

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ALIMENTOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ALIMENTOS

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

***MODELAGEM MATEMÁTICA E SIMULAÇÃO
DINÂMICA DE TROCADORES DE CALOR DE
PLACAS PARA O RESFRIAMENTO DE SUCOS DE
LARANJA NATURAL E CONCENTRADO***

Maria Isabel Berto
Engenheira de Alimentos

Prof. Dr. Vivaldo Silveira Jr. / DEA
Orientador

PARECER

Este exemplar corresponde à redação final da tese defendida por Maria Isabel Berto, aprovada pela Comissão Julgadora em 02 de março de 2000.

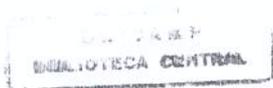
Campinas, 02 de março de 2000.



Prof. Dr. Vivaldo Silveira Júnior
Presidente da Banca

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

Campinas, março / 2000



UNIDADE	B.W
N.º CHAMADA:	F/UNICAMP
	B462m
V.	Ex.
TOMBO BC/	40789
PROC.	278100
C	<input type="checkbox"/>
D	<input checked="" type="checkbox"/>
PREÇO	\$99,00
DATA	31/03/00
N.º CPD	

CM-00138954-6

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

B462m Berto, Maria Isabel
Modelagem matemática e simulação dinâmica de trocadores de calor de placas para o resfriamento de sucos de laranja natural e concentrado / Maria Isabel Berto. —Campinas, SP: [s.n.], 2000.

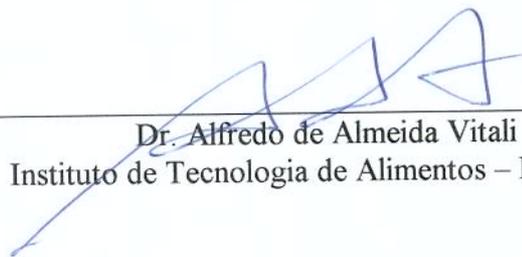
Orientador: Vivaldo Silveira Junior
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas.Faculdade de Engenharia de Alimentos.

1.Modelagem. 2.Suco de laranja. 3.Resfriamento. I.Silveira Junior, Vivaldo. II.Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia de Alimentos. III.Título.

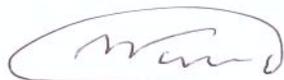
BANCA EXAMINADORA



Prof. Dr. Vivaldo Silveira Jr.
Departamento de Engenharia de Alimentos - UNICAMP



Dr. Alfredo de Almeida Vitali
Instituto de Tecnologia de Alimentos – Fruthotec



Prof. Dr. Satoshi Tobinaga
Departamento de Engenharia de Alimentos – UNICAMP

Prof. Dr. Carlos Alberto Gasparetto
Faculdade de Engenharia de Alimentos – UNICAMP

“Se você abre uma porta, você pode ou não entrar em uma nova sala. Você pode não entrar e ficar observando a vida. Mas se você vence a dívida, o temor, e entra, dá um grande passo: nesta sala vive-se! Mas, também, tem um preço... São inúmeras outras portas que você descobre. Às vezes curte-se mil e uma. O grande segredo é saber quando e qual porta deve ser aberta. A vida não é rigorosa, ela propicia erros e acertos. Os erros podem ser transformados em acertos quando com eles se aprende. Não existe a segurança do acerto eterno. A vida é generosa, a cada sala que se vive, descobre-se tantas outras portas. E a vida enriquece para quem se arrisca a abrir novas portas. Ela privilegia quem descobre seus segredos e generosamente oferece afortunadas portas. Mas a vida também pode ser dura e severa. Se você não ultrapassar a porta, terá sempre a mesma porta pela frente. É a repetição perante a criação, é a monotonia monocromática perante a multiplicidade das cores, é a estagnação da vida... Para a vida, as portas não são obstáculos, mas diferentes passagens!” (Içami Tiba)

Dedicatória

A Deus, por ter me enviado ao mundo através desta família muito especial, que me ajudou a ter condições de abrir mais esta porta na minha caminhada!

À minha maravilhosa mãe, Inez, por compartilhar comigo todos os momentos de alegrias e tristezas, pela força, amor, e pelo constante incentivo na continuidade de meus estudos

Ao meu pai, Osvaldo pelas alegrias, pelo amor, pelo seu sorriso, pelos seus abraços apertados, que me deixaram saudades, e principalmente pela certeza de que, de alguma maneira, ele ainda olha por nós.

À minha “irmã” do coração, Eliza, pela amizade, por estar sempre ao meu lado me apoiando, “quebrando meus galhos”, me dando força e amor

Às minhas irmãs Lúcia e Cristina e ao meu irmão Osvaldo, pelo carinho, amizade, incentivo

Ao Daniel, pelo amor e amizade

AGRADECIMENTOS

À UNICAMP e ao Departamento de Engenharia de Alimentos desta Faculdade, por possibilitar a complementação da minha formação.

À FAPESP, pelo suporte financeiro que tornou possível a realização deste trabalho.

Ao Vivaldo, pela orientação dedicada, pela amizade, paciência e principalmente por ter me dado a oportunidade de realizar este trabalho

Ao Alfredo, pelo constante auxílio durante o desenvolvimento deste projeto e por ter me despertado o interesse pela pesquisa

Aos membros da banca, por ajudarem a enriquecer o conteúdo deste trabalho

Aos meus sobrinhos maravilhosos: Isabela, Camila, Alexandre Guilherme, André, Bruna e Bianca, por tornarem nosso mundo mais alegre, bonito e feliz!

Aos meus cunhados, Ramiro e Bilão (Luiz Henrique), pela amizade e por estarem sempre prontos nas horas de apuro!

À Fepa, pela eterna amizade

Aos meus colegas do laboratório, pelo companheirismo, pelos momentos de alegria e dificuldades compartilhados

A todos os colegas de minha turma, pelas novas amizades que fiz aqui na UNICAMP

A todas as pessoas que de certo modo colaboraram para a realização deste trabalho

ÍNDICE DE TABELAS	V
ÍNDICE DE FIGURAS	VII
NOMENCLATURA	X
RESUMO	XIII
SUMMARY	XIV
I - INTRODUÇÃO	1
II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
II.1 – TROCADORES DE CALOR	3
II.2 – TROCADORES DE CALOR DE PLACAS.....	5
<i>II.2.1 - Descrição do Trocador de Calor de Placas (TCP)</i>	6
II.2.2 – <i>As correlações dos números adimensionais, Nu, Re e Pr, num TCP</i>	8
II.2.3 – <i>O controle de temperatura num TCP</i>	10
II.2.4 – <i>Parâmetros de construção fornecidos por fabricantes</i>	11
II.3 – SUCO DE LARANJA.....	12
II.4 - MODELOS MATEMÁTICOS	13
II.4.1- <i>Modelos para o fator de correção da diferença de temperatura em TCP</i>	14
II.4.2 – <i>Modelos para as correlações dos números adimensionais num TCP</i>	16
II.4.3 – <i>Modelos para comportamento reológico dos fluidos</i>	21
II. 4.4 – <i>Modelos para as propriedades físicas dos fluidos</i>	24
II.5 – CURVAS DE REAÇÃO DE PROCESSO PARA SINTONIA DE CONTROLADORES.....	30

III - MATERIAIS E MÉTODOS	34
III.1 – MATERIAIS	34
III.2 - METODOLOGIA	34
III.2.1 - <i>Descrição do Processo</i>	34
III.2.2 - <i>Desenvolvimento do modelo matemático em regime transiente</i>	35
III.2.2.1 – Comparação entre os Métodos Implícito, Explícito e Cranck-Nicolson	36
III.2.2.2 – Modelagem das propriedades físicas e reológicas dos fluidos	37
III.2.2.3 – Configuração do Trocador de Calor de Placas	37
III.2.2.4 – Correlações dos Números Adimensionais	39
III.2.3 - <i>Desenvolvimento do Simulador</i>	39
III.2.4 – <i>Planejamento de Ensaio</i>	41
III.2.4.1 – Validação do Modelo com Dados experimentais	41
III.2.4.2 – Seleção da melhor placa e configuração para cada processo de resfriamento;	42
III.2.4.3 - Comparação entre perturbações individuais positivas e negativas nas variáveis manipuláveis	43
III.2.4.5 - Análise das perturbações simultâneas nas variáveis manipuláveis	44
III.2.4.5 – Comparação entre simulações realizadas com as propriedades em função da temperatura e calculadas na temperatura de 25°C	48
III.2.5- <i>Análise dos resultados das simulações</i>	48
III.2.5.1- Curvas de Reação do Processo adimensionalizadas	48
III.2.5.2- Fator de Sensibilidade	50

IV – RESULTADOS.....	51
IV.1- DESENVOLVIMENTO DO MODELO MATEMÁTICO EM REGIME TRANSIENTE.....	51
IV.1.1 – <i>Balancos de Energia</i>	51
IV.1.2 – <i>Balanço de Massa</i>	56
IV.1.3 – <i>Adequação das Correlações das Propriedades Físicas e Reológicas dos Fluidos</i>	56
IV.1.3.1 – <i>Correlações das Propriedades Termo-físicas dos Fluidos</i>	56
IV.1.3.2 – <i>Correlações das Propriedades Reológicas dos Fluidos</i>	58
IV. 2 – DESENVOLVIMENTO DO SIMULADOR.....	60
IV.2.1 – <i>Comparação entre os Métodos de Resolução</i>	61
IV.2.2 – <i>Validação do Programa através de dados experimentais</i>	64
IV. 3 – COMPARAÇÃO DA EFICIÊNCIA DAS PLACAS NA TROCA DE CALOR	64
IV.3.1- <i>Comparações entre placas para o Suco de Laranja Natural</i>	65
IV.3.1- <i>Comparações entre placas para o Suco de Laranja Concentrado</i>	67
IV. 4 – COMPARAÇÃO DA EFICIÊNCIA DAS CONFIGURAÇÕES NA TROCA DE CALOR	72
IV.4.1- <i>Comparações entre as configurações para o Suco de Laranja Natural</i>	72
IV.4.2- <i>Comparações entre as configurações para o Suco de Laranja Concentrado</i>	74
IV. 4 – COMPARAÇÃO DE PERTURBAÇÕES NEGATIVAS E POSITIVAS	77
IV. 4.1 – <i>Análise do Fator de Sensibilidade para Perturbações Positivas e Negativas</i>	81
IV. 5 – ANÁLISE DAS PERTURBAÇÕES SIMULTÂNEAS	83
IV.5.1- <i>Análise das Perturbações Simultâneas no Processo de Resfriamento do SLN83</i>	

IV.5.1.1 – Análise dos efeitos das variáveis manipuláveis no Resfriamento do SLN.....	83
IV.5.1.2 – Comparação entre os Modelos Quadrático e Linear para o SLN.....	87
<i>IV.5.2- Análise das Perturbações Simultâneas no Processo de Resfriamento do SLC</i>	<i>90</i>
IV.5.2.1– Análise dos efeitos das variáveis manipuláveis n Resfriamento do SLC	91
IV.5.2.2 – Comparação entre os Modelos Quadrático e Linear para o SLC.....	94
IV. 6 – COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS OBTIDOS ATRAVÉS DA ANÁLISE DE FS, CURVA DE REAÇÃO DO PROCESSO E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL.....	97
IV. 7 – COMPARAÇÃO ENTRE SIMULAÇÕES REALIZADAS COM AS PROPRIEDADES EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA OU FIXADAS À TEMPERATURA DE 25°C	99
V – CONCLUSÕES.....	103
IV – SUJESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS.....	106
V – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	107

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 - Parâmetros de operação e construção fornecidos por fabricantes.....	11
Tabela 2 - Características geométricas das placas com corrugações retas e inclinadas	11
Tabela 3 - Parâmetros de escoamento- Parâmetros de escoamento	18
Tabela 4 – Dimensões da placa modelo P5-VRB do fabricante Alfa Laval	20
Tabela 5 - Valores das constantes das equações (37) e (38).....	22
Tabela 6 - Valores das constantes das equações (39) e (40).....	23
Tabela 7 - Constantes recomendadas por COHEN & COON para sintonia de controladores	32
Tabela 8 – Simulações realizadas para análise das melhores placa e configuração para o resfriamento do SLN.....	42
Tabela 9 - Simulações realizadas para análise das melhores placa e configuração para o resfriamento do SLC	43
Tabela 10 - Níveis do Planejamento 2^4 para o SLN.....	45
Tabela 11 - Planejamento fatorial composto central para SLN.....	45
Tabela 12 - Níveis do Planejamento 2^5 para o SLC.....	46
Tabela 13 – Planejamento fatorial composto central para o SLC	47
Tabela 14 : Parâmetros da eq. (95) para o cálculo do índice de consistência do SLC.....	59
Tabela 15 : Parâmetros da eq. (96) para o cálculo do índice de comportamento de fluxo do SLC	60
Tabela 16 – Dados de entrada das simulações de comparação dos 3 métodos de resolução.....	62
Tabela 17 – Comparação entre valores experimentais e preditos pelo simulador.....	64
Tabela 18 – Dimensões Geométricas das placas.....	64

Tabela 19 – Temperaturas de Estabilização do Suco Natural e Suco Concentrado após o	71
Tabela 20 – Temperaturas de Estabilização do Suco Natural e Suco Concentrado após o resfriamento realizado com diferentes configurações	77
Tabela 21 – Configurações dos TCPs selecionados para o resfriamento de SLN e SLC	77
Tabela 22 – Faixas das perturbações realizadas nos Estados Estacionários do SLN e SLC	78
Tabela 23 – Fatores de Sensibilidade das variáveis Perturbadas no processo de resfriamento do SLN e do SLC	82
Tabela 24 - Resultados da T_{SLN} (°C) obtidas nos ensaios do PFCC do SLN.....	83
Tabela 25 - Tabela dos Efeitos e interações do PFCC para o SLN.....	84
Tabela 26 – Comparação dos valores de R^2 e F_{Calc}/F_{Tab} para os modelos linear e quadrático no planejamento do SLN.....	87
Tabela 27 - Resultados da T_{SLC} (°C) obtidas nos ensaios PFCC para o SLC	90
Tabela 28 – Efeitos das variáveis independentes e interações do PFCC para o SLC.....	91
Tabela 29 - Comparação dos valores de R^2 e F_{Calc}/F_{Tab} para os modelos linear e quadrático no planejamento do SLC	94
Tabela 30 – Ordem de importância das variáveis independentes e interações sobre a Temperatura final do processo pelos diferentes Métodos de Análises das Perturbações.....	98
Tabela 31 – Simulações para comparação da utilização das propriedades físicas em função da temperatura para o SLN e SLC	99

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Configuração das placas em um TCP.....	7
Figura 2 - Exemplo de Curva de Reação do Processo para aplicação em Sintonia de Controladores.....	31
Figura 3 - Esquema do volume de controle a ser modelado	35
Figura 4 – Configuração de escoamento n°1: um passo para ambos fluidos.....	38
Figura 5 - Configuração de escoamento n°2: “2,j” passos para ambos fluidos	38
Figura 6 - Configuração de escoamento n°3: 1 passo para o refrigerante e “j” passos para o fluido	38
Figura 7 - Fluxograma do simulador	40
Figura 8 - Exemplo de tratamento de dados - curvas de respostas adimensionais	49
Figura 9 - Comparação entre os métodos de resolução para o estado estacionário	63
Figura 10 – Comparação entre os métodos de resolução após perturbação na temperatura de entrada do SLN de 80,42°C para 82,42°C.....	63
Figura 11 – Curvas de reação da temperatura do SLN - placa V13 e configuração 1	66
Figura 12 - Curvas de reação da temperatura do SLN - placa V7 e configuração 1	66
Figura 13 - Curvas de reação da temperatura do SLN - placa P5-VRB e configuração 1	66
Figura 14 – Curvas de reação da temperatura do SLC - placa V13 e configuração 1	68
Figura 15 - Curvas de reação da temperatura SLC com placa V7 e configuração 1	68
Figura 16 - Curvas de reação da temperatura do SLC - placa P5-VRB e configuração 1... ..	68
Figura 17 – Coeficientes de transferência de calor para o SLC com 61,75 e 65°Brix em função da temperatura, para as três placas testadas.	70

Figura 18 - Coeficientes de transferência de calor para o SLC e SLN em função da temperatura, para as três placas testadas.....	71
Figura 19 – Curvas de reação da temperatura do SLN-configuração 1 e placa P5-VRB.....	73
Figura 20 – Curvas de Reação da temperatura do SLN- configuração 2 e placa P5-VRB .	73
Figura 21- Curvas de Reação da temperatura do SLN-configuração 3 e placa P5-VRB.....	73
Figura 22 – Curvas de Reação da Temperatura do SLC - placa V7 e configuração 1.....	75
Figura 23 – Curvas de Reação da Temperatura do SLC - placa V7 e configuração 2.....	75
Figura 24 – Curvas de Reação da Temperatura do SLC - placa V7 e a configuração 3.....	75
Figura 25 – Curvas de reação da temperatura final do SLN obtidas após as perturbações negativas e positivas nas variáveis manipuláveis e iniciais.....	79
Figura 26 - Curvas de reação da temperatura final do SLN obtidas após as perturbações negativas e positivas nas variáveis manipuláveis e iniciais.....	79
Figura 27 – Curvas de reação do processo adimensionais para o SLN após perturbações positivas e negativas nas variáveis manipuláveis.....	80
Figura 28 - Curvas de reação do processo adimensionais para o SLC após perturbações positivas e negativas nas variáveis manipuláveis.....	80
Figura 29 – Gráfico de pareto para análise dos efeitos e interações das variáveis do SLN	84
Figura 30 – Curvas de reação do SLN dos ensaios com perturbação de amplitude [+1] na temperatura inicial do refrigerante (água).....	85
Figura 31 - Curvas de reação do SLN dos ensaios com perturbação de amplitude [-1] na temperatura inicial do refrigerante (água).....	86
Figura 32 – Superfície Temperatura final do SLN em função de T_R e T_{SLN}	88

Figura 33 – Superfície de resposta da temperatura final do SLN em função de T_R e V_{SLN}88

Figura 34 - Superfície de resposta da temperatura final do SLN em função de V_R e V_{SLN}89

Figura 35 – Superfície de resposta da temperatura final do SLN em função de T_R e V_R89

Figura 36 – Gráfico de Pareto para análise dos efeitos das variáveis e interações do SLC 92

Figura 37- Curvas de reação da temperatura final do SLC dos ensaios com perturbação de amplitude [+1] na temperatura inicial do refrigerante (propileno-glicol).....93

Figura 38 – Curvas de reação da temperatura final do SLC dos ensaios com perturbação de amplitude [-1] na temperatura inicial do refrigerante (propileno-glicol).....93

Figura 39 - Superfície de Resposta da temperatura final do SLC em função de T_R e T_{SLC}95

Figura 40 - Superfície de resposta da temperatura final do SLC em função de T_R e C_s95

Figura 41 - Superfície de resposta da temperatura final do SLC em função de T_R e V_R96

Figura 42 - Superfície de resposta da temperatura final do SLC em função de V_{SLC} e V_R96

Figura 43- Superfície de resposta da temperatura final do SLC em função de T_R e V_{SLC}97

Figura 44– Comportamento do Calor específico em função da temperatura. 101

Figura 45 – Comportamento do coeficiente de troca de calor em função da temperatura 101

NOMENCLATURA

A	Área de troca de calor	m^2
A_x	Área da seção transversal do escoamento entre as placas	m^2
a, a', b	Constantes	
B	Exemplo de variável resposta, representada na Figura 2	
Bu	Valor atingido de "B" após uma perturbação de intensidade "I"	
C_1, C_2, x, y, y_1, z	Constantes empíricas nas relações de Nusselt	
C	Calor específico do fluido	J/(kg °C)
C_s	Concentração de sólidos solúveis na solução	°Brix
D	Diâmetro do canal de escoamento	m
D_e	Diâmetro equivalente	m
e_c	Espaçamento entre as placas	m
e_p	Espessura das placas	m
Ea	Energia de ativação	kcal/mol
fs	Fração sólida de um alimento	% kg/kg
F_T	Fator de correção da média logarítmica de temperatura	
h	Coefficientes convectivos de transferência de calor	W/(m ² K)
I	Intensidade de uma perturbação	
i	Instante i	s
j	Canais do trocador de calor de placas	
K	Índice de consistência do fluido	Pa s ⁿ
k	Número de divisões no comprimento L das placas do TCP	
K_c	Parâmetro controlador aplicado em métodos de sintonia de controladores	
L	Comprimento das placas	m
M	Massa de fluido	kg
\dot{m}	Fluxo de massa	kg/(s m ²)

N	Número de correntes ou de passos do trocador	
n	Índice de comportamento do fluido	
Np	Número total de placas	
Nu	Número de Nusselt	$h D/k$
Pr	Número de Prandtl	$C_p \eta/\lambda$
p	Probabilidade estatística do parâmetro analisado ser significativo ao nível de 95%	
q	Calor transferido	kJ/s
R	Constante geral dos gases perfeitos	$8,314 \text{ J}/(\text{mol K})$
Re	Número de Reynolds	$\rho v D/\eta$
S	Inclinação da tangente da curva da Figura 2	
SLC	Suco de Laranja Concentrado	
SLN	Suco de Laranja Natural	
t(f)	Teste estatístico de "Student" com "f" graus de liberdade	
t	Tempo	s
T	Temperatura	K
Td	Tempo morto	s
U_g	Coefficiente global de transferência de calor	$\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$
v	velocidade	m/s
V	vazão volumétrica	m^3/s
V_M	vazão mássica	kg/s
X	Fração mássica	% m/m
X_1, X_2, X_3	Curvas do comportamento de uma variável a diferentes perturbações aplicadas	
X^*	Variável adimensional	
w	Largura das placas	m
z	Tempo de estabilização para a curva de reação do processo representada na Figura 2	s
Símbolos Gregos		
α	Difusividade térmica	m^2/s
α_{PF}	Amplitude do ponto axial no planejamento fatorial composto central	

λ	Condutividade térmica do material	W/(m K)
η	Viscosidade do fluido	Pa.s
ρ	Densidade do fluido	kg/m ³
ε	Eficiência térmica	
θ	Temperatura	°C
ξ	Parâmetro de escoamento conforme modelo da placa	
$\Phi(n)$	Função de escoamento, conforme modelo da placa	
η_{a100}	Viscosidade aparente medida a 100s ⁻¹	Pa s
η_{ap}	Viscosidade aparente do fluido	Pa s
τ	Tempo adimensional	
τ_D, τ_I	Parâmetros controladores aplicados em métodos de sintonia de controladores	
φ	Constante de proporcionalidade	
Δx	Espaçamento no comprimento da placa	m

Subscritos

0	Valor inicial de uma perturbação
e	Entrada
f	Fluido quente (produto)
I	Valor final de uma perturbação
m	Médio
n	Componente do alimento
p	Placa
pg	Propileno glicol
r	Fluido refrigerante
s	Saída
w	Água

RESUMO

Os trocadores de calor de placas são amplamente utilizados na indústria de alimentos para diversos fins dentre os quais destacam-se os tratamentos térmicos como resfriamento, aquecimento, pasteurização e esterilização. A predição da temperatura dos fluidos alimentícios dependente das condições de operação para um tratamento térmico realizado em trocadores de calor é fundamental para a obtenção de um produto final de boa qualidade, com um tempo de prateleira adequado. Diante destes fatos, o presente trabalho consistiu na modelagem matemática e simulação dinâmica do resfriamento do fluido Newtoniano suco de laranja natural e do fluido não-Newtoniano, suco de laranja concentrado, realizado em um trocador de calor de placas. A simulação dinâmica teve como objetivo a predição das curvas de reação do processo de resfriamento representada pelo comportamento da temperatura destes produtos com o tempo, sob diversas condições de operação. A modelagem utilizada nesta simulação foi uma adaptação de vários modelos já propostos, codificada no programa Mat-Lab. Foi realizado um planejamento de ensaios, alterando as variáveis: vazões de produto e de refrigerante secundário, concentrações de sólidos solúveis e temperaturas iniciais dos fluidos de operação. Através das simulações obtidas, foi possível avaliar o grau de influência das variáveis perturbáveis sobre a temperatura do produto após o resfriamento. Através das curvas de reação do processo, que são subsídios para sintonia de controladores para automação deste tipo de equipamento, concluiu-se que alterações nas características do fluido, nas configurações de escoamento ou das placas e das condições iniciais de operação afetam diretamente a temperatura final e a dinâmica do processo de resfriamento.

SUMMARY

The plate heat exchangers are widely used in the food industry for many processes that involve thermal treatments such as pasteurization, sterilization, cooling and heating of fluids. The prediction of the outlet fluid temperature transient behavior as a function of the of the operational conditions for a thermal treatment in heat exchangers, has fundamental importance in the obtainment of good quality products, with a adequate shelf life. The present work consisted of the mathematical modeling and dynamic simulation of the cooling process of the Newtoniano fluid – natural orange juice, and the non-Newtonian fluid – concentrate orange juice, in a plate heat exchanger. The dynamic simulation has the purpose of predicting the cooling process reaction curves, represented by the temperature behavior with time, under several disturbances in the operational conditions. The modeling used in this simulation was an adaptation of several models already proposed in the literature and the code was accomplished in the program Mat-Lab. In the proposed experimental design, disturbances were made in the following variables: orange juices and refrigerants mass flow rates, inlet fluid temperatures and orange juice soluble solid contents. Through the simulations obtained, it was possible to analyze the effects of these variables in the outlet orange juice temperature. The process reactions curves obtained, which are a new subsidy in tuning and controlling works, showed that changes in the fluid characteristics, in flows configurations, in the kind of plates and in the initial operational conditions affect directly the fluid outlet temperature and the dynamics of the cooling process.

I - INTRODUÇÃO

Aquecimento e resfriamento de fluidos são alguns dos processos mais praticados em plantas de processamento de alimentos. Em uma indústria alimentícia é comum encontrar processos como refrigeração, congelamento, esterilização, pasteurização, secagem e evaporação. Estes processos envolvem transferência de calor entre o produto e o meio refrigerante ou aquecedor. O aquecimento e o resfriamento de produtos alimentícios são necessários principalmente para a obtenção de processos que resultam em prevenção de crescimento de microrganismos e degradação enzimática (SINGH e HELDMAN, 1993).

Dentre os equipamentos utilizados em processos que envolvem troca de calor entre fluidos, os trocadores de calor de tubo e carcaça e de placas são os equipamentos mais empregados. Os trocadores de placas foram desenvolvidos na década de 30, e ultimamente vem crescendo cada vez mais a sua aplicação nas indústrias de alimentos (SINGH e HELDMAN, 1993). Dentre as principais vantagens de utilização deste equipamento tem-se: a facilidade de inspeção e limpeza, alto coeficiente de troca de calor, formato compacto que ocupa pouco espaço na planta industrial e sua simples operação (LEULIET *et al.*, 1990).

Muitas pesquisas foram realizadas sobre trocadores de calor de placas, principalmente relacionadas às características de troca de calor, nos projetos de trocadores de calor e em parâmetros do equipamento no regime estacionário.

Atualmente os trocadores de calor de placas são empregados nas indústrias de alimentos, muitas vezes, sem controle acurado das temperaturas de operação, podendo gerar um produto final com características indesejáveis como desnaturação térmica de alguns componentes, e a perda de valores nutritivos e sensoriais. Além desse problema, o comportamento reológico dos fluidos e o estudo do regime de escoamento raramente são considerados no dimensionamento do equipamento, o que agrava as condições de operação e controle, principalmente no caso da utilização de fluidos não-Newtonianos, que geralmente apresentam viscosidade elevada.

Para uma melhora nos níveis de qualidade dos produtos e processos, é necessário que se tenha uma predição no comportamento dinâmico para os diferentes fluidos, mostrando que nesta troca térmica podem ocorrer diferenças significativas quanto ao tratamento, devido às características de cada fluido.

Diante destes fatos o objetivo do presente trabalho consiste no desenvolvimento da modelagem matemática e codificação de um simulador dinâmico, flexível a alterações de parâmetros, que permite uma predição das temperaturas do produto sob diversas condições de operação, utilizando-se fluidos com diferentes comportamentos reológicos. Para o caso de fluidos Newtonianos, foi enfocado o resfriamento de suco natural enquanto que para os fluidos não-Newtonianos, fez-se o resfriamento de suco de laranja concentrado.

O trabalho justifica-se pela versatilidade do simulador dinâmico, que apresenta vantagens quanto à rapidez de obtenção de resultados, quanto a flexibilização na configuração e nas condições de operação, fornecendo assim subsídios para a otimização do processo e melhora na qualidade do produto final. A obtenção da curva de reação do processo de resfriamento tem aplicação direta para futuros trabalhos de sintonia e controles que possam ser realizados neste tipo de equipamento

II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

II.1 – TROCADORES DE CALOR

A escolha dos meios de aquecimento ou resfriamento requer muito mais que o conhecimento do consumo de vapor, da água de resfriamento ou de líquido refrigerante. O conhecimento dos tipos de trocadores de calor e do processo específico torna-se indispensável para o balanço econômico, precisando-se, então, conhecer as mudanças envolvidas, os equipamentos auxiliares, como bombas e válvulas e também a eficiência dos operadores.

A aceitação econômica de um trocador de calor depende do trinômio tempo, temperatura e trabalho mecânico. O processo escolhido deve depender basicamente, da avaliação econômica, ser preferencialmente contínuo e evitar as seguintes condições de operação indesejáveis:

- Superaquecimento ou sub-resfriamento localizado.
- Taxa de transmissão de calor inadequada.
- Pouca ou excessiva agitação.
- Condições de operação variáveis.

Segundo HOLMAN (1983), para cada aplicação, existem regras a serem seguidas para a obtenção do melhor projeto do trocador de calor, compatibilizando as considerações econômicas com o peso, dimensões, arranjo, etc.

Os projetos de trocadores de calor são feitos com bases em cálculos do coeficiente de transferência de calor. O calor transferido, considerando-se uma parede plana, exposta a um fluido quente, “f”, em um dos lados e um fluido refrigerante, “r”, em outro lado é calculado pela equação (1).

$$q = \frac{\Delta\theta_{ML}}{1/Ah_r + \Delta x/kA + 1/Ah_f} \quad (1)$$

Onde os termos $1/h$ representam a resistência térmica por convecção, o termo $\Delta x/k$, a resistência térmica por condução e o $\Delta\theta_{ML}$ a média logarítima da diferença entre as temperaturas em graus Celsius.

O calor total transferido pelos mecanismos combinados de condução e de convecção é freqüentemente expresso em termos do coeficiente global de transferência de calor (U_g), mostrado na equação (2):

$$q = U_g A \Delta\theta_{ML} \quad (2)$$

Portanto, através das equações (1) e (2), tem-se que o coeficiente global de transferência de calor (U_g), dado pela equação (3):

$$U_g = \frac{1}{1/h_r + \Delta x/k + 1/h_f} \quad (3)$$

Conforme HOLMAN (1983), dependendo das condições do projeto, a resistência térmica por condução pode ser considerada desprezível em relação às resistências por convecção e é desconsiderada nos cálculos.

Segundo SISSOM e PITTS (1979), a diferença de temperatura $\Delta\theta_{ML}$ é calculada por definição conforme a equação (4)

$$\Delta\theta_{ML} = \frac{\Delta\theta_f - \Delta\theta_r}{\ln \frac{\Delta\theta_f}{\Delta\theta_r}} \quad (4)$$

Porém quando não se tem estas condições ou em casos de arranjos complexos, a equação (2) deve contemplar um fator de correção. Conforme cita MARTUCCI (1976),

para trocadores de calor convencionais, ábacos são utilizados para estabelecer estes fatores, porém os mesmos não são aplicáveis a trocadores de calor de placas, devido à complexidade de sua geometria.

II.2 – TROCADORES DE CALOR DE PLACAS

Segundo ROETZEL *et al.* (1994) os trocadores de calor de placas eram originalmente utilizados principalmente para processos que necessitassem alto grau de higiene e sanitização, como no processamento de fluidos alimentícios. Nas duas últimas décadas, a sua aplicação se ampliou para indústrias químicas como as de papel, farmacêutica e petroquímica, particularmente para processos que envolvem aquecimento e resfriamento de fluidos. A razão desta demanda na aplicação não se deve só pela facilidade de limpeza e sua pela sua forma compacta, mas sim pelo fato de ser possível alcançar alta taxa de transferência de calor de calor devido a alta turbulência com velocidades de escoamento baixas, comparadas com as de tubo e carcaça e também por poder ser utilizado mesmo quando a diferença de temperaturas entre os fluidos quente e frio é pequena .

Segundo SHARIFI *et al.* (1995), as excelentes características de transferência de calor dos trocadores de calor de placas, seu tamanho compacto e menor comparado com os tradicionais trocadores de tubo e carcaça, fizeram do trocador de calor de placas uma importante escolha para aplicações de engenharia.

Para MASUBUCHI e ITO (1977), as principais vantagens do trocador de calor de placas (TCP) são:

- coeficiente de transferência de calor é alto e a troca de calor pode ser feita de forma compacta,
- ambos os lados da placa são facilmente acessíveis à limpeza e inspeção.

LEULIET *et al.* (1990) complementam ainda que há vantagens comparando-o com os tradicionais trocadores de tubo e carcaça em relação à:

- capacidade do equipamento,

- possibilidade de recuperação de energia ,
- utilização simples,
- presença de turbulência a baixas velocidades

Segundo BUONAPARTE *et al.* (1963), a alta eficiência do trocador de calor de placas é atribuída à geometria das placas de troca de calor, dentre as quais fluido escoar em espaços pequenos (2 a 5 mm) e sofre mudanças abruptas de direção e velocidade do escoamento, produzindo turbulência mesmo a baixas velocidades.

Apesar das inúmeras vantagens que os trocadores de placas apresentam, atualmente, o controle da operação destes equipamentos na indústria é na maioria das vezes feito utilizando controles do tipo “*on -off*”.

II.2.1 - Descrição do Trocador de Calor de Placas (TCP)

Um TCP consiste de uma estrutura com um conjunto de chapas metálicas onduladas, providas de gaxetas e de cantoneiras abertas, com passagens para dois fluidos, onde ocorre a transferência de calor. Os fluidos ficam permanentemente separados por duas gaxetas, ambas abertas para a atmosfera. As placas são mantidas apertadas numa estrutura que contém as conexões para os fluidos.

As placas são vedadas nas bordas por gaxetas de borracha e possuem aberturas nos cantos, dispostas de tal forma que os dois fluidos circulam através de espaços alternados entre as placas, conforme Figura 1 . O número de placas depende da taxa de escoamento, das propriedades físicas dos fluidos e das temperaturas de operação.

As placas podem estar dispostas de várias maneiras e são classificadas segundo a configuração de escoamento em três categorias.

- configuração de escoamento em série: onde o escoamento é contínuo e muda de direção ao passar por cada uma das passagens verticais,

- configuração em escoamento paralelo: no qual a vazão de entrada se divide em escoamentos paralelos e depois convergem à uma só uma saída no final do trocador,
- configuração de escoamento complexo: apresenta várias combinações das configurações em série e em paralelo.

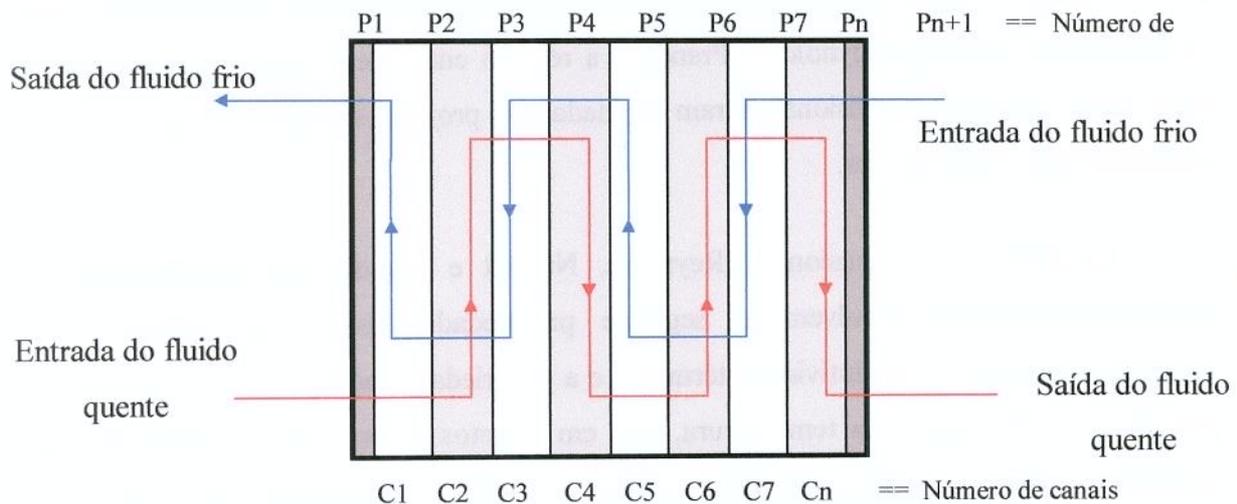


Figura 1 - Configuração das placas em um TCP

A geometria das placas e as formas das rugosidades dependem do fabricante do equipamento. LEULIET *et al.* (1990), classificam as placas em duas grandes categorias: placas com corrugações retas e placas tipo espinha de peixe. As placas com corrugações retas são aquelas em que os canais de escoamento são perpendiculares ao eixo axial da placa, enquanto que nas placas espinhas de peixe, os canais de escoamento estão dispostos na posição inclinada em relação ao eixo axial.

O TCP, embora opere com velocidades baixas, entre 0,3 a 1 m/s, para líquidos semelhantes à água, apresenta um escoamento turbulento, promovido pelos canais estreitos com nervuras e depressões variadas. Segundo KARLSSON e MACEI (1996), os valores de Reynolds críticos estão na faixa de 10 a 400, dependendo das características geométricas das placas. Isto é especialmente importante no caso de fluidos viscosos. Para MARTUCCI (1976) devido à turbulência em baixas velocidades, é possível obter um coeficiente de troca

de calor com os valores iguais aos de tubo e carcaça com valores de Reynolds cinco vezes menores.

II.2.2 – *As correlações dos números adimensionais, Nu, Re e Pr, num TCP*

A performance hidrodinâmica das placas é geralmente correlacionada com o fator de atrito ($f/2$), o número de Reynolds (Re) e a performance térmica está correlacionada com os números de Nusselt, Reynolds e Prandtl e a relação entre eles. Assim, muitas relações entre estes números adimensionais foram estudadas em projetos sobre trocadores de calor, realizados por vários autores.

Os números adimensionais, Reynolds, Nusselt e Prandtl, que correlacionam a performance térmica envolvem as seguintes propriedades físicas dos fluidos: calor específico, densidade e condutividade térmica, e a propriedade reológica viscosidade. Estas propriedades são função da temperatura, mas em projetos de engenharia, geralmente são calculadas na temperatura média entre entrada e saída do equipamento ou a 25°C. As relações de Reynolds, Nusselt e Prandtl para fluidos Newtonianos e não-Newtonianos são apresentadas nas equações (5), (6) e (7), respectivamente.

$$Re = \frac{\rho v D_e}{\eta} \quad (5)$$

$$Nu = \frac{h D_e}{\lambda} \quad (6)$$

$$Pr = \frac{C \eta}{\lambda} \quad (7)$$

Como para o caso dos trocadores de placas as informações disponíveis são limitadas, os métodos para calcular o coeficiente de transferência de calor (h) nestes equipamentos e a relação entre os números adimensionais consistem em utilizar as equações desenvolvidas para os trocadores tubulares.

A equação Sieder-Tate, é uma das relações mais utilizadas nos projetos de trocadores de calor, válida para regime turbulento completamente desenvolvido, em dutos circulares.

$$\text{Nu} = C_1 \text{Re}^x \text{Pr}^y \left(\frac{\eta}{\eta_p} \right)^z \quad (8)$$

Os valores das constantes C_1 , x , y , z , adotados por Sieder-Tate foram respectivamente 0,027 ; 0,8 ; 0,333; 0,14.

Considerando o caso onde a viscosidade na parede é igual à viscosidade do fluido no duto, obtem-se a equação (9) de Dittus-Boelter, que é uma simplificação da equação (10).

$$\text{Nu} = C_2 \text{Re}^x \text{Pr}^{y_1} \quad (9)$$

Neste caso, os valores das constantes empíricas C_2 e x são, respectivamente, 0,23 e 0,8. O valor y_1 é de 0,4 para o fluido que está sendo aquecido e 0,3 para o de resfriamento.

Para o caso dos trocadores de placas, BUONAPARTE *et al.* (1963), LEULIET *et al.* (1990), KARLSSON e MACEI (1996), dentre outros autores, utilizam um diâmetro equivalente, devido aos canais não circulares entre as placas, que substituirá o diâmetro (D) nas equações previamente citadas. O diâmetro hidráulico é definido como 4 vezes a área da seção transversal do escoamento dividida pelo perímetro molhado do canal. Para um canal de seção reta retangular com comprimento “w” e largura “e”, tem-se:

$$D_e = \frac{2(e w)}{(e + w)} \quad (10)$$

Nas adaptações das equações de Sieder e Tate e Dittus-Boelter para a utilização nos cálculos de transferência de calor nos trocadores de placas, estudos mostram que as constantes empíricas destas equações variam dependendo das características de escoamento e geometria das placas. Porém dados experimentais mostram que os valores de “ C_1 ” e “ C_2 ” para regime turbulento, estão na faixa de 0,15 à 0,40. Os valores de “ x ” se englobam na faixa de 0,65 à 0,85, com maior tendência em ficar próximo do limite inferior. A constante “ y ” é geralmente considerada 0,333 para a equação de Sieder-Tate e 0,4 para aquecimento

ou 0,3 para resfriamento, na equação de Dittus-Boelter, segundo MARRIOT (1971). KARLSSON e MACEI (1996) citam que o valor mais encontrado do exponencial “z” é de 0,14, como originalmente encontra-se na equação de Sieder-Tate.

Outras relações dos números adimensionais utilizadas especificamente para trocadores de calor de placas são especificadas mais adiante, no item de modelagem.

II.2.3 – O controle de temperatura num TCP

O controle da temperatura dos trocadores de calor é fundamental tanto para a qualidade do produto como a do processo.

No caso de pasteurização de leite pelo método HTST (*High Temperature Short Time*), a temperatura se constitui na principal variável, pois a qualidade do produto final depende principalmente de como ela foi controlada. Atualmente, o controle se limita apenas em verificar se a temperatura do produto na saída do tubo de retenção está acima do mínimo permitido. Como não há um controle mais acurado, o cálculo do valor de letalidade, “F”, do processo, que é dependente da temperatura e do tempo de residência no tubo de retenção, não pode ser avaliado precisamente, acarretando prejuízos tanto às características sensoriais do produto como também no cálculo de seu *shelf-life*.

Além do problema relacionado diretamente com a qualidade do produto, o mau controle das temperaturas afeta diretamente o valor da média logarítmica da temperatura utilizada tanto para o cálculo do coeficiente global de transferência de calor (equação 3), como os outros parâmetros de operação do equipamento.

Num estudo sobre análise dinâmica de sistemas de trocadores de calor de placas, utilizando número de placas variáveis e diferentes arranjos, MASUBUCHI e ITO (1977) concluíram que na maioria dos tipos de escoamento, o aumento de temperatura efetiva é proporcional ao aumento do número de passagens (canais) do trocador. Além disso, as respostas dinâmicas dependem fortemente da relação entre a entrada e saída dos canais, onde cada fluido escoar em paralelo ou contra-corrente.

II.2.4 – Parâmetros de construção fornecidos por fabricantes

Nos projetos de trocadores de calor, parâmetros de operações para a construção dos mesmos são fornecidos pelos fabricantes destes equipamentos. Na Tabela 1 são apresentados como exemplo, alguns desses parâmetros de operação e construção dos trocadores de calor de placas.

Tabela 1 - Parâmetros de operação e construção fornecidos por fabricantes

Parâmetro	Fabricante	Fabricante
	APV (1996)	Alfa Laval (1996)
Área de Transferência (m ²)	0,002 a 4,75	0,1 a 2200
Vazão (m ³ /h)	0,5 a 3500	3600 (máx.)
Diâmetro das Conexões (mm)	25 a 400	450 (máx)
Pressão máxima de operação (bar)	25	25
Temperatura (°C)	-35 a 200	200 (max)

As placas dos trocadores de calor variam muito conforme o fabricante, em relação à dimensão, rugosidades, espessura, etc. LEULIET *et al.* (1990), RENE e LALANDE (1987) e RENE *et al.* (1991) utilizaram dois modelos de placas em seus experimentos e correlacionaram os números adimensionais à geometria das placas. As características geométricas de dois modelos de placas, que apresentam estes tipos de corrugações, utilizadas estão expressas na Tabela 2. A placa V7 apresenta as corrugações retas, enquanto que na placa V13, estas formam um ângulo de 60°. Ambas são fabricadas com aço inoxidável 316 Ti, de condutividade térmica (λ_p) de 16.3 W/(m K.)

Tabela 2- Características geométricas das placas com corrugações retas e inclinadas

	V7	V13
Comprimento L (m)	0.495	0.636
Largura w (m)	0.150	0.204
Espessura (e) 10 ⁻³ m	0.8	0.6
Profundidade da Corrugação 10 ⁻³ (m)	3.8	3.5

II.3 – SUCO DE LARANJA

Apesar do simulador ser adaptável a qualquer produto com escoamento Newtoniano ou não-Newtoniano, as análises de resultados foram baseadas na utilização dos produtos sucos de laranja natural e concentrado, devido a importância dos mesmos no quadro atual da economia brasileira e pelo comportamento de escoamento específico que o suco de laranja concentrado apresenta.

O suco de laranja pode ser definido como um suco não fermentado obtido de laranjas maduras. É uma suspensão de partículas e glóbulos de óleo em uma suspensão líquida complexa – soro, contendo açúcares, ácidos, sais, vitaminas, essência, pigmentos e substância pécnicas. As substâncias solúveis são formadas principalmente por açúcares (glicose, frutose e sacarose) e ácidos (ascórbico e cítrico). A pectina contida nas paredes das células é responsável em aumentar a viscosidade do suco.

O Brasil, juntamente com os Estados Unidos detém mais de 50% da produção mundial de laranja (FAO, 1995). Segundo a Associação Brasileira dos Exportadores de Cítricos, cerca de 73,3% da produção de laranja produzida na safra de 96/97 foi processada. Segundo reportagem de AGUIAR (1997), os estados São Paulo e Flórida produzem conjuntamente 90% de todo o suco de laranja consumido no mundo. Da produção brasileira, 98% é destinada à exportação (20% para os EUA) enquanto que a totalidade do suco processado na Flórida é destinada ao próprio consumidor americano.

O processamento do mesmo para a obtenção do suco concentrado congelado é o destino da maior parte da produção da laranja no Brasil. A maioria desta produção é destinada a exportação, já que seu consumo não é tão intenso no país comparado com o mesmo consumo no exterior.

O suco de laranja concentrado possui um comportamento de escoamento muito específico e complexo, e portanto é alvo de muitos estudos. Por ser um fluido não Newtoniano, o dimensionamento dos equipamentos que envolvem o seu escoamento devem levar em consideração os dados reológicos, em função da temperatura e concentração de sólidos do produto. As propriedades físicas como densidade específica,

difusividade e calor específico em função da temperatura também são parâmetros importantes nos cálculos de transferência de calor.

Devido a este comportamento reológico específico, no processamento industrial o suco concentrado é geralmente resfriado, após a saída do evaporador a uma temperatura de 18°C até -10°C e depois estocado em tanques refrigerados onde o suco deverá atingir uma temperatura de aproximadamente -18°C.

II.4 - MODELOS MATEMÁTICOS

Os parâmetros considerados nos estudos de modelagem de TCP são :

- regime de escoamento (de laminar a turbulento);
- comportamento reológico dos fluidos;
- a configuração geométrica dos trocadores de calor a placas;
- os efeitos das propriedades físicas e reológicas dependentes da temperatura.

São encontrados na literatura alguns artigos que estudam o comportamento dinâmico dos trocadores de calor de placas, devido a sua importância no controle de operação industrial a partir de modelagem e simulação desse processo. MASUBUCHI e ITO (1977) realizaram uma análise dinâmica dos trocadores de placas, em suas mais variadas formas de arranjo, tipos de escoamento e compararam os resultados obtidos dinamicamente com os obtidos para o estado estacionário. Observaram que a resposta dinâmica era muito dependente do tipo de escoamento dos fluidos (contracorrente, concorrente), da forma de arranjo das placas e do número de placas e passagens. Na modelagem do processo foram feitas algumas considerações simplificadoras para facilitar a resolução do problema através de métodos numéricos, como Runge-Kutta de 4ª ordem.

SHARIFI *et al.* (1995) desenvolveram um modelo para simulação dinâmica dos trocadores de placa que foi validado quando comparado com dados experimentais obtidos com um trocador de placas com arranjo em série de 6 canais, com escoamento dos fluidos

em paralelo e fluxo contracorrente. RENE *et al.* (1991) também propuseram um modelo com comparação ao experimental, para fluidos Newtonianos e não-Newtonianos.

II.4.1-Modelos para o fator de correção da diferença de temperatura em TCP

O TCP atinge a máxima eficiência para condições de fluxos iguais, entretanto segundo MARRIOT (1971), para sistemas que possuem a relação de fluxo mínimo e máximo (V_{\min}/V_{\max}) superior a 0,7, haverá um fator de correção no MLDT, como mostra a equação (11):

$$q = U_g A F_T \Delta T_{ml} \quad (11)$$

Vários estudos sobre a correção da diferença de temperatura em trocadores de calor de placas (F_T), aplicado na equação (11), dentre os quais pode-se citar BUONAPARTE *et al.* (1963), RENE *et al.* (1991).

BUONAPARTE *et al.* (1963), num estudo sobre a transferência de calor em TCP concluíram que a média logarítmica deve ser ajustada para que realmente represente uma média efetiva entre as temperaturas. Para isto, estudaram esta correção em função do escoamento do fluido e da geometria e disposição das placas. Constataram primeiramente que para trocadores de calor com 1 ou 2 placas, este fator de correção é 1, isto é, não há influência destes parâmetros no cálculo da média logarítmica. Para trocadores com maior número de placas, comparando os valores calculados da diferença de temperatura com os valores experimentais, constatou-se que o desvio entre eles não é superior à 5%.

Para trocadores de calor que possuem escoamento em paralelo, os resultados mostram que o parâmetro de escoamento tem um significado pequeno e que o fator de correção está relacionado com a configuração do trocador de calor. Para trocadores que possuem um número par de placas o fator de correção é de 0,967 e para os trocadores com número ímpar de placas é de 0,942, obtendo-se uma média de 0,95. Entretanto, os trocadores de calor com escoamento em série, mostram dependência tanto da taxa de escoamento como da configuração do escoamento.

Segundo RENE *et al.* (1991), uma vez que o TCP possui os escoamentos co-corrente e contra corrente, o fator de correção da média logarítmica (F_T), usado para corrigir o desvio de um trocador de calor ideal operando apenas em contra-corrente é apresentado na equação (12).

Os valores do “ F_T ” para diferentes geometrias de trocadores tipo tubo e carcaça podem ser compilados, sendo que pode-se considerar o TCP (um canal por passo) como trocadores tubo e carcaça de “ n ” carcaças por “ $2n$ ” tubos.

$$F_T = \frac{\left(\frac{R^2 + 1}{R - 1}\right)^{1/2} \ln\left(\frac{1 - \varepsilon'}{1 - \varepsilon' \cdot R}\right)}{\ln\left(\frac{2/\varepsilon' - 1 - R + (R^2 + 1)^{1/2}}{2/\varepsilon' - 1 - R - (R^2 + 1)^{1/2}}\right)} \quad (12)$$

com :

$$\varepsilon' = \frac{1 - \left(\frac{1 - \varepsilon R}{1 - \varepsilon}\right)^{3/N}}{R - \left(\frac{1 - \varepsilon R}{1 - \varepsilon}\right)^{3/N}} \quad (13)$$

nesta relação estima-se : $\varepsilon = \text{Max}(\varepsilon_f, \varepsilon_r)$ e $R = \text{Min}(R_f, R_r)$

sendo :

$$\varepsilon_f = \frac{\theta_{fe} - \theta_{fs}}{\theta_{fe} - \theta_{re}} = \varepsilon_r R_r \quad (14)$$

$$\varepsilon_r = \frac{\theta_{rs} - \theta_{re}}{\theta_{fe} - \theta_{re}} \quad (15)$$

$$R_r = \frac{V_r \rho_r C_r}{V_f \rho_f C_f} = \frac{1}{R_f} \quad (16)$$

As atribuições necessárias para o uso do fator de correção (F_T) são :

- coeficiente de transferência de calor médio, U_g , é constante em todo o comprimento do trocador;
- as taxas de fluxo volumétrica e os calores específicos são constantes em todo o comprimento do trocador;
- não há mudança de fase durante a troca térmica.

Assim o “ F_T ” diminui com o acréscimo da eficiência térmica, ε .

II.4.2 – Modelos para as correlações dos números adimensionais num TCP

Muitas correlações dos números adimensionais foram feitas para a aplicação em trocadores de calor de placas: MARRIOT (1971), RENE *et al.* (1991), BUONAPARTE *et al.* (1963), LEULIET *et al.* (1987), dentre outros.

Segundo MARRIOT (1971), uma das placas mais utilizadas, com corrugações de ambos os lados, possui a correlação da performance teórica que é apresentada na equação (17) e para placas que apresentam ondulações apenas de um lado a correlação mais adequada é mostrada na equação (18).

$$Nu = 0,374 Re^{0,688} Pr^{0,333} \left(\frac{\eta}{\eta_p} \right)^{0,15} \quad (17)$$

$$Nu = \left(0,484 - 0,0505 \frac{L}{e} \right) Re^{0,658} Pr^{0,4} \quad (18)$$

sendo: $L/e = 1,5$ a $1,0$; onde “ L ” é o comprimento reto do canal ou das placas antes da mudança de direção e “ e ” o espaçamento normal para a direção do fluxo no local.

A velocidades nominais para líquidos com comportamento reológico similar ao da água, em fluxo turbulento, situam-se geralmente na faixa de $0,3$ a $1,0$ m/s, porém as velocidades reais podem superar em 4 vezes, aproximadamente (MARRIOT, 1971).

RENE e LALANDE (1987), utilizaram a seguinte correlação, descrita na equação (19) em seu trabalho sobre resoluções de equações numéricas de troca de calor térmica em diferentes canais.

$$Nu = 0,28 Re^{0,65} Pr^{0,4} \left(\frac{\eta}{\eta_p} \right)^{0,14} \quad (19)$$

No estudo de transferência de calor em trocadores de placas, RENE *et al.* (1991) através de dados experimentais desenvolveram as correlações adimensionais, que levam em consideração o modelo das placas e várias faixas de Reynolds.

As equações (20) e (21) se aplicam para trocadores com placas de corrugações retas (V7), enquanto que as equações (22) e (23) foram desenvolvidas para trocadores que operam com placas apresentando corrugações inclinadas, tipo espinha de peixe (V13) sendo:

$$Re_g \leq 70 \quad Nu = 0,634 Re_g^{1/3} Pr_g^{1/3} \quad (20)$$

$$Re_g > 70 \quad Nu = 0,312 (Re_g^{2/3} - 8,45) Pr_g^{1/3} \quad (21)$$

$$Re_g \leq 5,5 \quad Nu = 0,590 Re_g^{1/3} Pr_g^{1/3} \quad (22)$$

$$Re_g > 5,5 \quad Nu = 0,352 Re_g^{0,639} Pr_g^{1/3} \quad (23)$$

As expressões dos números adimensionais generalizados utilizados neste trabalho foram desenvolvidas por LEULIET *et al.* (1987).

$$Re_g = \frac{\rho v^{(2-n)} D_e^n}{K [\Phi(n)]^n \xi^{(n-1)}} \quad (24)$$

Uma vez que o número de Peclet ($Re.Pr$) é semelhante para ambos os fluidos Newtonianos e não-Newtonianos, tem-se o número de Prandtl, também generalizado:

$$Pr_g = K \left(\frac{\xi v}{D_e} \right)^{(n-1)} [\Phi(n)]^n \frac{C}{\lambda} \quad (25)$$

Segundo RENE *et al.* (1991). A taxa de cisalhamento na parede, γ_p , necessária à determinação dos parâmetros reológicos, índice do comportamento de fluxo (n) e índice de consistência do fluido (K) é calculada pela expressão :

$$\gamma_p = \frac{\xi \Phi(n) v}{D_e} \quad (26)$$

Os parâmetros $\phi(n)$ e ξ são funções de escoamento que variam conforme o tipo de placas, definidas na Tabela 3 .

Tabela 3 - Parâmetros de escoamento- Parâmetros de escoamento

Modelo	V7	V13
ξ	56,6	43,7
$\phi(n)$	$\left(\frac{2n+1}{3n} \right) \left(\frac{1}{n^{0,1}} \right)^{1/n}$	$\left(\frac{2n+1}{3n} \right) \left(\frac{1}{n^{0,3}} \right)^{1/n}$

V7 são placas com corrugações retas; V13 são placas com corrugações tipo “espinha de peixe” formando um ângulo de 60°.

BUONAPARTE *et al.* (1963), num estudo sobre a transferência de calor em TCP, utilizaram a seguinte correlação para Nusselt e Reynolds:

$$Nu = \frac{h D_e}{\lambda} = 0,2536 Re^{0,65} Pr^{0,40} \quad (27)$$

$$Re = D_e \frac{M}{j \eta_m} \quad (28)$$

Sendo:

$D_e = 2 e_c$ diâmetro equivalente [ft];

$M =$ vazão mássica em [lb/(h ft²)]

j = número de canais;

η_m = viscosidade média [lb/(h ft)];

h = coeficiente de troca de calor [Btu/(h ft²°F)];

λ = condutividade térmica [Btu/(h ft°°F)];

e_c = espessura do canal [ft].

SHARIFI *et al.* (1995), estudaram o efeito na temperatura de um trocador de calor escoando em paralelo, através da simulação da temperatura ao longo dos canais e das saídas, obtendo resultados satisfatórios tanto para regime estacionário como transiente. Para isso, usaram a seguinte correlação para o número de Nusselt:

$$\text{Nu} = \frac{hD_c}{\lambda} = 1,35 \text{Re}^{0,65} \text{Pr}^{0,33} \quad (29)$$

Num estudo recente sobre a aplicação destas relações adimensionais em trocadores de calor de placas utilizados como aquecedores residenciais de água KARLSSON e MACEI (1996) demonstraram que o coeficiente de transferência de calor pode ser proporcional apenas à vazão mássica do fluido, como mostra a equação (30). Este método, chamado de Aproximação do Fluxo de Massa, mostrou que os dados obtidos através desta relação quando comparados com os obtidos através das equações de Sieder-Tate e Dittus Boelter apresentam pequenas diferenças de resultados. Portanto foi considerada satisfatória sua aplicação para estes tipos de trocadores, que operam em fluxo contra-corrente, com arranjo complexo e confeccionados de placas de aço inoxidável ANSI 316.

$$h = K_2 (V_M)^x \quad (30)$$

onde:

$$K_2 = \text{constante} = K_1(D_e^{x-1} A^x)(\lambda^{1-y} C^y \eta^{-x+y});$$

$$x = 0,667;$$

$$K_1 = 0,15 \text{ à } 0,40;$$

$$y = 0,3 \text{ para o fluido quente e } y = 0,4 \text{ para o fluido refrigerante;}$$

$$V_M = \text{vazão mássica [kg/s].}$$

Num estudo recente sobre a pasteurização de suco de laranja natural, KIM *et al.* (1999) utilizaram um TCP, com duas seções, sendo a de aquecimento de 17 placas, e a de resfriamento de 13 placas. As placas utilizadas foram da marca Alfa-Laval, modelo P5-VRB, cujas características estão expressas na Tabela 4. O arranjo do escoamento em ambas as seções é em série para o fluido, isto é, o número de passos é 14 passos sendo 1 canal por passo. O refrigerante em escoamento em um passo só, com 14 canais por passo.

Para os cálculos, utilizou a relação de Nusselt mostrada na equação (31) e obteve para o suco natural, a correlação apresentada na equação (32), com as respectivas faixas de aplicação. Além disso, em seus dados experimentais obteve valores médios da densidade e da viscosidade do suco natural, a 20°C, de respectivamente 1046±3,6 kg/m³ e 14,17±4,75 mPa s.

Tabela 4 – Dimensões da placa modelo P5-VRB do fabricante Alfa Laval

Dimensões da placa	Modelo P5 VRB
Comprimento (L) - [m]	0,5740
Largura disponível para escoamento (w) –[m]	0,1970
Espessura da placa (ep) – [m]	0,0010
Espessura média do Canal (ec) – [m]	0,0025
Diâmetro hidráulico médio (De) – [m]	0,0050
Área de Troca de calor (A) – [m ²]	0,01394

$$Nu = 0,28 Re^{0,65} Pr^{0,40} \left(\frac{\eta}{\eta_p} \right) \quad (31)$$

$$Nu = 1,12 \times 10^{-5} Re^{-1,39} Pr^{1,63} \left(\frac{\eta}{\eta_p} \right) \quad (32)$$

Para: 156 < Re < 567 e 41 < Pr < 98.

II.4.3 – Modelos para comportamento reológico dos fluidos

Diversos autores têm estudado as eficiências térmicas e hidrodinâmicas de trocadores de calor a placas, experimentalmente. Entretanto, RENE *et al.* (1991) e poucos outros autores como RENE e LALANDE (1987) e PIGNOTTI e TAMBORENA (1983) têm dedicado seus estudos à modelagem de TCP e principalmente para fluidos não-Newtonianos.

RENE *et al.* (1991) descreveram diversas correlações de viscosidade utilizadas em seu modelo, das quais são:

- Viscosidade dependente da temperatura para fluidos Newtonianos :

$$\eta = a e^{(-bT)} \quad (33)$$

- Viscosidade aparente (Modelo da Lei da Potência) para fluidos pseudoplásticos :

$$\eta_{ap} = K \gamma^{(n-1)} \quad (34)$$

onde tem-se a dependência dos parâmetros com a temperatura :

$$n = a + b\theta \quad e \quad K = a' e^{(-b' T)} \quad (35)$$

sendo que geralmente, “n” aumenta e “K” decresce com a temperatura.

Como foi citado nas equações (24) e (25), LEULIET *et al.* (1990) levaram em consideração os parâmetros de escoamento de um fluido pseudoplástico nos cálculos no Reynolds e Prandtl generalizados num estudo sobre transferência de calor em trocadores de placas.

SHARIFI *et al.* (1995) utilizaram a expressão mostrada na equação (36) para o cálculo da viscosidade da água dependente da temperatura em seu trabalho sobre simulação dinâmica em trocadores de calor de placas.

$$\log \eta = \frac{274,2}{T - 140} - 4,618 \quad (36)$$

No caso específico do fluido suco de laranja, existem vários estudos sobre o seu comportamento reológico como: VITALI (1983); VITALI e RAO (1984a); VITALI e RAO (1984b), TELIS *et al.* (1998), BRANCO (1995) e VIEIRA (1995).

VITALI (1983) estudou o comportamento reológico de suco de laranja concentrado congelado com diferentes concentrações de sólidos solúveis e teores de polpa suspensa. Através dos dados experimentais obtidos, correlacionou a viscosidade e o índice de consistência como efeito combinado da temperatura e concentração de sólidos solúveis conforme as equações (37) e (38). Também calculou as mesmas propriedades em função da porcentagem de polpa, como mostram as equações (39) e (40), respectivamente.

$$\eta_{a100} = \varphi_c \exp\left(\frac{E_a}{RT}\right) \exp(B_{nc} C_s) \quad (37)$$

$$K = K_{TC} \exp\left(\frac{E_k}{RT}\right) \exp(B_{KC} C_s) \quad (38)$$

Os valores das constantes utilizadas por VITALI (1983) são mostrados na Tabela 5 :

Tabela 5 - Valores das constantes das equações (37) e (38).

Polpa suspensa (%)	φ_c (Pa s)	E_a (Kcal/mol)	B_{nc} (Brix ⁻¹)	K_{TC} (Ns ⁿ m ²)	E_K (Kcal/mol)	B_{KC} (Brix ⁻¹)
5,7	$9,43 \times 10^{-12}$	8,6	0,15	$5,42 \times 10^{-12}$	9,1	0,17
4,7	$5,60 \times 10^{-12}$	8,8	0,16	$3,59 \times 10^{-12}$	9,2	0,17

$$\eta_{a100} = \varphi_p \exp\left(\frac{E_a}{RT}\right) \exp(B_{np} P) \quad (39)$$

$$K = K_{TP} \exp\left(\frac{E_k}{RT}\right) \exp(B_{kp} \cdot P) \quad (40)$$

Os valores das constantes utilizadas por VITALI (1983) são mostrados na Tabela 6 :

Tabela 6 - Valores das constantes das equações (39) e (40).

φ_p (Pa.s)	E_a (Kcal/mol)	B_{np} (% ⁻¹)	K_{Tp} (N.s ⁿ /m ²)	E_k kcal/mol	B_{kp} (% ⁻¹)
$1,29 \times 10^{-9}$	11	0,11	$1,51 \times 10^{-9}$	11,3	0,19

Sendo:

η_{a100} = viscosidade aparente medida a 100s⁻¹;

φ_c e φ_p = constantes de proporcionalidade;

E_a = Energia de ativação;

R = constante dos gases perfeitos;

C_s = concentração de sólidos solúveis (°B);

P = Porcentagem de polpa (v/v);

B_{nc} = coef. angular da relação entre a viscosidade aparente e a concentração (°B⁻¹);

B_{np} = coeficiente angular da relação entre a viscosidade aparente e a polpa (%⁻¹);

TELIS *et al.* (1999) estudou o comportamento reológico do suco de laranja em função da porcentagem de água e temperatura e modelagem feita foi adequada ao modelo da lei da potência com tensão residual. Neste trabalho, propôs uma equação de Reynolds generalizado, com uma “pseudo-viscosidade” para este produto, que leva em consideração os índices de comportamento de fluxo e de consistência do fluido (n e K), e os valores da tensão inicial de escoamento (τ_0).

$$Re = \frac{\rho v D_e}{\tau_0 \left(\frac{K}{\tau_0} \right)^{1/n}} \quad (41)$$

onde

Para: $\tau_0 \left(\frac{K}{\tau_0} \right)^{1/n} = 2,76 \times 10^{-10} \exp(E_a/(RT))(100-X_w)^{4,22}$; “pseudo-viscosidade” [Pa s];

Sendo: $0,25 \text{ Pa s} \leq \tau_0 \left(\frac{K}{\tau_0} \right)^{1/n} \leq 42,14$ [Pa s];

$\tau_0 = 6,28 \times 10^{-10} \exp(2008/T)(100-X_w)^{2,68}$; tensão inicial ($0,24 \leq \tau_0 \leq 6,63$) [Pa];

$n = 3,34 \exp(297/T) (100-X_w)^{-0,21}$; índice de comportamento de fluxo ($0,47 \leq n \leq 0,68$);

X_w = porcentagem de água kg/kg;

$E_a = 1,74 \times 10^4$ energia de ativação [J/mol];

Estas equações são aplicáveis para sucos com a faixa de porcentagem de água de 0,34 à 0,73 (m/m) e nas temperaturas de 0,5 à 62°C.

II. 4.4 – Modelos para as propriedades físicas dos fluidos

As indústrias de alimentos que utilizam os TCP necessitam uma estimativa do perfil de temperatura em seu interior a fim de prever e controlar os processos, tais como: taxa de cozimento, desnaturação térmica de compostos sensíveis à temperatura, eficiência na esterilização ou pasteurização, resfriamento e outros. Estes processos são dependentes das propriedades dos fluidos, do tipo do regime de escoamento e seu comportamento, arranjos dos fluxos e das condições de operação.

Na maioria dos trabalhos realizados em equipamentos onde ocorre troca térmica, as propriedades físicas dos fluidos são calculadas na temperatura média de entrada e saída do fluido dentro do trocador ou a 25°C.

Existem porém, vários estudos sobre a dependência das propriedades em função da temperatura e composição do produto. Na literatura pode-se encontrar além de valores para as propriedades físicas de fluidos para várias temperaturas, como é o caso de SILVA (1980) que apresenta tabelas das propriedades físicas da água e do propileno glicol para várias temperaturas, como equações já desenvolvidas, de simples aplicação, em função da temperatura ou composição do produto. A aplicação destas relações mais completas nos cálculos de engenharia, poderiam gerar resultados mais acurados comparados aos que utilizam um valor constante, calculado na temperatura média do produto.

Segundo CHOI e OKOS (1986), de uma maneira geral a condutividade e difusividade térmicas são afetadas pela composição, densidade e temperatura, enquanto que o calor específico é afetado apenas pela composição e temperatura. Para o cálculo destas propriedades físicas em função da composição, os autores apresentam as equações (42) a (45).

$$\lambda = \sum \lambda_n X_n^v \quad (42)$$

$$\rho = \frac{1}{\sum X_n^w / \rho_n} \quad (43)$$

$$C = \sum C_n X_n^w \quad (44)$$

$$\alpha = \sum \alpha_n X_n^v \quad (45)$$

onde:

$$X_n^v = X_n^w / \rho_n / \sum X_n^w / \rho_n ;$$

$$\lambda_n = a_1 + a_2 \theta + a_3 \theta^2 ;$$

$$\alpha_n = b_1 + b_2 \theta + b_3 \theta^2 ;$$

$$\rho_n = c_1 + c_2 \theta ;$$

$$C_n = d_1 + d_2 \theta + d_3 \theta^2 ;$$

n = componente (proteína, lipídio, carboidrato, gordura, etc);

X_n^w = fração mássica do componente n (kg/kg);

ρ_n = densidade do componente puro;

X_n^v = fração volumétrica do componente n.

LAMB (1976), (citado por LEWIS, 1987), apresenta uma equação simplificada para o cálculo do calor específico de alimentos, baseada nas frações de água (X_w) e de sólidos (X_{fs}) que o produto contém, conforme mostra a equação (46)

$$C = X_w C_w + X_s C_{fs} \quad (46)$$

Onde:

C_{fs} = Calor específico da fração sólida (1,46 kJ/(kg K));

C_w = calor específico da água (4,18 kJ/(kg K));

Apesar do grande número de correlações para o cálculo das propriedades termofísicas de produtos alimentícios, poucas são aplicáveis para uma grande faixa de temperatura. Desta maneira CHOI e OKOS (1986), propuseram em seu trabalho relações para o cálculo da condutividade térmica, difusividade, densidade e calor específico para cada o componente presente no alimento: proteína, gordura, carboidrato, fibra e cinzas.

As equações são aplicáveis para a faixa de temperatura de -40 à 150°C , para soluções de 0 a 96% de sólidos em suspensão. Desta maneira, sabendo-se a composição do alimento, calcula-se as propriedades termofísicas utilizando-se a ponderação das equações por componente. As relações apresentadas por CHOI e OKOS (1986) para o cálculo destas propriedades para alimentos com predominância no componente *carboidrato* estão descritas através das equações (47) a (50). O erro apresentado pelas equações não ultrapassam 6%.

$$\lambda[\text{W}/(\text{m}^\circ\text{C})] = 2,0141 \times 10^{-1} + 1,3874 \times 10^{-3} \theta - 14,3312 \times 10^{-6} \theta^2 \quad (47)$$

$$\alpha[\text{m}^2/\text{s}] = 8,0842 \times 10^{-2} + 5,3052 \times 10^{-4} \theta - 2,3218 \times 10^{-6} \theta^2 \quad (48)$$

$$\rho[\text{kg}/\text{m}^3] = 1,5991 \times 10^{-3} - 3,1046 \times 10^{-1} \theta \quad (49)$$

$$C[\text{kJ}/(\text{kg}^\circ\text{C})] = 1,5488 + 1,9625 \times 10^{-3} \theta - 5,9399 \times 10^{-6} \theta^2 \quad (50)$$

Em seu trabalho, CHOI e OKOS (1986) fizeram uma comparação entre os dados experimentais e calculados para suco de laranja concentrado, obtendo erros entre os valores experimentais e calculados que não ultrapassaram 3%.

CHOI e OKOS (1986), também apresentaram correlações para o cálculo das propriedades termo-físicas da água e do gelo, que apresentaram um erro de até 2,2%. As equações para o cálculo das propriedades da água, para a faixa de temperatura de -40 à 150°C estão apresentadas nas equações (51) a (55). Para o cálculo do calor específico foram apresentadas duas equações. As equações (51) a (54) são aplicadas para o cálculo do calor específico da água de 0° à 150°C enquanto a equação (55) é aplicada para o gelo na faixa de temperatura -40°C à 0°C.

$$\lambda [W/(m^{\circ}C)] = 5,7109 \times 10^{-1} + 1,7625 \times 10^{-3} \theta - 6,7036 \times 10^{-6} \theta^2 \quad (51)$$

$$\alpha [m^2/s] = 1,3168 \times 10^{-1} + 6,2477 \times 10^{-4} \theta - 2,4022 \times 10^{-6} \theta^2 \quad (52)$$

$$\rho [kg/m^3] = 9,9718 \times 10^{-2} + 3,1439 \times 10^{-3} \theta - 3,7574 \times 10^{-3} \theta^2 \quad (53)$$

$$C_w [kJ/(kg^{\circ}C)] = 4,1762 - 9,0864 \times 10^{-5} \theta + 5,4731 \times 10^{-6} \theta^2 \quad (54)$$

$$C_{\text{gelo}} [kJ/(kg^{\circ}C)] = 4,0817 - 5,3062 \times 10^{-3} \theta + 9,9516 \times 10^{-4} \theta^2 \quad (55)$$

Pode-se citar outros trabalhos que relacionam estas propriedades em função da temperatura ou das propriedades do fluido como RENE *et al.* (1991); TELIS *et al.* (1998); VIEIRA (1995), DICKERSON (1969), citado por SINGH e HELDMAN (1993), SIEBEL, citado por RAO e RIZVI (1986), dentre outros.

No estudo do comportamento das propriedades físicas de suco de laranja concentrado em função da temperatura, e porcentagem de água, TELIS *et al.* (1998) obtiveram as seguintes correlações descritas pelas equações (56) a (59), para as seguintes propriedades, respectivamente: calor específico (C), condutividade térmica (λ),

difusividade térmica (α) e densidade (ρ). Estas equações apresentaram um coeficiente de correlação $R^2 > 0,97$.

$$C[\text{J}/(\text{kg}^\circ\text{C})] = 1424,34 + 2673,19 X_w + 2,446 T \quad (56)$$

$$\lambda[\text{W}/(\text{m}^\circ\text{C})] = 0,0797 + 0,5238 X_w + 0,000580 T \quad (57)$$

$$\alpha[\text{m}/\text{s}] = 7,9683 \times 10^{-8} + 5,9839 \times 10^{-8} X_w + 0,0251 \times 10^{-8} T \quad (58)$$

$$\rho[\text{kg}/\text{m}^3] = 1428,5 - 454,9 X_w - 0,231 T \quad (59)$$

Estas equações são aplicáveis para sucos com a faixa de porcentagem de água de 0,34 à 0,73 (kg/kg) e nas temperaturas de 0,5 a 62°C.

VIEIRA (1995) estudou o comportamento das propriedades físicas em função da concentração de sólidos solúveis para o suco de laranja, na faixa de 10 à 65°Brix, concluindo que tanto o calor específico quanto a massa específica apresentam funções lineares enquanto que a difusividade condutividade térmicas apresentam uma relação cúbica. As relações apresentaram coeficientes de correlação $R^2 > 0,99$ e estão apresentadas pelas equações (60) a (63).

$$C[\text{kJ}/(\text{kg}^\circ\text{C})] = 4,1713 - 0,0279 C_s \quad (60)$$

$$\lambda[\text{W}/(\text{m}^\circ\text{C})] = 0,5342 + 0,0033 C_s - 1,7238 \times 10^{-4} C_s^2 + 1,3208 \times 10^{-6} C_s^3 \quad (61)$$

$$\alpha[\text{m}/\text{s}^2] = 1,4199 - 1,2637 \times 10^3 C_s + 5,2620 \times 10^{-5} C_s^2 - 1,486 \times 10^{-6} C_s^3 \quad (62)$$

$$\rho[\text{kg}/\text{m}^3] = 0,96417 + 0,00548 C_s \quad (63)$$

RAMOS e IBARTZ (1998) estudaram o comportamento da densidade do suco de laranja, abrangendo concentrações entre 10 à 65 °Brix para uma faixa de temperatura de 0 a 80°C. Obtiveram uma correlação com o coeficiente de correlação de 0,997, em função da concentração de sólidos solúveis e temperatura. Através de seus dados experimentais observou-se que a densidade diminui com o acréscimo de temperatura para uma mesma concentração de sólidos totais e aumenta com o acréscimo de sólidos solúveis para uma mesma temperatura. A relação para o cálculo da densidade encontrada pelos autores está apresentada na equação (64).

$$\rho = 1025,42 - 0,3289T + 3,2819C_s + 0,0178C_s^2 \quad (64)$$

SIEBEL (1982) (citado por RAO e RIZVI, 1986), apresentou duas equações para o cálculo do calor específico em função da fração de água do produto. A equação (65) é aplicada para temperaturas acima do ponto de congelamento e a equação (66), para temperaturas abaixo do ponto de congelamento do produto.

$$C = 0,837 + 3,349 X_w \quad (65)$$

$$C = 0,837 + 1,256 X_w \quad (66)$$

Segundo LEWIS (1987) a condutividade térmica de materiais, particularmente metais, muda muito com a temperatura, porém para produtos alimentícios esta mudança não é tão pronunciada, pois esta é mais influenciada pela estrutura celular e porcentagem de água do produto.

Para produtos cuja água é predominante na composição, pode-se dizer que o comportamento desta propriedade em função da temperatura é similar ao mesmo comportamento da água pura (RAO e RIZVI, 1986).

REIDEL, (1949) (citado por HELDMAN e LUND, 1992) apresenta uma relação para o cálculo da condutividade térmica aplicada para sucos de frutas, solução de açúcar e leite em função da fração de água e temperatura do produto, cujo erro foi estimado em 1% como mostra a equação (67).

$$\lambda = (326,58 + 1,0412\theta - 0,00337\theta^2)(0,46 + 0,54X_w)1,73 \times 10^{-3} \quad (67)$$

Devido à importância destas propriedades nos processos de troca térmica do TCP, a escolha destas relações para fluidos envolvidos afetará diretamente o comportamento de resposta do simulador proposto neste trabalho.

II.5 – CURVAS DE REAÇÃO DE PROCESSO PARA SINTONIA DE CONTROLADORES

Segundo COUGHANOWR e KOPPEL (1978), as estratégias de controle dividem-se basicamente em duas categorias principais: "*feedback*" e "*feedforward*". No controle "*feedback*", a variável de processo a ser controlada é medida, e as ações corretivas são feitas após detectar seu desvio do valor de "*set-point*". Na estratégia de controle "*feedforward*" a perturbação do processo é medida e usada para ajustar a variável manipulada. Assim sendo, um controle perfeito seria possível utilizando-se a estratégia "*feedforward*", onde é observada a perturbação e toma-se uma ação corretiva antes de ocorrerem alterações na variável controlada. Porém para se aplicar este controle, seria necessário saber o comportamento da variável controlada sob todas as perturbações possíveis no processo. Assim sendo, em aplicações industriais, o controle "*feedforward*" geralmente é utilizado em combinação com o controle "*feedback*".

Concomitantemente, as estratégias de controles são utilizadas com controladores convencionais ou não convencionais ("*Fuzzy Control*", Adaptativos e outros).

Dentre os controladores convencionais, tem-se :

- Controle proporcional (P), onde a ação proporcional refere-se a uma ação de controle que é proporcional ao erro (diferença entre o "*set-point*" e o nível atual da variável).
- Controle proporcional-integral (PI) no qual a ação integral é proporcional à integral do erro no tempo.
- Controle proporcional derivativo (PD), onde a ação derivativa é proporcional à taxa de variação do erro.
- Controle proporcional derivativo integral (PID) que contempla os melhores aspectos dos controles (PI e PD).

Os controladores possuem parâmetros controladores (K_c , τ_I e τ_D) que devem ser ajustados conforme o tipo controle a ser aplicado e quanto ao tipo de comportamento dinâmico (1ª ordem, 2ª ordem ou de ordem superior). Entre as metodologias para sintonia

de controladores contínuos com ajuste dos parâmetros de controladores, pode ser utilizado o *Método da curva de reação do processo* citadas por STEPHANOPOULOS (1984), SEBORG *et al.* (1989) e COUGHANOWR e KOPPEL (1978).

Este método consiste da aplicação, à malha de controle aberta, de pequenas perturbações degrau na variável manipulada, registrando-se a curva da variável medida (variável controlada) *versus* tempo. O comportamento dinâmico desta variável após a perturbação do processo, ou seja, a curva de saída, é chamada de *curva de reação do processo*, como exemplifica a Figura 2. Deve-se admitir que não ocorrem variações na carga durante o teste. A malha de controle aberta consiste em todos os componentes dinâmicos da malha, exceto o controlador, e deve ser incluída entre o ponto de aplicação da perturbação na variável manipulada e o ponto de registro da resposta.

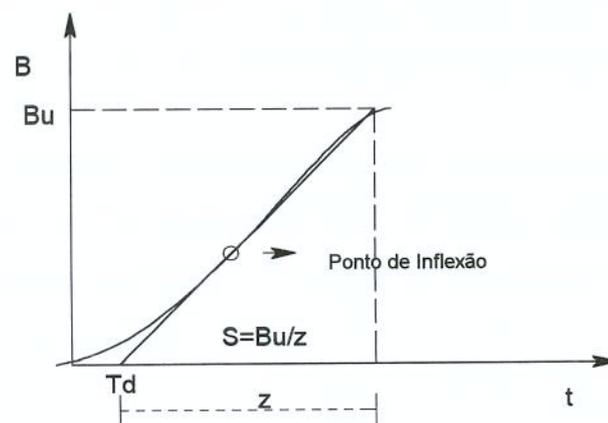


Figura 2 - Exemplo de Curva de Reação do Processo para aplicação em Sintonia de Controladores

O *Método da Curva de Reação do Processo* apresenta as seguintes vantagens:

- utilizar uma perturbação degrau, a mais simples de ser aplicada em casos experimentais;
- necessitar apenas um experimento para a sintonia dos controladores convencionais.

A Figura 2 é um exemplo de curva de reação do processo que mostra o comportamento da variável resposta “B” com tempo. “Bu” é o valor de estabilização atingido da variável resposta após uma perturbação de intensidade “T” nas condições

iniciais do processo. Através desta curva de reação do processo é possível determinar, graficamente, os valores que irão auxiliar no ajuste dos parâmetros do controlador. Traçando-se uma tangente à curva no ponto de inflexão, obtém-se a interseção com a abscissa a qual é tomada como o tempo morto aparente, T_d . A inclinação da tangente, S , é proporcional a $1/z$, e que neste caso vale B_u/z . Assim, tem-se:

$$z=B_u/S \quad (68)$$

O ganho em regime permanente entre a perturbação de amplitude “ T ” e a resposta B_u é calculado por:

$$K_p=B_u/I \quad (69)$$

Os valores encontrados de T_d , z e K_p determinados através das curvas de reação do processo são aplicados diretamente para encontrar os parâmetros K_c , τ_I e τ_D , que possuem valores diferenciados, conforme o método de controle a ser aplicado no processo.

As constantes recomendadas para os controladores, segundo COHEN & COON, citado por COUGHANOWR e KOPPEL (1978) são apresentadas na Tabela 7.

Tabela 7 - Constantes recomendadas por COHEN & COON para sintonia de controladores

Modos de controle	Constantes		
	K_c	τ_I	τ_D
Proporcional	$\frac{1}{K_p} \frac{z}{T_d} \left(1 + \frac{T_d}{3z}\right)$	—	—
Proporcional-integral	$\frac{1}{K_p} \frac{z}{T_d} \left(\frac{9}{10} + \frac{T_d}{12z}\right)$	$T_d \frac{30+3T_d/z}{9+20T_d/z}$	—
Proporcional-derivativo	$\frac{1}{K_p} \frac{z}{T_d} \left(\frac{5}{4} + \frac{T_d}{6z}\right)$	—	$T_d \frac{6-22T_d/z}{22+3T_d/z}$
Proporcional-integral-derivativo	$\frac{1}{K_p} \frac{z}{T_d} \left(\frac{4}{3} + \frac{T_d}{4z}\right)$	$T_d \frac{32+6T_d/z}{13+8T_d/z}$	$T_d \frac{4}{11+2T_d/z}$

O escopo do presente trabalho não contempla simulações de controle convencionais sintonizados do processo, apenas a obtenção das curvas de reação do processo de resfriamento no TCP, representadas através do comportamento da temperatura dos sucos com o tempo, após perturbações individuais e simultâneas, realizadas nas variáveis manipuláveis. A obtenção destas curvas terá a finalidade de subsidiar futuros trabalhos de sintonia de controladores em TCPs, já que sua aplicação é de fundamental importância para os cálculos dos parâmetros controladores de cada método de controle a ser aplicado.

III - MATERIAL E MÉTODOS

III.1 – MATERIAIS

Para o desenvolvimento deste trabalho, foram necessários os seguintes *hardwares* e *softwares*:

- Microcomputador Pentium 266 MHz;
- Software: Mat-Lab 4.2;
- Planilhas para tratamento de dados (Statistica 5.0 e Excel 97).
- Table curve 2D e 3D.

III.2 - METODOLOGIA

III.2.1 - Descrição do Processo

O simulador foi desenvolvido baseado a partir da modelagem matemática da transferência de calor entre fluidos escoando em regime transiente num trocador de calor de placas para o resfriamento do produto alimentício, com um refrigerante secundário.

O simulador possibilita em sua configuração inicial o resfriamento de água, de suco natural, ou de suco de laranja concentrado utilizando-se como fluidos refrigerantes água ou propileno glicol.

No simulador foram considerados para os cálculos da predição da temperatura final do fluido alimentício, os seguintes parâmetros:

- Temperaturas iniciais do produto alimentício, do refrigerante e das placas;
- Vazão dos fluidos (produto e refrigerante);

- Propriedades físicas, térmicas e reológicas dos fluidos dependentes ou não com a temperatura;
- Configuração do escoamento, número de passos do produto quanto do refrigerante, número de canais por passo, número de placas e tipos de placas;
- Variáveis de perturbação: vazão dos fluidos, temperatura inicial dos fluidos e sólidos solúveis dos sucos.

III.2.2 - Desenvolvimento do modelo matemático em regime transiente

O modelo matemático para descrição do processo em regime transiente foi desenvolvido a partir da modelagem feita por SHARIFI *et al.* (1995) e RENE *et al.* (1991).

Cada canal (j) do trocador de calor foi subdividido em 'k' partes iguais, onde cada uma das divisões de espessura Δx foi tratada como um volume de controle, conforme esquematizado na Figura 3.

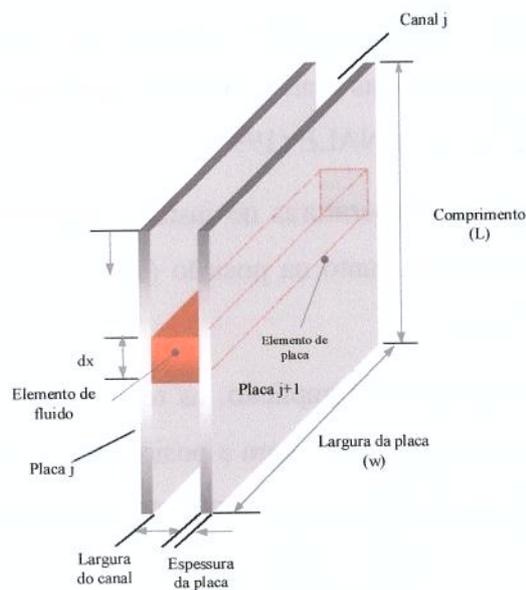


Figura 3 - Esquema do volume de controle a ser modelado

O cálculo das temperaturas dos fluidos e das placas em cada volume de controle do trocador foi feito a partir das resoluções das equações de balanço de energia. Admitiu-se

que neste processo não há acúmulo de massa. Estas equações foram discretizadas de forma que as derivadas temporal e espacial são apresentadas conforme as equações (70) e (71), respectivamente.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T_{j,k}^{i+1} - T_{j,k}^i}{\Delta t} \quad (70)$$

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{T_{j,k}^i - T_{j,k+1}^i}{\Delta x} \quad (71)$$

onde: i = tempo;

j = canal;

k = posição no canal.

III.2.2.1 – Comparação entre os Métodos Implícito, Explícito e Crank-Nicolson

Nesta etapa, foram realizados alguns testes preliminares para a escolha do tipo de resolução para as equações diferenciais dos balanços de energia. Foram testadas as resoluções pelos métodos de diferenças finitas implícito, explícito e pelo método de Crank-Nicolson, citadas por CHAPRA e CANALE (1990).

No método explícito, as temperaturas no instante seguinte são calculadas baseado nos valores no instante presente (i), tanto na posição (k) como na posição vizinha ($k+1$), conforme mostra a equação (71).

No método de diferenças finitas implícito, as temperaturas são calculadas baseado nos valores do instante seguinte ($i+1$), tanto para a posição k , como para seu vizinho ($k+1$). A derivada em relação à posição é representada conforme a equação (72).

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{T_{k,j}^{i+1} - T_{k+1,j}^{i+1}}{\Delta x} \quad (72)$$

O método de Crank-Nicolson contempla simultaneamente o método implícito e explícito, com a ponderação de ambos:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{1}{2} \left[\frac{T_{k,j}^i - T_{k+1,j}^i}{\Delta x} + \frac{T_{k,j}^{i+1} - T_{k+1,j}^{i+1}}{\Delta x} \right] \quad (73)$$

Assim sendo, a solução deste método requer resoluções simultâneas das equações diferenciais discretizadas que são realizadas através de solução matricial do tipo:

$$[a] * [T_{j,k}^{i+1}] = [constante] \quad (74)$$

III.2.2.2 – Modelagem das propriedades físicas e reológicas dos fluidos

Algumas equações utilizadas para os cálculos das propriedades termo-físicas e reológicas dos fluidos foram obtidas das referências bibliográficas citadas, por se adequarem diretamente ao simulador.

Para o cálculo das propriedades termo-físicas e reológicas foram feitos ajustes nos dados experimentais em forma de tabela, com a finalidade de se obter a relação em função da temperatura, conforme apresentados detalhadamente no item de resultados IV1.3.1 e IV1.3.2.

III.2.2.3 – Configuração do Trocador de Calor de Placas

Os seguintes parâmetros físicos do TCP virtual devem ser inicializados ao simulador para que os cálculos de troca de calor sejam realizados:

- Tipo de placas: com corrugações retas (V7), inclinadas, tipo espinha de peixe (V13), ou o modelo da Alfa –Laval P5-VRB;
- Espaçamento entre as placas;
- Configuração de escoamento do trocador.

As três diferentes configurações (1, 2 e 3) disponíveis no simulador estão esquematizadas nas Figuras 4, 5 e 6, respectivamente.

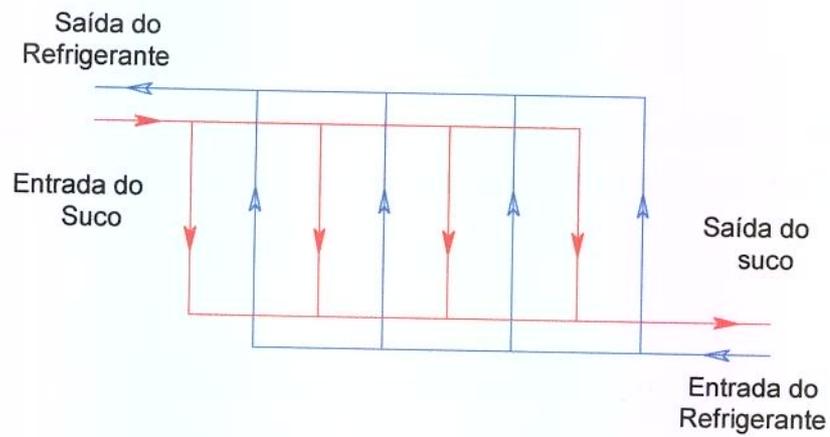


Figura 4 – Configuração de escoamento nº1: um passo para ambos fluidos

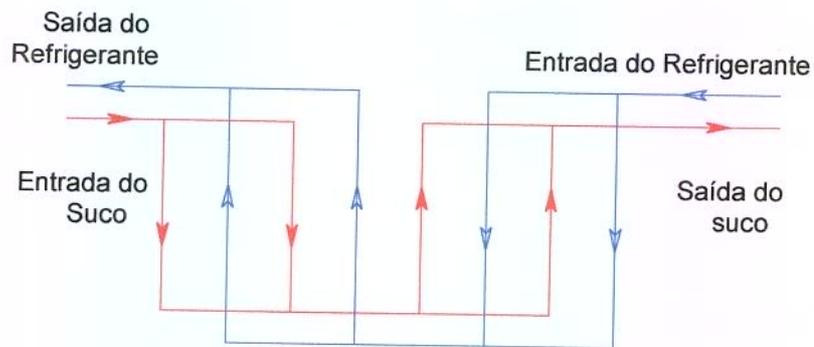


Figura 5 - Configuração de escoamento nº2: "2.j" passos para ambos fluidos

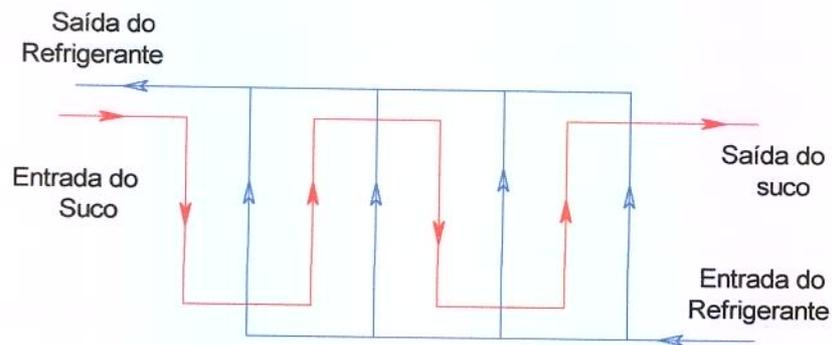


Figura 6 - Configuração de escoamento nº3: 1 passo para o refrigerante e "j" passos para o fluido

III.2.2.4 – Correlações dos Números Adimensionais

As equações para o cálculo dos números adimensionais: Nu, Re, Pr e a relação entre elas foram selecionadas dentre as citadas na referência bibliográfica levando em consideração a adequação das mesmas à configuração do TCP e o comportamento reológico dos fluidos utilizados no processo de troca térmica.

Selecionou-se as relações apresentadas por RENE *et al.* (1991), por apresentarem o Reynolds e Prandtl generalizados [equações (24) e (25)], podendo ser aplicadas para fluidos Newtonianos e não-Newtonianos.

III.2.3 - *Desenvolvimento do Simulador*

O simulador foi montado conforme o fluxograma descrito na Figura 7. Como dados de entrada, seleciona-se primeiramente, o fluido quente e o refrigerante secundário, suas vazões e temperaturas iniciais, bem como a configuração do TCP, dentro das opções oferecidas (1,2 ou 3), o tipo de placas (V13, V7 ou P5VRB) e o número de canais. O programa entra no “looping” de cálculos até alcançar o primeiro estado estacionário e então a perturbação optada é realizada automaticamente. O programa reinicializa os cálculos até atingir o segundo estado estacionário.

O primeiro estado estacionário refere-se ao equilíbrio obtido a partir das condições iniciais, introduzidas para o início do processo dos cálculos. O segundo estado estacionário refere-se ao equilíbrio atingido após uma perturbação realizada no primeiro estado estacionário, em uma ou mais variáveis manipuláveis (temperaturas e vazões dos fluidos ou sólidos solúveis do suco).

O alcance dos estados estacionários acontece quando a diferença entre as temperaturas de saída do produto do trocador no instante “i” e “i+1” for inferior à precisão introduzida inicialmente. Para padronização dos cálculos esta precisão foi fixada em 0,01°C.

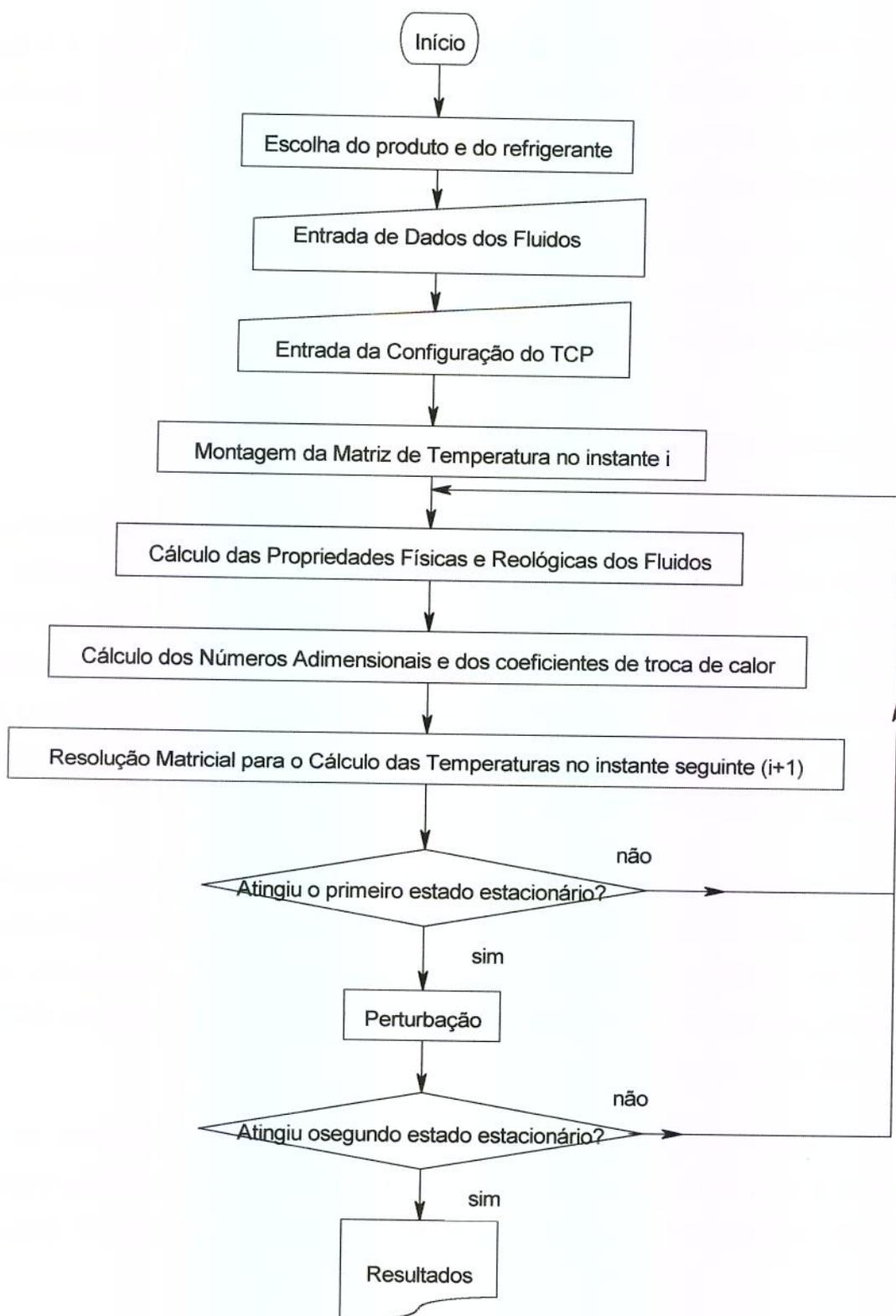


Figura 7 - Fluxograma do simulador

III.2.4 – Planejamento de Ensaios

Os ensaios subdividem-se em:

- Validação do modelo matemático desenvolvido;
- Seleção da melhor placa e configuração para cada processo de resfriamento;
- Comparação entre perturbações individuais positivas e negativas nas variáveis manipuláveis, incluindo a análise do Fator de Sensibilidade das variáveis;
- Análise das perturbações simultâneas nas variáveis manipuláveis;
- Comparação entre simulações utilizando as propriedades físicas e reológicas calculadas a temperaturas fixas e dependentes com a temperatura dos fluidos.

Foram realizadas simulações de resfriamento para suco de laranja natural, utilizando água como fluido refrigerante, e para suco de laranja concentrado, utilizando propileno glicol com concentração de 40% como refrigerante secundário.

As variáveis manipuláveis e iniciais perturbadas nos ensaios foram: concentração de sólidos solúveis (C_s), vazão volumétrica (V_{SLN} ou V_{SLC}) e temperatura inicial (T_{SLN} ou T_{SLC}) do produto alimentício e a vazão volumétrica (V_r) e temperatura inicial (T_r) do refrigerante secundário. Foram objetivados os resfriamentos do suco de laranja natural e concentrado até as temperaturas de 3°C e -10°C respectivamente.

Em todos os ensaios foram obtidas todas as curvas de reação do processo, representadas pelo comportamento da temperatura final do suco com o tempo, das quais foram analisadas as importâncias de cada variável manipulável neste processo de resfriamento.

III.2.4.1 – Validação do Modelo com Dados experimentais

Apesar do projeto proposto não contemplar uma parte experimental para a validação do modelo, foram utilizados os dados de KIM *et al.* (1999) para comprovar a eficácia do simulador para a predição das temperaturas finais dos fluidos no tratamento térmico através da comparação dos resultados.

III.2.4.2 – Seleção da melhor placa e configuração para cada processo de resfriamento;

Primeiramente foram realizadas simulações para a obtenção do TCP virtual mais eficiente quanto à troca térmica para cada produto. Desta maneira foram comparadas as trocas térmicas das três placas numa mesma configuração para a escolha da melhor placa e em seguida as três configurações com a melhor placa, para a obtenção da melhor configuração.

Nestes ensaios foram realizadas perturbações, após o primeiro estado estacionário de cada simulação, de todas as variáveis manipuláveis e iniciais para a obtenção da temperatura do produto no regime transiente, isto é, a curva de reação do processo. Estas perturbações tiveram como objetivo a análise comparativa das curvas de reposta de para cada configuração e placas testadas.

A intensidade das perturbações das variáveis foi selecionada em níveis compatíveis com a possibilidade real de que acontecem.

Para a escolha da melhor placa, foram feitos os ensaios descritos nas Tabelas 8 e 9, utilizando a configuração 1 com 16 canais (um passo e 8 canais por passo para ambos fluidos) para as três placas disponíveis no simulador: modelos com corrugações retas (V7), modelo espinha de peixe (V13) e modelo P5-VRB, da Alfa-Laval, com as mesmas dimensões para todas as placas.

Tabela 8 – Simulações realizadas para análise das melhores placa e configuração para o resfriamento do SLN.

Variáveis	Condição inicial	Perturbação
Temperatura inicial do produto (°C)	40	43
Temperatura inicial do refrigerante (°C)	1,5	3,5
Concentração do produto (°Brix)	11,7	8,45
Vazão do produto (L/h)	180	202,5
Vazão do refrigerante (L/h)	1080	1215

Tabela 9- Simulações realizadas para análise das melhores placa e configuração para o resfriamento do SLC

Variáveis	Condição inicial	Perturbação
Temperatura inicial do produto (°C)	18	21
Temperatura inicial do refrigerante (°C)	-13	-11
Concentração do produto (°Brix)	65	61,75
Vazão do produto (L/h)	180	202,5
Vazão do refrigerante (L/h)	1080	1215

Para a escolha da melhor configuração, foram realizados os mesmos ensaios descritos na Tabela 8, para as três configurações disponíveis, utilizando-se a melhor placa obtida nos ensaios comparativos de placas. Através da análise das curvas de reação do processo de cada ensaio realizado, também foi feita a avaliação das diferenças das mesmas em função das configurações testadas.

Depois de escolhida a melhor configuração e a melhor placa para o resfriamento de ambos os fluidos, foi determinado o número de placas suficiente para resfriar os fluidos na temperatura desejada: aproximadamente 3°C para o suco de laranja natural e -10°C para o suco de laranja concentrado.

III.2.4.3 - Comparação entre perturbações individuais positivas e negativas nas variáveis manipuláveis

Utilizando-se o melhor trocador virtual, entre os testados para cada suco, foram realizados novos ensaios, onde foram perturbadas positiva e negativamente as variáveis manipuláveis e iniciais, a fim de se analisar a simetria das curvas de reação de processo de cada simulação e o fator de sensibilidade das perturbações.

III.2.4.5 - Análise das perturbações simultâneas nas variáveis manipuláveis

Com a finalidade de obter as curvas de reação do processo de perturbações simultâneas nas variáveis manipuláveis, foi realizado um planejamento de ensaios para cada suco que contemplou todas as combinações possíveis entre as perturbações.

O planejamento de ensaios consiste em combinar as diferentes variáveis operacionais, passíveis de alterações, dentro das faixas pré-selecionadas (entre o nível inferior [-1] e o nível superior [+1]), para a realização de um número de ensaios, estatisticamente suficiente, para que os efeitos, tanto os individuais quanto os de interações entre as variáveis sobre as variáveis-resposta em observação, sejam avaliados. A seleção dos níveis (-1 e 1) de cada variável independente é realizada de acordo com as possíveis condições de processos e parâmetros do protótipo.

A quantidade de ensaios de um planejamento fatorial composto central (PFCC) de dois níveis é estimada em $2^E + 2E$ ensaios, onde “E” é a quantidade de variáveis independentes, para que possa gerar uma função objetivo de segunda ordem. A quantidade de ensaios 2^E é aplicada para análise das interações de primeira ordem, nos quais as variáveis valem -1 ou +1, enquanto que $2E$ é a quantidade de ensaios referente aos pontos axiais, com uma amplitude de $-\alpha_{PF}$ ou $+\alpha_{PF}$, que vale $2^{E/4}$. Esta quantidade é idealizada para ensaios de simulação, que não possuem resultados de ensaios “experimentais”. Neste caso, deve ser acrescentado pelo menos mais um ensaio, onde todas as variáveis teriam seus valores no nível intermediário (“0”), eliminando a necessidade de duplicatas. Assim o PFCC é uma ferramenta estatística para avaliação das interações entre variáveis.

Para o SLN, foi realizado um planejamento fatorial composto central de 25 ensaios ($2^4 + 8 + 1$), onde foi analisada, como variável resposta, a temperatura final do suco. As variáveis independentes foram: temperaturas e vazões iniciais do SLN e da água. Os níveis utilizados nas perturbações estão mostrados na Tabela 10 e o planejamento completo é mostrado na Tabela 11.

O nível “0” representa os valores iniciais das variáveis iniciais e manipuláveis. Os níveis -1 +1 são os valores das perturbações positivas e negativas realizadas nestas variáveis e o valor de “ α_{PF} ” neste caso vale 2.

Tabela 10 - Níveis do Planejamento 2^4 para o SLN

	$-\alpha_{PF}$	-1	0	+1	$+\alpha_{PF}$
Temperatura inicial do Suco ($^{\circ}C$)	34	37	40	43	46
Temperatura inicial do Refrigerante ($^{\circ}C$)	-0,5	0,5	1,5	2,5	3,5
Vazão Suco (L/h)	135	157,5	180	202,5	225
Vazão Refrigerante (L/h)	810	945	1080	1215	1350

Tabela 11 - Planejamento fatorial composto central para SLN

Ensaio	Variáveis Independentes				Variável dependente
	Temperatura SLN	Temperatura Refrigerante	Vazão SLN	Vazão Água	Temperatura final do SLN
01	+1	+1	+1	+1	
02	-1	+1	+1	+1	
03	+1	-1	+1	+1	
04	-1	-1	+1	+1	
05	+1	+1	-1	+1	
06	-1	+1	-1	+1	
07	+1	-1	-1	+1	
08	-1	-1	-1	+1	
09	+1	+1	+1	-1	
10	-1	+1	+1	-1	
11	+1	-1	+1	-1	
12	-1	-1	+1	-1	
13	+1	+1	-1	-1	
14	-1	+1	-1	-1	
15	+1	-1	-1	-1	
16	-1	-1	-1	-1	
17	$+\alpha_{PF}$	0	0	0	
18	$-\alpha_{PF}$	0	0	0	
19	0	$+\alpha_{PF}$	0	0	
20	0	$-\alpha_{PF}$	0	0	
21	0	0	$+\alpha_{PF}$	0	
22	0	0	$-\alpha_{PF}$	0	
23	0	0	0	$+\alpha_{PF}$	
24	0	0	0	$-\alpha_{PF}$	
25	0	0	0	0	

Para o SLC foi realizado um planejamento fatorial composto central de 43 ensaios (2^5+10+1), no qual as variáveis independentes foram: temperaturas e vazões iniciais do

SLC e do propileno-glicol e concentrações de sólidos solúveis do SLC. A variável resposta dependente analisada foi a temperatura final do SLC. O PFCC para o SLC é mostrado na Tabela 13 e os níveis utilizados na Tabela 12, com α_{PF} valendo 2,38.

Tabela 12- Níveis do Planejamento 2^5 para o SLC

	$-\alpha_{PF}$	-1	0	+1	$+\alpha_{PF}$
Temp. Suco (°C)	10,86	15	18	21	25,14
Temp. Refrig. (°C)	-17,76	-15	-13	-11	-8,24
Sólidos Solúveis	52,075	58,5	61,75	65	58,825
Vazão Suco (L/h)	126,45	157,5	180	202,5	233,55
Vazão Refrigerante (L/h)	758,7	945	1080	1215	1401,3

Através dos valores da temperatura final do suco atingida após as perturbações, foi construído o “Gráfico de Pareto” que mostra os efeitos significativos das variáveis independentes das interações entre elas.

Como este cálculo estatístico analisa apenas a temperatura final de estabilização após a perturbação, foi verificado através dos gráficos das curvas de reação da temperatura final do suco, os comportamentos da variável no regime transiente, comparando-os com os ensaios de perturbações individuais.

A análise das importâncias das perturbações simultâneas foi feita através dos Gráficos de Pareto, obtidos de cada planejamento aplicado a cada suco, da qual se obteve quais as variáveis e interações significativas de cada processo de resfriamento.

Para obtenção da superfície de resposta linear ou quadrática que representa o comportamento da temperatura final dos sucos em função de duas variáveis manipuláveis, foram obtidos os valores do coeficiente de correlação e a relação de F-calculado (F_{Calc}) e F-tabelado (F_{Tab}) dos modelos quadráticos e linear, conforme o método apresentado por BARROS NETO *et al* (1996). A superfície é satisfatoriamente representada para os valores de R^2 próximos de 1 e $F_{Calc}/F_{Tab} > 4$.

Tabela 13 – Planejamento fatorial composto central para o SLC

	Variáveis Independentes					
	Temperatura SLC	Temperatura propileno	Sólidos Solúveis	Vazão SLC	Vazão Propileno	Temp. final do SLC
01	+1	+1	+1	+1	-1	
02	-1	+1	+1	+1	+1	
03	+1	-1	+1	+1	+1	
04	-1	-1	+1	+1	+1	
05	+1	+1	-1	+1	+1	
06	-1	+1	-1	+1	+1	
07	+1	-1	-1	+1	+1	
08	-1	-1	-1	+1	+1	
09	+1	+1	+1	-1	+1	
10	-1	+1	+1	-1	+1	
11	+1	-1	+1	-1	+1	
12	-1	-1	+1	-1	+1	
13	+1	+1	-1	-1	+1	
14	-1	+1	-1	-1	+1	
15	+1	-1	-1	-1	+1	
16	-1	-1	-1	-1	+1	
17	+1	+1	+1	+1	-1	
18	-1	+1	+1	+1	-1	
19	+1	-1	+1	+1	-1	
20	-1	-1	+1	+1	-1	
21	+1	+1	-1	+1	-1	
22	-1	+1	-1	+1	-1	
23	+1	-1	-1	+1	-1	
24	-1	-1	-1	+1	-1	
25	+1	+1	+1	-1	-1	
26	-1	+1	+1	-1	-1	
27	+1	-1	+1	-1	-1	
28	-1	-1	+1	-1	-1	
29	+1	+1	-1	-1	-1	
30	-1	+1	-1	-1	-1	
31	+1	-1	-1	-1	-1	
32	-1	-1	-1	-1	-1	
33	$+\alpha_{PF}$	0	0	0	0	
34	$-\alpha_{PF}$	0	0	0	0	
35	0	$+\alpha_{PF}$	0	0	0	
36	0	$-\alpha_{PF}$	0	0	0	
37	0	0	$+\alpha_{PF}$	0	0	
38	0	0	$-\alpha_{PF}$	0	0	
39	0	0	0	$+\alpha_{PF}$	0	
40	0	0	0	$-\alpha_{PF}$	0	
41	0	0	0	0	α_{PF}	
42	0	0	0	0	$-\alpha_{PF}$	
43	0	0	0	0	0	

Não foi objetivado tirar um modelo estatístico para a variável resposta, temperatura final do produto, por ser este um trabalho de simulação, porém estas superfícies ilustram sua condição final em toda faixa de operação das variáveis manipuláveis. Para a obtenção da mesma superfície de resposta utilizando o programa desenvolvido, teria que ser realizado um grande número de simulações, já que cada ensaio fornece apenas um ponto desta superfície.

II.2.4.5 – Comparação entre simulações realizadas com as propriedades em função da temperatura e calculadas na temperatura de 25°C.

Com o objetivo de analisar a importância da utilização das propriedades termo-físicas e reológicas dependentes da temperatura, foi realizada uma simulação, na qual se perturbou a variável mais significativa, utilizando as propriedades calculadas na temperatura constante de 25°C, a fim de comparar os resultados num mesmo cenário à diferentes considerações quanto a dependências das propriedades em função da temperatura.

A análise das simulações com as propriedades dependentes com a temperatura e fixadas a 25°C foram feitas comparando-se os valores da temperatura final do suco após o processo de resfriamento, utilizando-se o melhor trocador virtual de cada suco.

III.2.5- *Análise dos resultados das simulações*

Há diferentes métodos para avaliar as influências das perturbações sobre as variáveis de processo. As comparações destes efeitos são mostradas pelas curvas de reação do processo, com as variáveis adimensionalizadas e pelo fator de sensibilidade (FS).

III.2.5.1- *Curvas de Reação do Processo adimensionalizadas*

A análise da escolha da melhor placa e melhor configuração do resfriamento de cada fluido foi feita através de gráficos das curvas de reação do processo, representados

pela temperatura do suco *versus* tempo, nos quais o valor zero da abscissa corresponde à temperatura do estado estacionário atingido com as condições iniciais sugeridas.

Para a análise da simetria das perturbações positivas e negativas foram construídos gráficos adimensionais para cada variável perturbada. Através dos gráficos adimensionais, exemplificados na Figura 8, foi verificada a simetria das curvas de reação da temperatura final do produto durante o regime transiente, após as perturbações negativas e positivas.

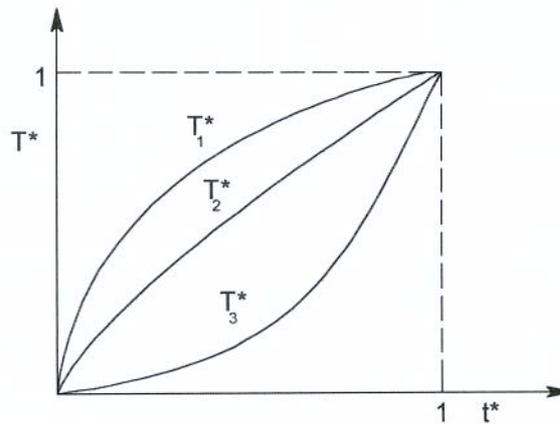


Figura 8 - Exemplo de tratamento de dados - curvas de respostas adimensionais

Com T^* definido como: $T^* = \frac{T - T_{1^{\circ}EE}}{T_{2^{\circ}EE} - T_{1^{\circ}EE}}$, sendo $T_{1^{\circ}EE}$ o valor de estabilização da

temperatura do suco nas condições iniciais (1° estado estacionário), T o valor instantâneo da temperatura do suco e $T_{2^{\circ}EE}$ o valor da mesma variável, no 2° estado estacionário, após a perturbação. Analogamente, na abscissa, tem-se o valor da variável adimensional

temporal, definida como $t^* = \frac{t - t_{1^{\circ}EE}}{t_{2^{\circ}EE} - t_{1^{\circ}EE}}$. Assim sendo, a Figura 8 ilustra o

comportamento dinâmico das variáveis de processo T_1^* , T_2^* e T_3^* (temperatura do suco adimensionalizada), após diferentes perturbações nas variáveis manipuláveis: vazões e temperaturas iniciais dos sucos e dos refrigerantes e sólidos solúveis do suco.

III.2.5.2- Fator de Sensibilidade

O FS é uma forma quantitativa de analisar o grau de influência das perturbações na temperatura final dos sucos. Ele é calculado como a razão entre a variação da temperatura final do produto, e a variação das variáveis iniciais, conforme mostra a equação (75).

$$FS = \frac{\frac{T_{2^{\circ}EE} - T_{1^{\circ}EE}}{T_{1^{\circ}EE}}}{\frac{I_0 - I_1}{I_0}} \quad (75)$$

onde:

FS = fator de sensibilidade

$T_{1^{\circ}EE}$ = temperatura de estabilização do suco de laranja no primeiro estado estacionário;

$T_{2^{\circ}EE}$ = temperatura de estabilização do suco de laranja após a perturbação, no segundo; estado estacionário;

I_0 = valor inicial da variável perturbada;

I_1 = valor da variável após perturbação;

O “I” representa as variáveis manipuláveis nas quais a perturbação é realizada: vazões e temperaturas iniciais dos fluidos ou sólidos solúveis do suco.

Conforme a definição do FS, ele demonstra quantitativamente o quanto uma perturbação individual das variáveis manipuláveis afeta a variável resposta (temperatura final do suco). Como em seu cálculo se referencia apenas aos valores da variável resposta atingidos após o estado estacionário, sua análise não permite a comparação das simetrias do comportamento da variável resposta durante o regime transiente, que foi obtida apenas pelas análises dos gráficos adimensionais.

IV – RESULTADOS

IV.1- DESENVOLVIMENTO DO MODELO MATEMÁTICO EM REGIME TRANSIENTE

IV.1.1 – Balanços de Energia

A partir dos modelos sugeridos por SHARIFI *et al.* (1995), o equacionamento e a discretização foram elaboradas, conforme demonstrado a seguir. Utilizando o métodos de diferenças finitas, citado no item III-2.2., obteve-se através do balanço de energia, as seguintes equações para os fluidos e para as placas.

➤ Balanço de energia para os fluidos (produto e refrigerante):

$$MC \frac{\partial T}{\partial t} = MCv \frac{\partial T}{\partial x} - h_{j,k}^i A_{j,k}^i (T_{j,k}^i - T_{p,j,k}^i) - h_{j,k}^i A_{j+1,k}^i (T_{j,k}^i - T_{p,j+1,k}^i) \quad (76)$$

➤ Balanço de energia para as placas

$$M_p C_p \frac{\partial T_p}{\partial t} = h_{j-1,k}^i A_{j-1,k}^i (T_{j-1,k}^i - T_{p,j,k}^i) - h_{j,k}^i A_{j,k}^i (T_{p,j,k}^i - T_{j,k}^i) \quad (77)$$

Sendo: C e Cp=calor específico do fluido e das placas [J/kg K];

v = velocidade do fluido [m/s];

M e Mp= massa do fluido e da placa respectivamente [kg];

A = área de troca de calor [m²];

T e Tp = temperaturas do fluido e da placa [K];

h = coeficiente de transferência de calor [J/m² s K].

As massas dos fluidos (M) e a massa da placa (Mp) são calculadas pelas expressões (78) e (79) respectivamente.

$$M = \rho V = \rho e_c A = \rho e_c w \Delta x \quad (78)$$

$$M_p = \rho_p V_p = \rho_p e_p A_p = \rho_p e_p w \Delta x \quad (79)$$

Como a derivada em relação à posição está relacionada a cada volume de controle nos canais, os valores de Δx escolhidos são sempre inteiros, pois referem-se ao número de divisões (k) feitas no comprimento da placa (L) do trocador de calor. Segundo CHAPRA e CANALE (1990), a convergência da solução do método se dá quando os valores de Δx e Δt tendem à zero.

Desta maneira, para a solução das equações, foram selecionados valores de Δx e Δt adequados que garantissem a convergência e estabilidade do método.

O programa foi codificado com a opção da escolha do método de resolução: Implícito, Explícito e Crank-Nicolson permitindo, portanto, a comparação entre o resultados destes diferentes meios de resolução.

Resolvendo os balanços de energia para os três métodos e considerando a área de troca de calor constante em qualquer canal, obtém-se as equações descritas a seguir :

➤ Método explícito:

$$MC \frac{T_{k,j}^{i+1} - T_{k,j}^i}{\Delta t} = MC v \frac{T_{k-1,j}^i - T_{k,j}^i}{\Delta x} - h_{k,j}^i A (T_{k,j}^i - T_{p_{k,j}}^i) - h_{k,j}^i A (T_{k,j+1}^i - T_{p_{k,j}}^i) \quad (80)$$

➤ Método implícito

$$MC \frac{T_{k,j}^{i+1} - T_{k,j}^i}{\Delta t} = MC v \frac{T_{k-1,j}^{i+1} - T_{k,j}^{i+1}}{\Delta x} - h_{k,j}^{i+1} A (T_{k,j}^{i+1} - T_{p_{k,j}}^{i+1}) - h_{k,j}^{i+1} A (T_{k,j+1}^{i+1} - T_{p_{k,j}}^{i+1}) \quad (81)$$

➤ Método Crank-Nicolson

$$MC \frac{T_{k,j}^{i+1} - T_{k,j}^i}{\Delta t} = MC v \frac{1}{2} \left[\frac{T_{k-1,j}^i - T_{k,j}^i}{\Delta x} + \frac{T_{k-1,j}^{i+1} - T_{k,j}^{i+1}}{\Delta x} \right] + \frac{1}{2} A \left[h_{k,j}^{i+1} (T_{p_{k,j}}^{i+1} - T_{k,j}^{i+1}) + h_{k,j}^i (T_{p_{k,j}}^i - T_{k,j}^i) \right] + \frac{1}{2} A \left[h_{k,j}^i (T_{p_{k,j+1}}^i - T_{k,j}^i) + h_{k,j}^{i+1} (T_{p_{k,j+1}}^{i+1} - T_{k,j}^{i+1}) \right] \quad (82)$$

Combinando as três equações citadas anteriormente e aplicando o termo MR, artifício que definirá o método de resolução, obtém-se as equações para os fluidos e para as placas.

O valor de MR pode ser 0, 1 ou 1/2, para a resolução pelos métodos implícito, explícito e Crank-Nicolson, respectivamente.

Assim tem-se as equações discretizadas para o fluido (produto), refrigerante e placas:

➤ Para o fluido:

$$M_f C_f \frac{T_{fk,j}^{i+1} - T_{fk,j}^i}{\Delta t} = M_R \left\{ M_f C_f v_f \frac{T_{fk-1,j}^i - T_{fk,j}^i}{\Delta x} - h_{ek,j}^i A (T_{fk,j}^i - T_{pk,j}^i) - h_{dk,j}^i A (T_{fk,j}^i - T_{pk,j+1}^i) \right\} + (1 - M_R) \left\{ M_f C_f v_f \frac{T_{fk-1,j}^{i+1} - T_{fk,j}^{i+1}}{\Delta x} - h_{ek,j}^{i+1} A (T_{fk,j}^{i+1} - T_{pk,j}^{i+1}) - h_{dk,j}^{i+1} A (T_{fk,j}^{i+1} - T_{pk,j+1}^{i+1}) \right\} \quad (83)$$

➤ Para o refrigerante em contra-corrente:

$$M_r C_r \frac{T_{rk,j}^{i+1} - T_{rk,j}^i}{\Delta t} = M_R \left\{ M_r C_r v_r \frac{T_{rk,j}^i - T_{rk+1,j}^i}{\Delta x} + h_{ek,j}^i A (T_{pk,j}^i - T_{rk,j}^i) + h_{dk,j}^i A (T_{pk,j+1}^i - T_{rk,j}^i) \right\} + (1 - M_R) \left\{ M_r C_r v_r \frac{T_{rk,j}^{i+1} - T_{rk+1,j}^{i+1}}{\Delta x} + h_{ek,j}^{i+1} A (T_{pk,j}^{i+1} - T_{rk,j}^{i+1}) + h_{dk,j}^{i+1} A (T_{pk,j+1}^{i+1} - T_{rk,j}^{i+1}) \right\} \quad (84)$$

➤ Para as placas intermediárias:

$$M_p C_p \frac{T_{pk,j}^{i+1} - T_{pk,j}^i}{\Delta t} = M_R \left\{ h_{ek,j-1}^i A (T_{k,j-1}^i - T_{pk,j}^i) - h_{dk,j}^i A (T_{pk,j}^i - T_{k,j}^i) \right\} + (1 - M_R) \left\{ h_{ek,j-1}^{i+1} A (T_{k,j-1}^{i+1} - T_{pk,j}^{i+1}) - h_{dk,j}^{i+1} A (T_{pk,j}^{i+1} - T_{k,j}^{i+1}) \right\} \quad (85)$$

Para as “k” discretizações, o sistema de equações dos balanços de energia do fluido, do refrigerante e das placas será representado pela equação matricial:

$$[a][T_{k,j}^{i+1}] = [\text{constante}]$$

onde [a] é a matriz dos coeficientes das equações, $[T_{k,j}^{i+1}]$ é a matriz das temperaturas no instante seguinte e a [constante] é a matriz dos termos independentes de cada equação, calculados com as temperaturas no instante anterior.

Desta maneira, tem-se as seguintes equações de resolução, para os fluidos e para a placa:

➤ Para o fluido:

$$T_{fk,j}^{i+1} F1 + T_{fk-1,j}^{i+1} F2 + T_{pk,j}^{i+1} F3 + T_{pk,j+1}^{i+1} F4 = CF \quad (86)$$

onde:

$$F1 = \left[\frac{M_f C_f}{\Delta t} - (1 - M_R) \left(-\frac{M_f C_f v_f}{\Delta x} - h_{ek,j}^{i+1} A - h_{dk,j}^{i+1} A \right) \right];$$

$$F2 = - \left((1 - M_R) \frac{M_f C_f v_f}{\Delta x} \right);$$

$$F3 = -(1 - M_R) (h_{ek,j}^{i+1} A);$$

$$F4 = -(1 - M_R) (h_{dk,j}^{i+1} A);$$

$$CF = T_{fk,j}^i \left[-\frac{M_f C_f}{\Delta t} + M_R \left\{ \frac{M_f C_f v_f}{\Delta x} - h_{ek,j}^i A - h_{dk,j}^i A \right\} \right] + T_{fk-1,j}^i \left[\frac{M_f C_f v_f}{\Delta x} M_R \right] + T_{pk,j}^i [h_{ek,j}^i A M_R] + T_{pk,j+1}^i [h_{dk,j}^i A M_R]$$

➤ Para o refrigerante:

$$T_{rk,j}^{i+1} R1 + T_{rk+1,j}^{i+1} R2 + T_{pk,j}^{i+1} R3 + T_{pk,j+1}^{i+1} R4 = CR \quad (87)$$

onde:

$$R1 = \left[\frac{M_r C_r}{\Delta t} - (1 - M_R) \left(-\frac{M_r C_r v_r}{\Delta x} - h_{ek,j}^{i+1} A - h_{dk,j}^{i+1} A \right) \right];$$

$$R3 = -(1 - M_R) (h_{ek,j}^{i+1} A);$$

$$R2 = -(1 - M_R) \frac{M C v}{\Delta X};$$

$$R4 = -(1 - M_R) (h_{dk,j}^{i+1} A);$$

$$CR = T_{rk,j}^i \left[\frac{M_r C_r}{\Delta t} + M_R \left\{ -\frac{M_r C_r v_r}{\Delta X} - h_{ek,j}^i A - h_{dk,j}^i A \right\} \right] + T_{rk+1,j}^i \left[\frac{M_r C_r v_r}{\Delta X} M_R \right] \\ + T_{pk,j}^i \left[h_{ek,j}^i A M_R \right] + T_{pk,j+1}^i \left[h_{dk,j}^i A M_R \right]$$

➤ Para a placa:

$$T_{pk,j}^{i+1} P1 + T_{k,j-1}^{i+1} P2 + T_{k,j}^{i+1} P3 = CP \quad (88)$$

Onde:

$$P1 = \left[\frac{M_p C_p}{\Delta t} - (1 - M_R) (-h_{ek,j}^{i+1} A - h_{dk,j}^{i+1} A) \right];$$

$$P2 = -(1 - M_R) (h_{ej-1,k}^{i+1} A);$$

$$P3 = -(1 - M_R) (h_{dk,j}^{i+1} A);$$

$$CP = T_{pk,j}^i \left[\frac{M_p C_p}{\Delta t} + M_R \left\{ -h_{ek,j-1}^i A - h_{dk,j}^i A \right\} \right] + T_{k,j-1}^i \left[h_{ek,j-1}^i A M_R \right] + T_{k,j}^i \left[h_{dk,j}^i A M_R \right]$$

Considerações:

- Os termos “ h_e ” e “ h_d ” referem-se ao coeficiente de troca de calor numa mesmo canal, da placa esquerda e direita. Considerando-se a mesma viscosidade em qualquer ponto da largura do canal (η) tem-se a que $\eta = \eta_p$. Assim sendo, para o cálculo do valor de Nusselt, $\eta/\eta_p = 1$ e o coeficiente de troca de calor é o mesmo para qualquer ponto da largura da placa: $h_d = h_e = h$.
- Os coeficientes convectivos no instante seguinte (h^{i+1}) serão calculados com as temperaturas no instante anterior, para ser possível a resolução da matriz de temperaturas.

IV.1.2 – Balanço de Massa

Apesar da densidade ser corrigida em função da temperatura, foi considerado que não há acúmulo de massa nos volumes de controle para o fluido e para o refrigerante. Portanto cada volume de controle tem o seguinte balanço de massa:

$$\frac{dM}{dT} = 0 \quad (89)$$

IV.1.3 – Adequação das Correlações das Propriedades Físicas e Reológicas dos Fluidos

As correlações de propriedades físicas e reológicas que foram desenvolvidas para o simulador, estão apresentadas nos itens a seguir.

IV.1.3.1 – Correlações das Propriedades Termo-físicas dos Fluidos

As equações utilizadas no cálculo das propriedades físicas da água, do propileno glicol, dos sucos de laranja natural e concentrado são mostras a seguir:

a) Suco de Laranja Natural

A equação para o cálculo do calor específico do suco de laranja foi baseada na equação (46), apresentada por LAMB (1976) (citada por LEWIS, 1987), que contempla os calores específicos das frações mássicas de sólidos e de água dos alimentos. Para a fração de água, o calor específico da mesma foi feito em função da temperatura, conforme CHOI e OKOS (1986). Desta maneira, a equação (90) modificada para o cálculo do calor específico do suco de laranja foi realizado da seguinte maneira:

$$C_{SLN} = X_w (4,1762 - 9,0864 \times 10^{-5} T - 5,4731 \times 10^{-6} T^2) + X_s 1,46 \quad (90)$$

Como já foi mencionado anteriormente no item de materiais e métodos, para o cálculo da densidade do suco natural foi utilizada a equação (64) encontrada por RAMOS e

IBARTZ (1998) e a equação (67), de RIEDEL (1949), (citada por SINGH e HELDMAN, 1993), foi utilizada para o cálculo da condutividade térmica.

b) Suco de Laranja Concentrado

As propriedades termo-físicas do suco de laranja concentrado foram retiradas da literatura, conforme CHOI e OKOS (1986), representadas nas equações (47) à (54) em função da temperatura, considerando-se a ponderação das frações mássicas de água e carboidrato do produto.

c) Propileno Glicol

As propriedades físicas do propileno glicol foram baseadas nos dados obtidos de SILVA (1970). Com os dados foram elaboradas, através do programa Table Curve 3D, as relações para o cálculo da densidade e calor específico em função da concentração de propileno glicol da solução e da temperatura, apresentadas nas equações (91) e (92), respectivamente. Ambas relações apresentaram um coeficiente de correlação maior que 0,99 e porcentagem de erro dos valores calculados em relação aos citados na referência bibliográfica na faixa de $\pm 2\%$.

$$\rho_{pg} = 928,6 - 0,57 \theta + 31,1 \ln(C_{pg}) \quad (91)$$

$$C_{pg} = 4148,43 + 3,1445 \theta - 3,1712 C_{pg} \ln(C_{pg}) \quad (92)$$

sendo:

ρ = densidade específica [kg/m^3];

C = calor específico [$\text{J}/(\text{kg}^\circ\text{C})$];

C_{pg} = porcentagem de propileno glicol na solução [% kg/kg];

θ = temperatura [$^\circ\text{C}$].

Além destas equações, foi ajustada a equação (93) para o cálculo do ponto de congelamento do propileno glicol em função da concentração, para que o programa tenha restrição, caso a temperatura do refrigerante esteja abaixo da faixa de congelamento.

$$T_{pg\text{-Cong}} = -0,70216 - 0,07619 C_{pg} - 0,01078 C_{pg}^2 \quad (93)$$

Esta equação apresentou alto coeficiente de correlação (0,99) e uma porcentagem de erro dos valores calculados para os valores citados na faixa de $\pm 10\%$.

A condutividade térmica do propileno-glicol foi considerada constante, com o valor de $0,609 \text{ J}/(\text{m s}^\circ\text{C})$.

d) Água

As propriedades termo-físicas da água foram calculadas conforme as equações (51) a (54), apresentadas por CHOI e OKOS (1986).

IV.1.3.2 – Correlações das Propriedades Reológicas dos Fluidos

Para a aplicação nas equações de Reynolds e Prandtl generalizados utilizadas pelo simulador em função do índice de consistência do fluido (K) e do índice de comportamento de fluxo do fluido (n), foram utilizadas as correlações para os fluidos Newtonianos e não Newtonianos mostradas a seguir.

a) Para os Fluidos Newtonianos

No caso dos fluidos considerados Newtonianos: a água, o propileno glicol, e suco de laranja natural, a tensão de cisalhamento é diretamente proporcional à taxa de deformação e portanto o índice de consistência será a própria viscosidade do fluido.

Para a água foi utilizada a equação (36), obtida por SHARIFI *et al.* (1995) em função da temperatura. Para o suco natural foi utilizado o valor médio de $0,014 \text{ Pa.s}$, encontrado por KIM *et al.* (1999).

A equação (94) foi utilizada para o cálculo da viscosidade da solução de propileno glicol. Ela foi obtida no programa Table Curve 2D, com base nos dados de viscosidade em função da temperatura citados na referência de SILVA (1970). O coeficiente de correlação dessa relação foi de 0,99 e a diferença em porcentagem dos dados calculados em relação aos encontrados na referência foi inferior a $\pm 7\%$.

$$\eta_{pg} = \exp\left(-10,7 + \frac{670643,5}{T^2}\right) \quad (94)$$

b) Para os Fluidos não-Newtonianos

Para o fluido não-Newtoniano suco de laranja concentrado, VITALI (1983) apresentou duas equações para o cálculo do índice de consistência, uma em função dos sólidos solúveis e temperatura e outra em função da porcentagem de polpa e temperatura, conforme mostradas nas equações (38) e (40), citadas na revisão bibliográfica.

Com a finalidade de unificar os dois modelos propostos, foi feito um tratamento dos seus dados experimentais, para correlacionar o teor de sólidos insolúveis, sólidos solúveis e a temperatura numa mesma equação, baseando-se também na equação de Arrhenius. Esta nova relação apresentada na equação (95), cujos parâmetros se encontram na Tabela 14, foi obtida através do ajuste dos dados experimentais no programa Statistica 5.0 e apresentou um coeficiente de correlação de 0,99.

$$K_{SLC} = A \left(e^{B/(RT)} \right) \left(e^{CC_s} \right) \left(e^{DP} \right) \quad (95)$$

Sendo:

K = índice de consistência do fluido;

Cs = concentração de sólidos solúveis [°Brix];

P = porcentagem de polpa [L/L];

A, B, C, D = parâmetros ajustados, mostrados na Tabela 14.

Tabela 14: Parâmetros da eq. (95) para o cálculo do índice de consistência do SLC

A	B	C	D
6,67x10 ⁻¹⁶	13,46	0,17	0,17

Sua utilização é aplicável nas faixas de sólidos solúveis de 50 a 65°Brix, teor de polpa de 5,7 a 11,1% e temperaturas de -20 a 30°C, que são as faixas em que se encontram os dados experimentais.

Para o índice de comportamento de fluxo do fluido, analogamente, obteve-se a seguinte relação, em função da concentração dos sólidos solúveis, teor de polpa e

temperatura, apresentada na equação (96) que apresentou um coeficiente de correlação de 0,91 e uma diferença entre os resultados experimentais e calculados, inferior a 14%. Os coeficientes estão mostrados na Tabela 15.

$$n_{\text{SLC}} = A1 \left(e^{B1/(RT)} \right) \left(e^{C1C_s} \right) \left(e^{D1P} \right) \quad (96)$$

Sendo:

n = índice de escoamento do fluido

C_s = concentração de sólidos solúveis [°Brix]

P = porcentagem de polpa [v/v]

$A1, B1, C1, D1$ = parâmetros ajustados, apresentados na Tabela 15.

Tabela 15: Parâmetros da eq. (96) para o cálculo do índice de comportamento de fluxo do SLC

A1	B1	C1	D1
1,21	-0,15	$7,68 \times 10^{-4}$	$2,15 \times 10^{-2}$

Sua utilização também é aplicável nas faixas de sólidos solúveis de 50 a 65°Brix, teor de polpa de 5,7 a 11,1% e temperaturas de -20 a 30°C, que são as faixas em que se encontram os dados experimentais.

IV. 2 – DESENVOLVIMENTO DO SIMULADOR

O simulador foi codificado em 3 sub-rotinas. A primeira (dados.M), permite a entrada de dados dos fluidos, do arranjo e configuração do trocador e da opção do método de resolução das equações diferenciais. Na segunda sub-rotina (cálculo.M) são realizados os cálculos das propriedades físicas dos fluidos escolhidos e o “*looping*” para cálculo da temperatura no instante seguinte que é realizado até que se atinja o 1° estado estacionário. Ao chegar no 1° estado estacionário, o programa faz a perturbação especificada na terceira sub-rotina (perturbe.M) e realiza novamente os cálculos de troca de calor até chegar ao 2°

estado estacionário. Finalizando, o programa realiza um gráfico de temperatura *versus* tempo do produto.

Na sub-rotina *dados.M*, são computados os seguintes dados de entrada:

- Escolha do fluido e do refrigerante;
- Temperatura de entrada dos fluidos (T_{SLN} , T_{SLC} e T_R) e das placas (T_p), [°C] ;
- Vazão dos fluidos [m^3/h];
- Precisão para o estado estacionário (precisãoEE), que é a diferença entre a temperatura de saída no instante i e $i-1$, sendo esta, a condição de parada do “looping” de cálculo de temperatura;
- Configurações do trocador e do escoamento;
- Escolha do método de resolução (MR): explícito, implícito ou Crank-Nicolson.

A sub-rotina *dados.M* permite facilmente por simples comandos, além da escolha do método de resolução, as seguintes flexibilidades:

- Escolha do fluido produto: água, suco de laranja natural ou suco de laranja concentrado;
- Escolha do refrigerante: água ou propileno glicol;
- Cálculo das propriedades em função da temperatura ou a uma temperatura fixa;
- Opção do tipo de placas: com corrugações inclinadas (V13) ou retas (V5) ou modelo P5-VRB;
- Alteração na configuração do TCP, das placas e do número de canais (j);
- Divisões no comprimento (L) da placa, que quanto maior, melhor a precisão de resolução do método, pois menor será a espessura dx .

IV.2.1 – Comparação entre os Métodos de Resolução

Primeiramente foi escolhido o método de resolução a ser utilizado nos ensaios propostos. Para isto, o programa foi executado com os três métodos de resolução: implícito, explícito e Crank- Nicolson utilizando-se os dados de entrada de KIM *et al.* (1999) e as

respectivas equações para o cálculo dos números adimensionais e do coeficiente de convecção. Os dados de entrada para o cálculo estão especificados na Tabela 16.

Para analisar o comportamento da temperatura final após uma perturbação nos diferentes métodos, foi perturbada a temperatura inicial do fluido de 80,42°C para 82,42°C.

Tabela 16 – Dados de entrada das simulações de comparação dos 3 métodos de resolução

Dados de entrada	
Modelo de placa	P5-VRB – Alfa Laval
Número de canais	12
Temperatura inicial do produto (°C)	80,42
Temperatura inicial do refrigerante (°C)	9,18
Vazão do suco de laranja natural (kg/s)	0,189
Vazão do refrigerante - água (kg/s)	1,122
Configuração do escoamento	3
Número de passos do produto	6
Número de passos do refrigerante	1
Número de canais por passo do produto	1
Número de canais por passo do refrigerante	6

As Figuras 9 e 10 mostram os históricos das temperaturas de saída dos fluidos (produto e refrigerante) para os três métodos, sendo que a Figura 9 mostra o comportamento da mesma até atingir o 1º estado estacionário e a Figura 10 mostra o 2º estado estacionário após a perturbação.

Através dos gráficos apresentados, pode-se concluir que os três métodos testados poderiam ser utilizados nos ensaios propostos, pois todos convergem e possuem estabilidade. Porém, conforme CRANDALL *et al.* (1982) o método de resolução por Cranck-Nicolson contempla ambos os métodos implícito e explícito e garante maior estabilidade, principalmente em relação ao explícito, em diversas condições de aplicação. Assim sendo, o mesmo foi escolhido para a continuidade do trabalho.

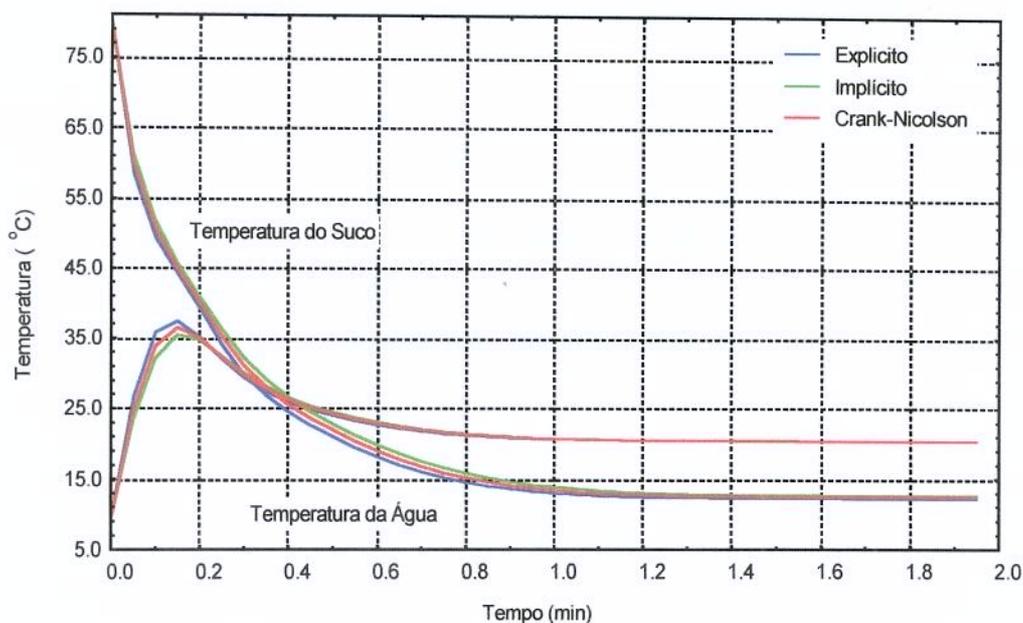


Figura 9 - Comparação entre os métodos de resolução para o estado estacionário

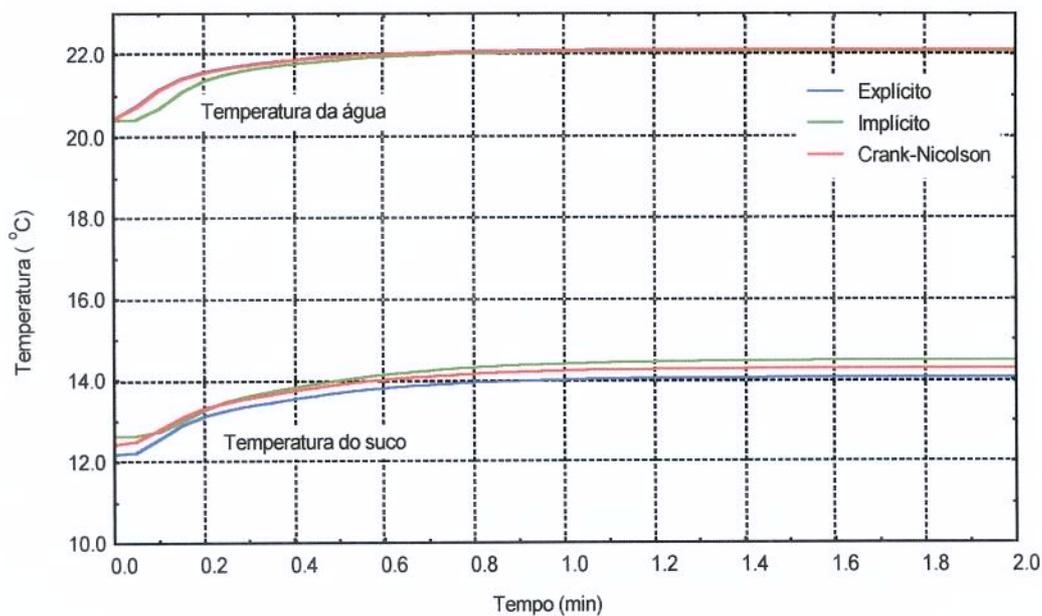


Figura 10 – Comparação entre os métodos de resolução após perturbação na temperatura de entrada do SLN de 80,42°C para 82,42°C.

IV.2.2 – Validação do Programa através de dados experimentais

A partir das simulações apresentadas na Figura 10, utilizaram-se os resultados finais obtidos no primeiro estado estacionário, para a validação do modelo desenvolvido.

A Tabela 17 mostra os resultados obtidos pelo método de Crank-Nicolson, os resultados experimentais obtidos por KIM *et al.* (1999) em regime estacionário e a diferença em porcentagem entre eles, com base de cálculo em graus Kelvin.

Tabela 17 – Comparação entre valores experimentais e preditos pelo simulador

Temperaturas (°C)	KIM <i>et al.</i> (1999)	Preditas	Diferença (%)
T. final produto	12,20	12,41	0,07
T. final refrigerante	20,05	20,42	0,13

Desta maneira, pode-se concluir que o simulador apresenta boa precisão na reprodutibilidade dos dados experimentais, já que as diferenças entre os valores experimentais e preditos pelo simulador desenvolvido apresentaram uma diferença em porcentagem menor que 0,1%.

IV. 3 – COMPARAÇÃO DA EFICIÊNCIA DAS PLACAS NA TROCA DE CALOR

A comparação da eficiência de troca térmica das três placas disponíveis no simulador: espinha de peixe (V13), corrugações retas (V7) e a placa da Alfa-laval modelo P5-VRB foram feitas utilizando-se a mesma dimensão geométrica, descrita na Tabela 18.

Tabela 18 – Dimensões Geométricas das placas

Propriedades	Valor (m)
Comprimento (L)	0,60
Largura (w)	0,40
Espessura da placa (ep)	8.10^{-4}
Largura do canal (ec)	0,0025

Os valores das condições iniciais e das perturbações estão apresentados no item de materiais e métodos, conforme a Tabela 8.

O diâmetro hidráulico foi calculado segundo a equação (10) e foi selecionada a configuração 1, mostrada na Figura 4, para a comparação das simulações das três placas.

As Figuras 11 a 16 mostram as curvas de reação da temperatura do produto para cada perturbação feita nas simulações de cada placa testada, para o suco natural e para o suco concentrado respectivamente.

Os valores das temperaturas no instante “zero” são aquelas alcançadas no 1º estado estacionário com as condições iniciais de cada placa.

IV.3.1- Comparações entre placas para o Suco de Laranja Natural

As Figuras 11 a 13 mostram o comportamento da curva de reação do processo da temperatura final do suco de laranja natural após diferentes perturbações individuais a partir do 1º estado estacionário para as três placas disponíveis no simulador e configuração “1” de escoamento e arranjo.

As legendas destas figuras caracterizam as perturbações (“Pert”) das variáveis (T_{SLN} e T_{SLC} = temperaturas iniciais dos sucos de laranja natural e concentrado; T_R =temperatura inicial do refrigerante; C_S =concentração de sólidos solúveis do suco; V_{SLN} e V_{SLC} = vazão volumétrica dos sucos de laranja natural e concentrado; V_R =vazão volumétrica do refrigerante), com o valor perturbado de “a” para “b” e suas unidades, conforme a notação (a→b).

Através das análises destes gráficos, pode-se concluir que para o mesmo cenário (dimensões geométricas, configuração 1, condições iniciais de temperatura e vazões dos fluidos) e para o suco natural, a placa mais adequada foi a fabricada pela Alfa-Laval, modelo P5-VRB, pois a mesma permitiu uma melhor troca de calor entre os fluidos, alcançando a menor temperatura no 1º estado estacionário (8,05°C). Com a placa modelo V7, a temperatura final do suco foi de 8,72°C e para a placa V13 foi de 16,58°C.

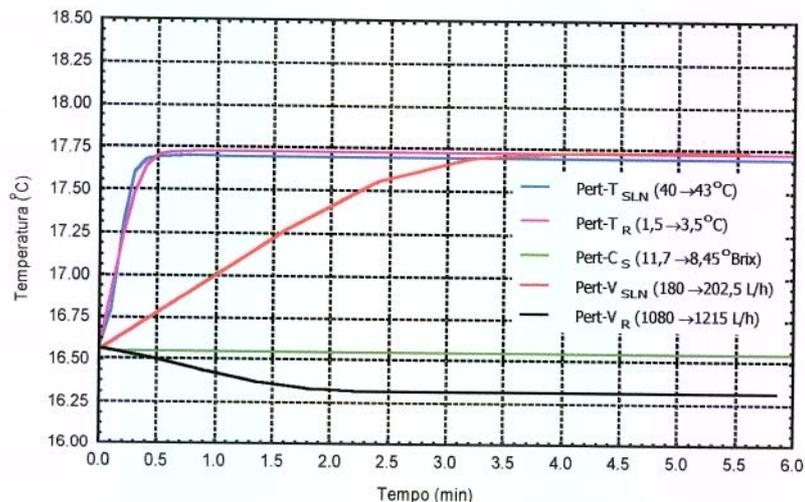


Figura 11 – Curvas de reação da temperatura do SLN - placa V13 e configuração 1

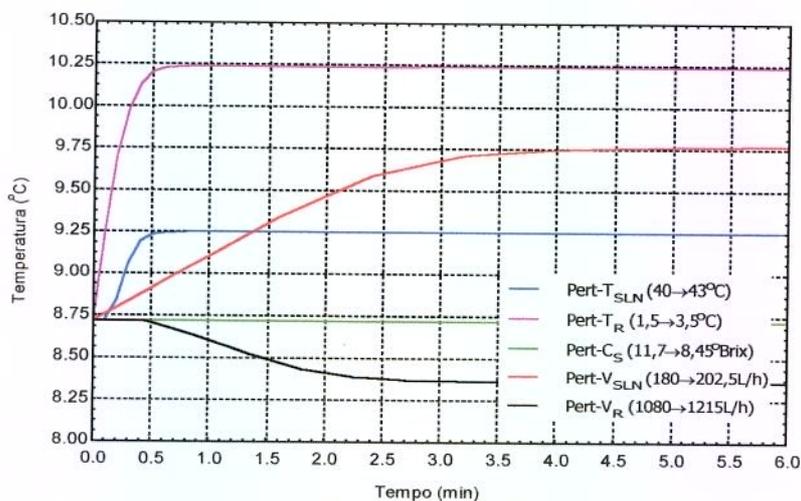


Figura 12 - Curvas de reação da temperatura do SLN - placa V7 e configuração 1

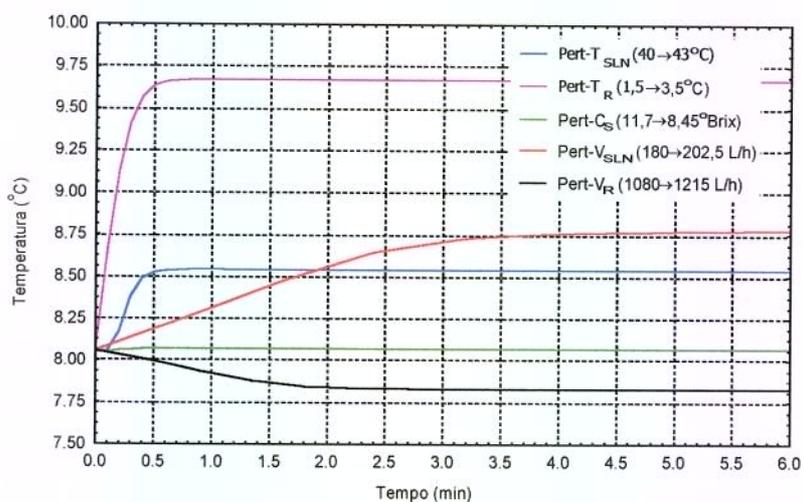


Figura 13 - Curvas de reação da temperatura do SLN - placa P5-VRB e configuração 1

Em relação às curvas de reação do processo, foi observado que apesar de apresentarem a mesma tendência em todas as placas, possuem diferenças entre si em relação ao tempo de estabilização após a perturbação. Isto é observado principalmente quando as vazões dos fluidos foram perturbadas. A estabilização da temperatura do suco é mais rápida na placa V13, em comparação com as outras duas placas, que se estabilizam num maior tempo.

A importância de cada variável perturbada, segundo a alteração que ela causa na temperatura final do produto, é similar para as três placas. A variável que causa maior desvio na temperatura final do produto é a temperatura inicial do refrigerante, seguida da temperatura do produto, vazão do produto e vazão do refrigerante. A perturbação na porcentagem de sólidos solúveis do suco não apresentou variação significativa em nenhuma das placas, pois a diferença na temperatura final do SLN do primeiro para o segundo estado estacionário foi praticamente nula.

Desta maneira, pode-se concluir, de uma maneira geral, que a curva de reação da temperatura final do produto a uma perturbação feita nas condições de entrada de um processo de resfriamento está diretamente relacionada ao modelo de placa utilizado, e portanto o controle das mesmas em um processo não pode ser baseado apenas em uma sintonia do controlador ou em um modelo de placa, pois poderia acarretar correções erradas nas condições operacionais.

IV.3.1- Comparações entre placas para o Suco de Laranja Concentrado

As Figuras 14 a 16 mostram o comportamento da temperatura final do suco de laranja concentrado sob várias perturbações sobre estado estacionário, baseadas na Tabela 9, para as três placas disponíveis no simulador.

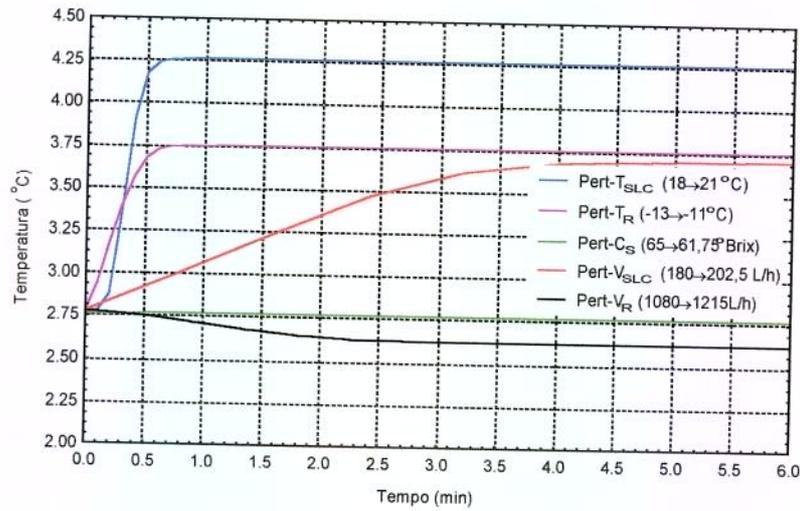


Figura 14 – Curvas de reação da temperatura do SLC - placa V13 e configuração 1

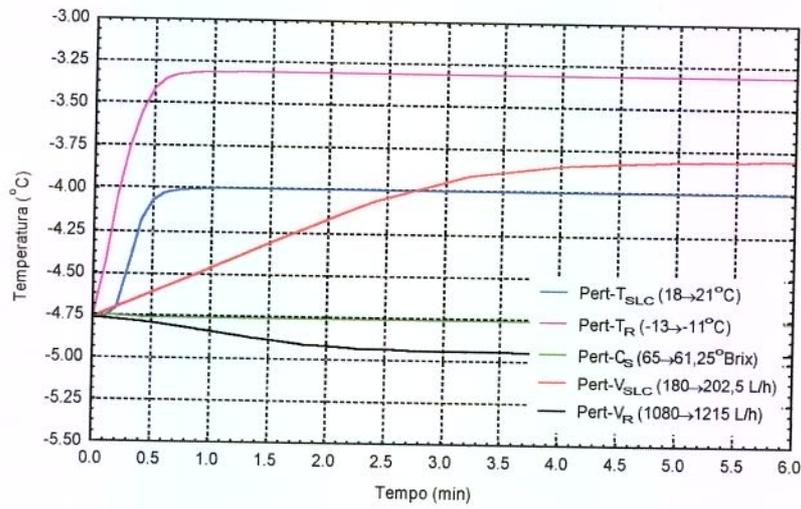


Figura 15-Curvas de reação da temperatura SLC com placa V7 e configuração 1

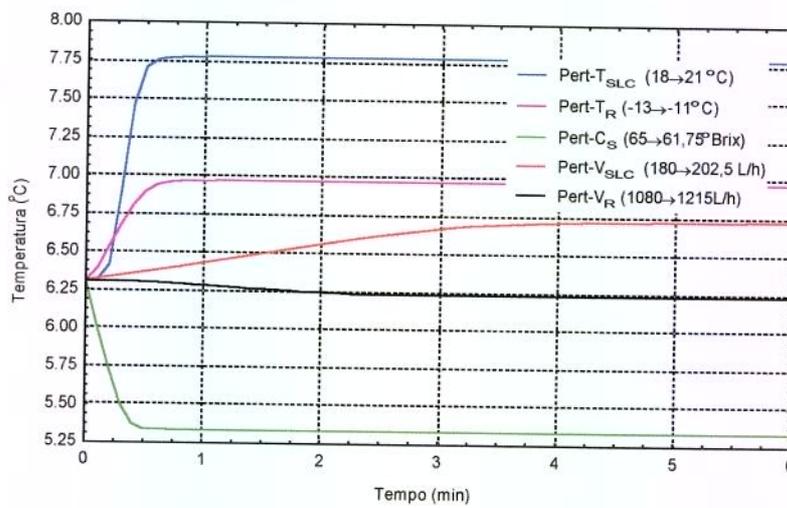


Figura 16 - Curvas de reação da temperatura do SLC - placa P5-VRB e configuração 1.

Através das análises destas figuras, pode-se concluir que para o suco de laranja concentrado, a placa mais adequada que permitiu maior resfriamento foi a placa V7, que apresenta corrugações paralelas ao eixo vertical, pois a mesma permitiu uma melhor troca de calor entre os fluidos, alcançando a menor temperatura no primeiro estado estacionário ($-4,76^{\circ}\text{C}$). Em seguida, foi a V13, tipo espinha de peixe, com a qual o suco atingiu uma temperatura de $+2,78^{\circ}\text{C}$. Com a placa P5-VRB, o suco concentrado atingiu uma temperatura final no primeiro estado estacionário de $6,31^{\circ}\text{C}$.

Analisando as curvas de reação sob às perturbações realizadas no estado estacionário, percebeu-se a mesma tendência entre as placas V13 e P5-VRB, com as seguintes variáveis perturbadas em ordem decrescente de importância: temperatura do produto, temperatura do refrigerante, vazão do produto e vazão do refrigerante.

A perturbação de sólidos solúveis praticamente não afetou o comportamento da temperatura final do produto no resfriamento com as placa V13 e V7. Porém para a placa P5-VRB, houve alteração da temperatura do produto, mostrando que para esta placa, uma perturbação nos sólidos solúveis acarreta alterações significativas na temperatura final do resfriamento. Este comportamento é explicado através da Figura 17 que ilustra o comportamento do coeficiente de transferência de calor em função da temperatura para as três placas, com as concentrações de sólidos solúveis de $61,75^{\circ}\text{B}$ e 65°B , mostrando que para a placa P5 VRB, a variação dos sólidos solúveis do SLC acarreta maiores alterações nos valores destes coeficientes.

Na utilização da placa V7, que permitiu a melhor troca de calor, a variável que causou maior oscilação na temperatura final do produto foi a temperatura do refrigerante, seguida da temperatura do produto, vazão do produto e vazão do refrigerante. A variação de sólidos solúveis apresentou uma diferença mínima no comportamento da temperatura do suco concentrado: a $61,75^{\circ}\text{Brix}$ sua estabilização foi de $-4,75^{\circ}\text{C}$ e a 65°Brix sua estabilização foi de $-4,76^{\circ}\text{C}$.

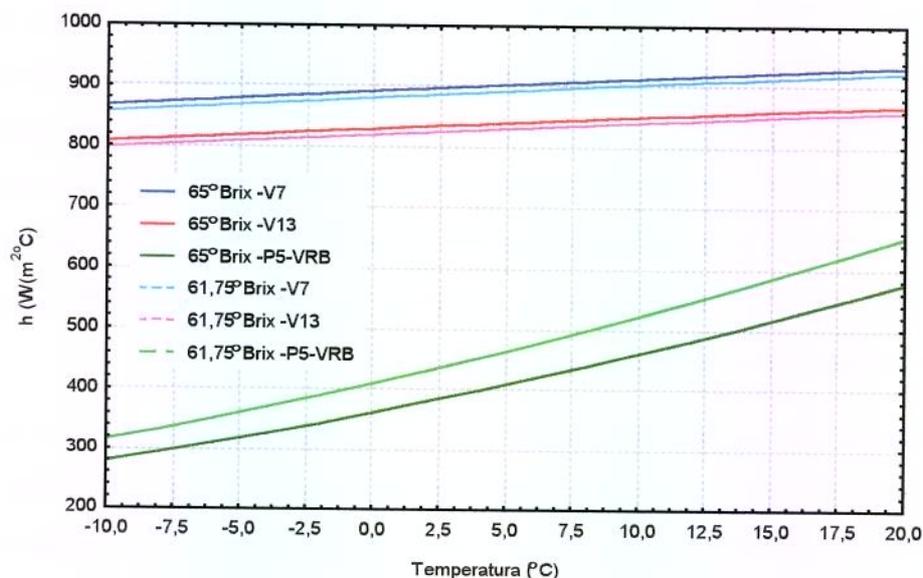


Figura 17 – Coeficientes de transferência de calor para o SLC com 61,75 e 65°Brix em função da temperatura, para as três placas testadas.

Após a perturbação, observou-se que o tempo de estabilização do 2º estado estacionário é mais rápido para as placas, cuja troca de calor foram menores: V13 e P5-VRB, enquanto que foi maior para a placa V7, cuja temperatura do produto foi mais afetada.

Analogamente ao suco natural, vê-se a importância da escolha da placa, conforme o produto a ser utilizado na troca térmica realizada por um TCP. Além disso, reafirma-se que o controle de um TCP está diretamente relacionado ao tipo do fluido e modelo das placas e que, portanto, não se pode aplicar a mesma sintonia de controle, por exemplo, para a temperatura do refrigerante e vazão do produto por possuírem tempos de estabilização diferentes e comportamentos, isto é, curvas de reação distintas.

A Tabela 19 mostra, resumidamente, o valor da temperatura final atingida pelas diferentes placas, para os sucos de laranja natural e concentrado, concluindo que para o SLN, a troca térmica é mais eficiente utilizando-se a placa P5-VRB, e para o SLC, a melhor eficiência foi atingida utilizando-se a placa V7.

Tabela 19 – Temperaturas de Estabilização do Suco Natural e Suco Concentrado após o resfriamento realizado com diferentes modelos de placas

	Temperatura de estabilização do SLN a 11,7 °Brix (°C)	Temperatura de estabilização do SLC a 65 °Brix (°C)
Placa V13	16,58	2,78
Placa V7	8,72	-4,76
Placa P5-VRB	8,05	6,31

O resultado diferente para a melhor placa de cada fluido pode ser explicado pelas diferenças nas propriedades físicas e reológicas dos fluidos dependentes com a temperatura e pelos fatores em função das rugosidades das placas, que levam a diferentes valores de Reynolds, ocasionando a utilização de diferentes equações para o cálculo do coeficiente de transferência de calor. A Figura 18 mostra o comportamento dos coeficientes de transferência de calor do SLN e SLC em função da temperatura para as três placas testadas.

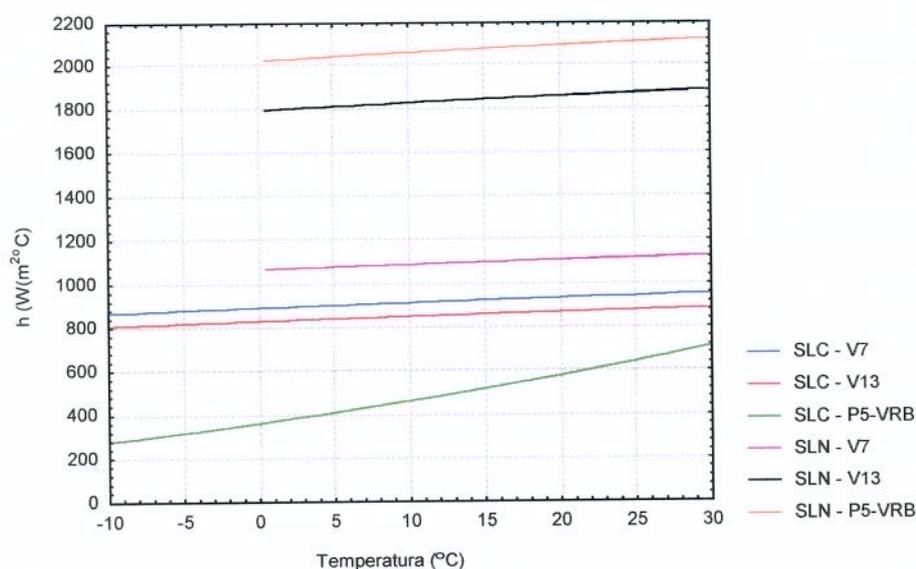


Figura 18 - Coeficientes de transferência de calor para o SLC e SLN em função da temperatura, para as três placas testadas.

Através deste gráfico, constata-se que os maiores valores dos coeficientes de transferência de calor para o SLN e SLC foram os obtidos com as placas P5-VRB e V7,

respectivamente, justificando a diferença na escolha da melhor placa apresentada nas simulações dos dois fluidos.

IV. 4 – COMPARAÇÃO DA EFICIÊNCIA DAS CONFIGURAÇÕES NA TROCA DE CALOR

Após a escolha da melhor placa para ambos os fluidos, apresentada na Tabela 19 foram testadas as outras duas configurações, com o mesmo número de canais (16), utilizando as melhores placas para ambos os fluidos. Através do resultados destas simulações, foi avaliado o grau de influência dos três tipos de configurações disponíveis no simulador, bem como as curvas de reação do processo após as várias perturbações feitas no estado estacionário.

IV.4.1- Comparações entre as configurações para o Suco de Laranja Natural

As Figuras 19 a 21 mostram o comportamento da temperatura final do produto, utilizando as três diferentes configurações e a placa P5-VRB. O comportamento da temperatura do SLN, utilizando-se a placa P5-VRB e configuração 1 (Figura 13) apresentado novamente pela Figura 19, porém com as mesmas faixas de ordenada (2,5°C e abscissa 26 min) para equiparação dos comportamentos entre as outras simulações (configurações 2 e 3).

Analisando estas figuras, pode-se concluir, pela temperatura atingida no primeiro estado estacionário (tempo “zero”), que a configuração que possibilitou menor temperatura do suco, utilizando-se as mesma condições de entrada, foi a de número 2, mostrada na Figura 20 . Nesta configuração, o suco natural atingiu no 1º estado estacionário a temperatura de 2,13°C, enquanto que com os resfriamentos realizados nas configurações 1 e 3, as temperaturas atingidas foram respectivamente 8,05 e 3,53°C. Assim, seleciona-se como melhor TCP para o SLN a configuração 2 e placa P5-VRB.

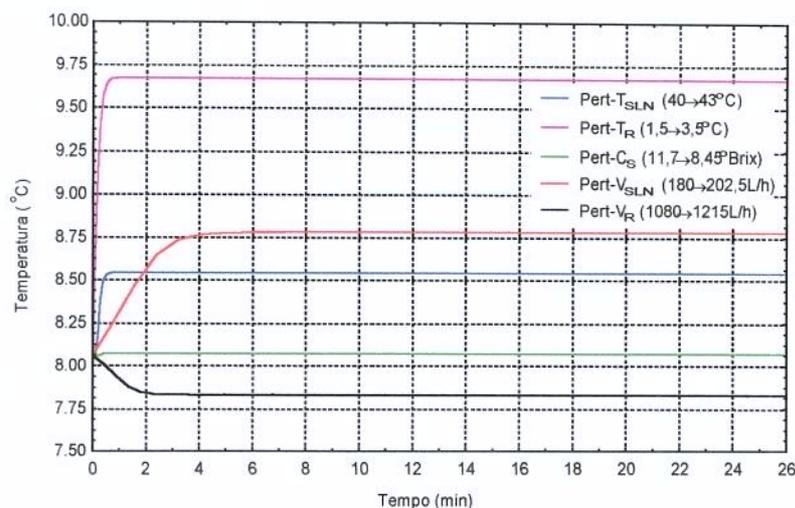


Figura 19 – Curvas de reação da temperatura do SLN-configuração 1 e placa P5-VRB

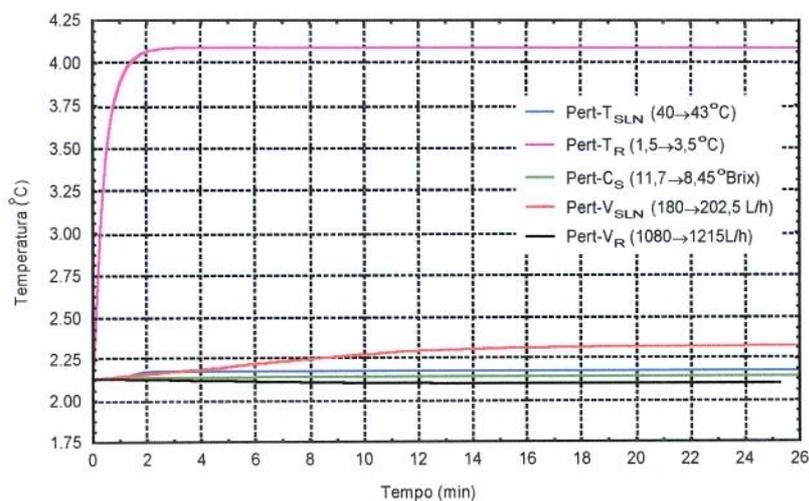


Figura 20 – Curvas de Reação da temperatura do SLN- configuração 2 e placa P5-VRB

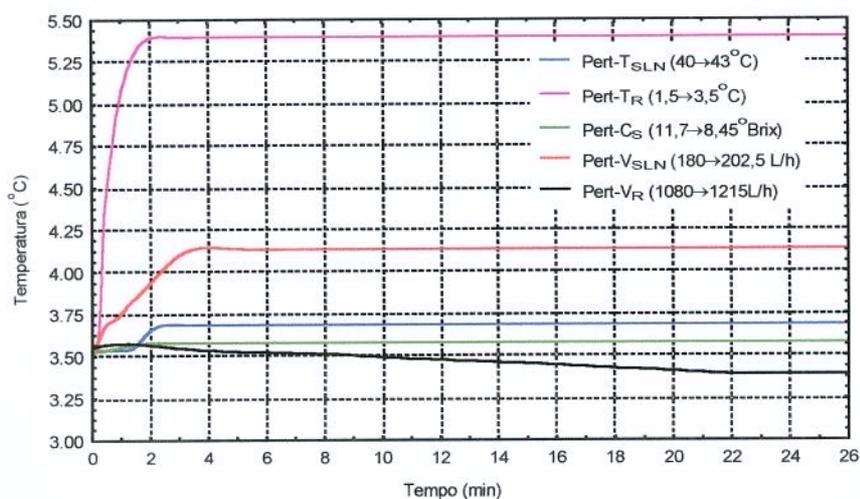


Figura 21- Curvas de Reação da temperatura do SLN-configuração 3 e placa P5-VRB

Em relação à importância das perturbações realizadas na alteração da temperatura final do produto, observa-se um mesmo comportamento nas três configurações, porém com a seguinte ordem de importância das variáveis perturbadas: temperatura do refrigerante, vazão do produto, temperatura do produto, vazão do refrigerante e concentração de sólidos solúveis. Assim como na comparação entre as placas, a variação de concentração de sólidos solúveis do suco natural não acarreta grandes alterações na temperatura final do produto.

Após a perturbação das variáveis, o resfriamento realizado nas configurações 1 e 3 resultam em um tempo de estabilização mais rápido, enquanto que com a configuração 2 demora-se mais para atingir novamente o estado estacionário.

Este fato também beneficia as futuras atuações no controle deste processo, uma vez que a variável de processo possui uma maior inércia para a maioria das perturbações, com exceção da T_R (temperatura inicial do refrigerante), não necessitando de uma correção intensa nas variáveis manipuláveis.

Assim sendo, a sintonia dos controladores de um TCP está diretamente ligada também às configurações envolvidas, já que as curvas de reação diferenciam entre si.

IV.4.2- Comparações entre as configurações para o Suco de Laranja Concentrado

As Figuras 22 a 24, representam o comportamento da temperatura final do suco concentrado após a simulação de resfriamento das 3 configurações disponíveis no simulador e a placa V7, a qual apresentou melhor troca térmica em relação às outras duas placas V13 e P5-VRB. Em cada configuração foram feitas as perturbações nas variáveis de entrada para avaliar a curva de reação da temperatura final do produto sob as diversas configurações.

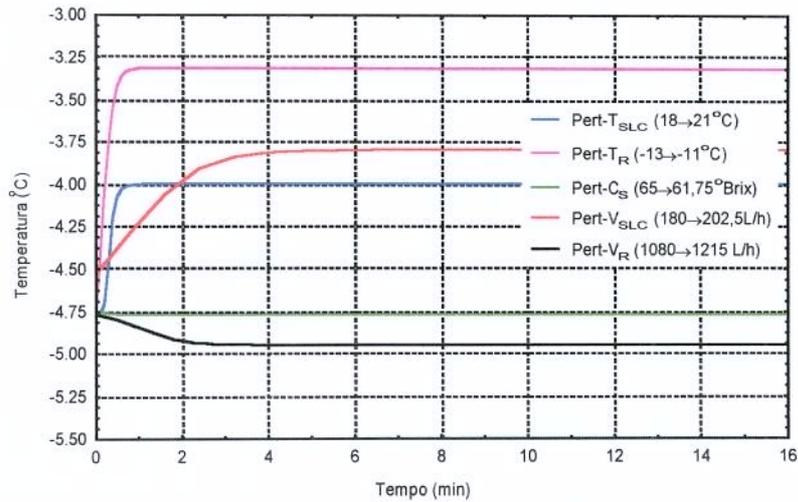


Figura 22 – Curvas de Reação da Temperatura do SLC - placa V7 e configuração 1

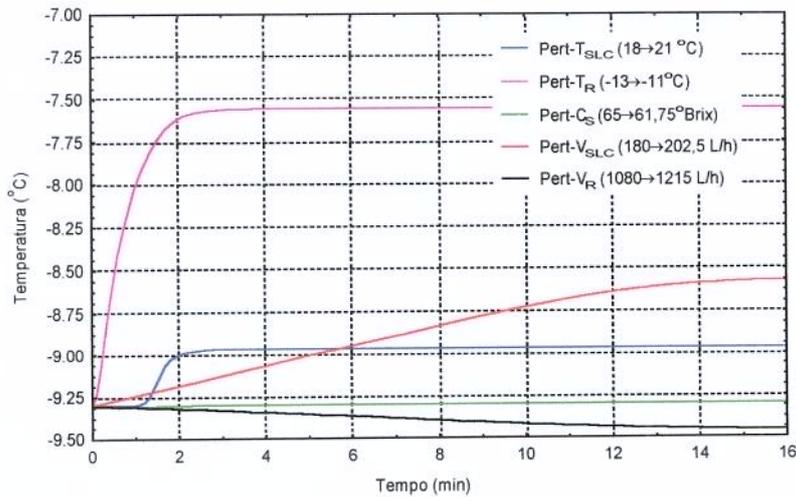


Figura 23 – Curvas de Reação da Temperatura do SLC - placa V7 e configuração 2

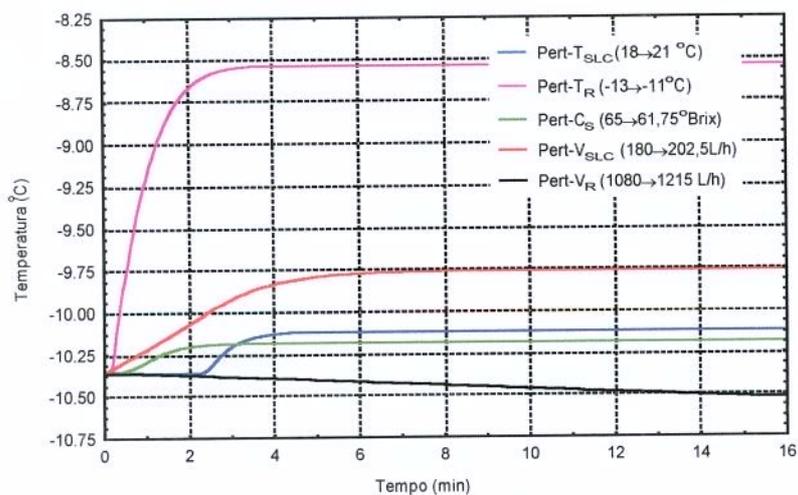


Figura 24 – Curvas de Reação da Temperatura do SLC - placa V7 e a configuração 3

A Figura 15 é representada novamente através da Figura 22, redimensionalizada para as faixas na ordenada ($2,5^{\circ}\text{C}$) e abscissa (16 min) para equiparação com as Figuras 23 e 24.

Através destas figuras, constatou-se que, para o suco de laranja concentrado, a configuração que possibilitou a maior troca de calor entre os fluidos, atingindo a menor temperatura do suco na estabilização do 1° estado estacionário foi a configuração 3. Nesta configuração, a temperatura atingida foi de $-10,35^{\circ}\text{C}$, enquanto que nas configurações 2 e 3 foram $-9,30$ e $-4,76^{\circ}\text{C}$, respectivamente.

Em relação à importância das perturbações das variáveis manipuláveis representada no grau de alteração da temperatura final do produto, constatou-se semelhantes para as três configurações, as quais são em ordem decrescente de importância: temperatura do refrigerante, vazão do produto, temperatura do produto, vazão do refrigerante e concentração de sólidos solúveis. As perturbações na porcentagem de sólidos solúveis acarretaram pequenas alterações na temperatura final do suco, cerca de $0,01$; $0,5$ e $0,2^{\circ}\text{C}$ nas configurações 1, 2 e 3, respectivamente.

Após as perturbações realizadas, observou-se menor tempo de estabilização na configuração 1, comparada com o tempo das configuração 2 e 3, principalmente quando são alteradas as vazões dos fluidos.

Sendo assim, conclui-se que tanto a escolha da placa como o tipo de configuração é de fundamental importância na eficiência de troca térmica ocorrida num TCP e para a sintonia de controladores de processo.

Comparando as análises para os dois produtos: sucos de laranja natural e concentrado, observou-se que o comportamento reológico diferenciado acarreta escolha de placas e configurações diferentes. Assim sendo, se numa situação prática fosse necessário utilizar o mesmo trocador, dimensionado para um fluido Newtoniano, para resfriar um fluido não-Newtoniano, as curvas de reação seriam diferentes e portanto a sintonia do controlador também deveria ser reavaliada para as novas condições de operação.

Resumiu-se na Tabela 20, as respostas das comparações de configuração para os dois sucos utilizados, na qual se reafirma, através dos valores das temperaturas alcançada

pelo produto no estado estacionário que a melhor configuração para o resfriamento de suco de laranja natural é a nº 2 e para o suco de laranja concentrado é a nº3.

Tabela 20 – Temperaturas de Estabilização do Suco Natural e Suco Concentrado após o resfriamento realizado com diferentes configurações

	Temperatura de estabilização do SLN a 11,7 °Brix, com placas modelo P5- VRB (°C)	Temperatura de estabilização do SLC a 65 °Brix, com placas modelo V7 (°C)
Configuração 1	8,05	-4,76
Configuração 2	2,13	-9,30
Configuração 3	3,53	-10,35

IV. 4 – COMPARAÇÃO DE PERTURBAÇÕES NEGATIVAS E POSITIVAS

Após a escolha do melhor trocador de calor a ser utilizado no resfriamento do suco de laranja natural e suco de laranja concentrado, esta etapa consistiu em realizar perturbações positivas e negativas, de mesmo grau de grandeza nas variáveis manipuláveis e iniciais, para se avaliar a simetria das curvas de reação da temperatura do produto final.

O número de canais utilizado em cada TCP virtual foi de 16 canais, já que com este número de canais, atingiu-se a temperatura inicialmente requerida em torno de $-10,0^{\circ}\text{C}$ e $3,0^{\circ}\text{C}$ para suco de laranja natural e suco de laranja concentrado, respectivamente.

Os melhores TCP virtuais para cada fluido com as respectivas temperaturas alcançadas no estado estacionário estão apresentados na Tabela 21.

Tabela 21 – Configurações dos TCPs selecionados para o resfriamento de SLN e SLC

	Suco de Laranja Natural a 11,7 °Brix,	Suco de Laranja Concentrado a 65 °Brix,
Modelo de placa	P5-VRB	V7
Número de canais	16	16
Configuração	2	3
Temperatura no 1° EE (°C)	2,13	-10,35

As demais características geométricas dos TCP e as condições iniciais de operação foram dadas nas Tabelas 8, 9 e 16.

A Tabela 22 mostra a faixa das perturbações realizadas nestas simulações para ambos os fluidos. No suco natural, não foram feitas perturbações na porcentagem de sólidos solúveis devido aos resultados preliminares de comparação entre placas e configurações, os quais mostraram que não há diferenças significativas, quando ocorre esta alteração.

Tabela 22 – Faixas das perturbações realizadas nos Estados Estacionários do SLN e SLC

Variável	Suco de Laranja Natural		Suco de Laranja Concentrado	
	Condição Inicial	Perturbação	Condição Inicial	Perturbação
TP (°C)	40,0	±3	18,0	±3
TR (°C)	1,5	±1	-13,0	±2,0
C _s (°Brix)	11,7	0	61,75	±3,75
VP (L/h)	180	±22,5	180	±22,5
VR (L/h)	1080	±135	1080	±135

As Figuras 25 e 26 mostram as perturbações negativas e positivas para o suco de laranja natural e concentrado respectivamente, através das curvas de reação do processo representada pelo comportamento da temperatura final dos sucos após as diversas perturbações descritas nas Tabelas 21 e 22.

As Figuras 27 e 28 representam as perturbações positivas e negativas realizadas no estado estacionário, utilizando o melhor TCP para o resfriamento de cada fluido. Estes gráficos são apresentados com as variáveis adimensionalizadas, em ambos os eixos para melhor visualização das curvas de resposta, obtidas com as perturbações realizadas no estado estacionário de cada suco. As cores representam as perturbações em cada variável enquanto que as linhas tracejadas representam as perturbações negativas e as linhas cheias as perturbações positivas.

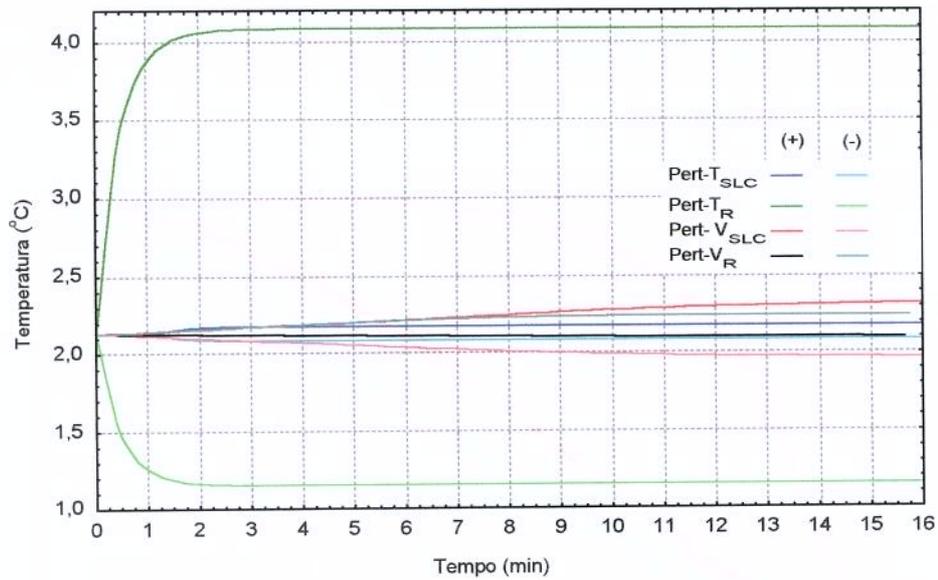


Figura 25 –Curvas de reação da temperatura final do SLN obtidas após as perturbações negativas e positivas nas variáveis manipuláveis e iniciais

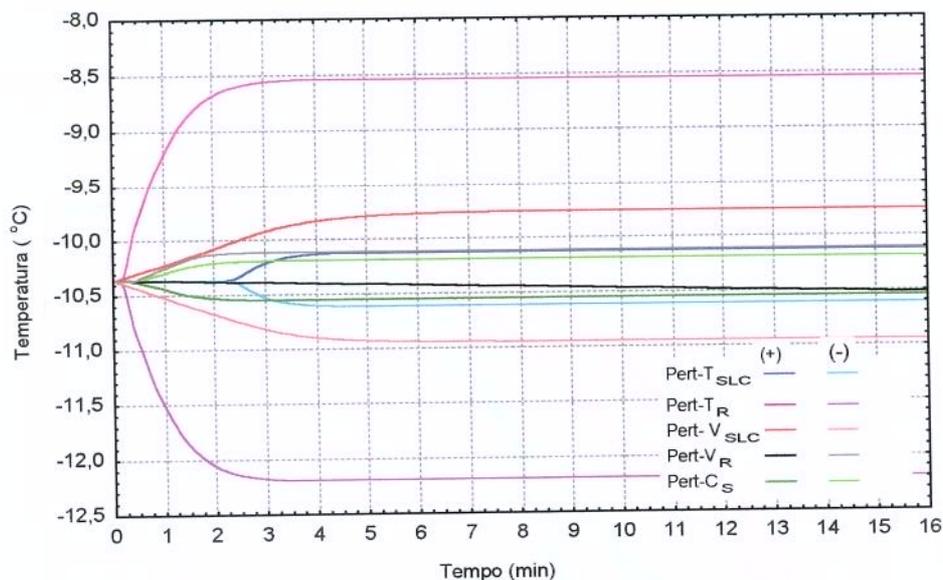


Figura 26 - Curvas de reação da temperatura final do SLC obtidas após as perturbações negativas e positivas nas variáveis manipuláveis e iniciais

Através da Figura 27, que representa o comportamento temporal adimensional da temperatura do suco de laranja Natural, para as perturbações realizadas a partir do estado estacionário, observa-se que variações na temperatura inicial do produto apresentam uma inércia inicial na resposta na temperatura de saída. Isto é devido à configuração

selecionada, n^o2, na qual o produto tem um tempo de residência dentro do trocador, o que acarreta o atraso na resposta da temperatura de saída ou “lag time” do trocador após esta perturbação.

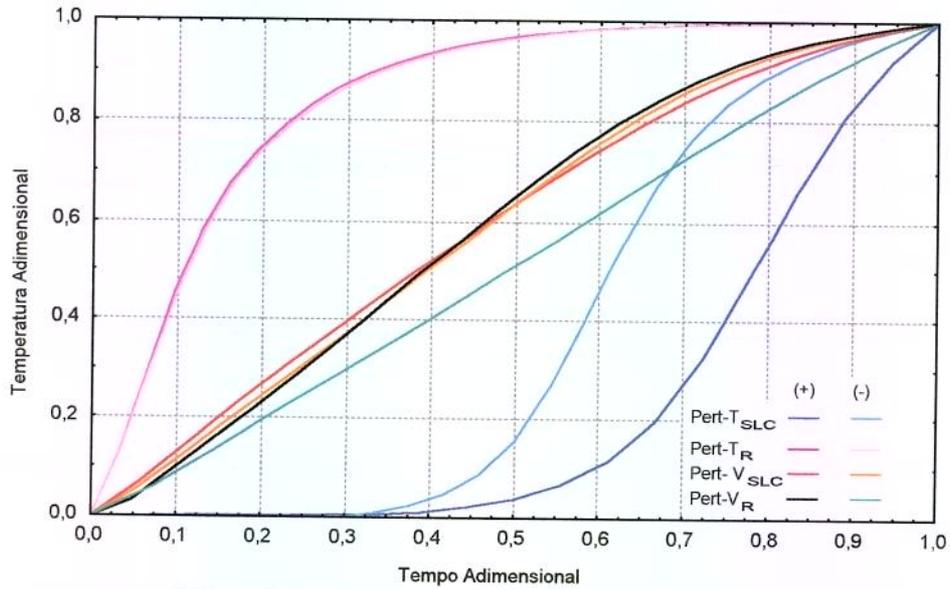


Figura 27 – Curvas de reação do processo adimensionais para o SLN após perturbações positivas e negativas nas variáveis manipuláveis.

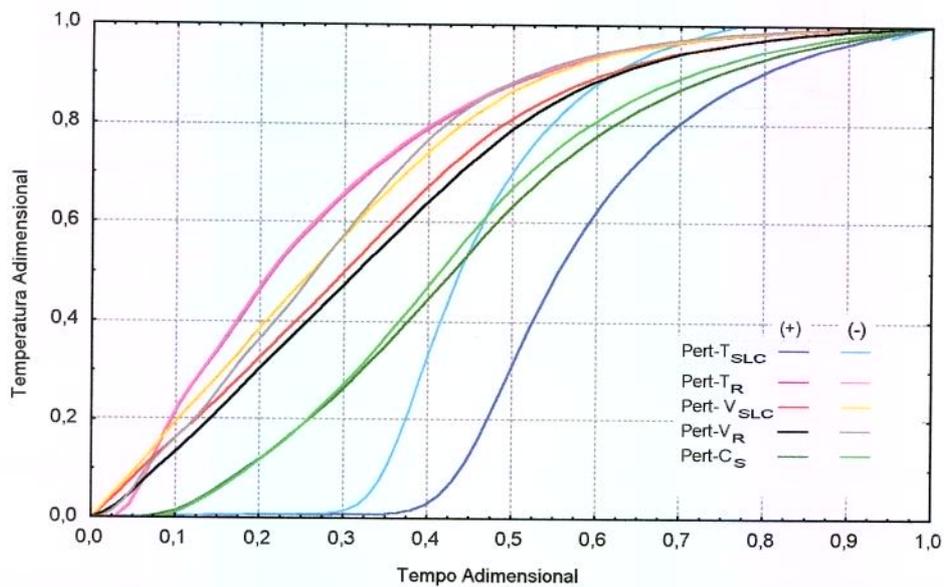


Figura 28 - Curvas de reação do processo adimensionais para o SLC após perturbações positivas e negativas nas variáveis manipuláveis.

Alterações na temperatura inicial do refrigerante tem um efeito instantâneo na temperatura de saída do produto, pois a configuração do TCP é em contra corrente, o que proporciona direto contato entre a temperatura de saída do produto com a temperatura de entrada do refrigerante.

As outras perturbações realizadas nas condições de entrada do resfriamento do SLN (vazão do produto e vazão do refrigerante) também têm um efeito rápido na temperatura final do produto, porém com menor intensidade que perturbações na temperatura inicial do refrigerante.

Em relação às perturbações positivas e negativas das variáveis manipuláveis e iniciais (comparação entre as linhas tracejadas e cheias de mesma cor), observa-se uma simetria quando se perturba a temperatura inicial refrigerante. Nas outras perturbações nota-se que perturbações positivas causam maiores desvios na temperatura final do produto do que as perturbações negativas.

Em relação ao suco de laranja concentrado, Figura 28, também não se observa simetria das perturbações negativas e positivas exceto para perturbação na temperatura inicial do refrigerante.

A configuração de escoamento 3 também impõe um tempo de residência maior para o produto dentro do trocador, para perturbações na temperatura inicial do mesmo, também apresentando um “tempo morto”, antes de afetar as condições de saída.

Estas análises são de grande valia principalmente para a aplicação em sintonia de controladores, pois além de cada variável ter que ser controlada de maneira individual, não se pode considerar correções proporcionais para perturbações de mesma grandeza, negativas e positivas.

IV. 4.1 – Análise do Fator de Sensibilidade para Perturbações Positivas e Negativas

A Tabela 23 mostra o fator de sensibilidade das variáveis perturbadas, positiva e negativamente para o SLN e SLC ($FS_{SLN(+)}$, $FS_{SLN(-)}$, $FS_{SLC(+)}$, $FS_{SLC(-)}$) e reafirma que para ambos os sucos, natural e concentrado, perturbações na temperatura do refrigerante,

acarretam maior alteração na temperatura final do produto, visto que o fator de sensibilidade é maior, comparado as outras variáveis perturbadas.

Tabela 23 – Fatores de Sensibilidade das variáveis Perturbadas no processo de resfriamento do SLN e do SLC

Variável Perturbada	Suco de Laranja Natural		Suco de Laranja Concentrado	
	FS _{SLN(+)}	FS _{SLN(-)}	FS _{SLC(+)}	FS _{SLC(-)}
Temp. Produto	0,0182	0,0159	0,0886	0,0923
Temp. Refrigerante	0,9745	0,9797	0,9009	0,9058
Sólidos Solúveis	-	-	-0,0130	-0,0123
Vazão Produto	0,0054	0,0047	0,0183	0,0033
Vazão Refrigerante	-0,0009	-0,0031	-0,0058	-0,0295

O fator de sensibilidade negativo, ocorrido para as variáveis: sólidos solúveis no SLC e vazão do refrigerante em ambos os sucos, representam que uma perturbação nestas variáveis acarreta uma resposta em sentido contrário na temperatura final do suco. Tomando como exemplo, aumentando-se a vazão do refrigerante do SLC ou SLN, corre uma diminuição na temperatura do produto.

Similarmente ocorre para fatores de sensibilidade positivos: uma perturbação positiva na temperatura do refrigerante causa um aumento da temperatura final do produto.

Observa-se que apesar de ter sido constatada a simetria nas curva de reação da temperatura de ambos os sucos, após as perturbações na temperatura inicial do refrigerante, os valores finais da variável resposta atingidos após cada uma destas perturbações não são exatamente proporcionais. Este fato foi constatado através dos valores de FS₊ e FS₋ para esta variável perturbada os quais apresentam uma pequena diferença.

IV. 5 – ANÁLISE DAS PERTURBAÇÕES SIMULTÂNEAS

IV.5.1- Análise das Perturbações Simultâneas no Processo de Resfriamento do SLN

O resultado do planejamento fatorial composto central 2^4 realizado para analisar o desvio da temperatura final do SLN após a perturbação simultânea das variáveis manipuláveis e iniciais é mostrado na Tabela 24 , a partir do PFCC dados nas Tabelas 10 e 11.

Tabela 24 - Resultados da T_{SLN} ($^{\circ}C$) obtidas nos ensaios do PFCC do SLN

ensaio	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13
T_{SLN}	3,25	3,14	1,3	1,19	2,92	2,86	0,95	0,89	3,50	3,36	1,58	1,42	3,06
ensaio	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	
T_{SLN}	2,98	1,10	1,02	2,22	2,04	4,10	0,18	2,52	1,84	2,00	2,36	2,13	

IV.5.1.1 – Análise dos efeitos das variáveis manipuláveis no Resfriamento do SLN

Através dos valores da temperatura final do suco atingida após as perturbações, foi construído o Gráfico de Pareto que mostra quais são as variáveis independentes e interações significativas.

A Tabela 25 e a Figura 29 mostram os efeitos das variáveis independentes e suas interações. Através desta tabela e com o auxílio visual desta figura conclui-se que todas as variáveis independentes e as interações entre $V_R \times V_{SLC}$ e $T_{SLC} \times V_{SLC}$ são estatisticamente significativas ao nível de 95%.

Dentre as variáveis independentes, observou-se que a temperatura inicial do refrigerante tem maior efeito na variável resposta, seguida da vazão do SLN, vazão do refrigerante e temperatura do SLN, confirmando os resultados obtidos através das análises das curvas de reação do processo.

Os efeitos das variáveis temperaturas iniciais do SLN e água e a vazão do SLN possuem um efeito positivo, ou seja, o aumento das mesmas acarretam um acréscimo na temperatura de saída do produto (variável resposta). Enquanto a vazão do refrigerante possui um efeito negativo na variável resposta.

Tabela 25 - Tabela dos Efeitos e interações do PFCC para o SLN

	Efeitos	Erro padrão	t(6)	p
Média	*2.158	0.0027	793.958	0.000
T_{SLN}	*0.098	0.0056	17.506	0.000
T_R	*1.954	0.0056	348.706	0.000
V_{SLN}	*0.367	0.0056	65.584	0.000
V_R	*-0.190	0.0056	-33.856	0.000
$T_{SLN} \times T_R$	-0.001	0.0056	-0.103	0.922
$T_{SLN} \times V_{SLN}$	*0.028	0.0056	5.011	0.002
$T_{SLN} \times V_R$	-0.013	0.0056	-2.289	0.062
$T_R \times V_{SLN}$	-0.012	0.0056	-2.129	0.077
$T_R \times V_R$	0.007	0.0056	1.191	0.278
$V_{SLN} \times V_R$	*-0.056	0.0056	-10.027	0.000

* Variáveis/Interações significativas

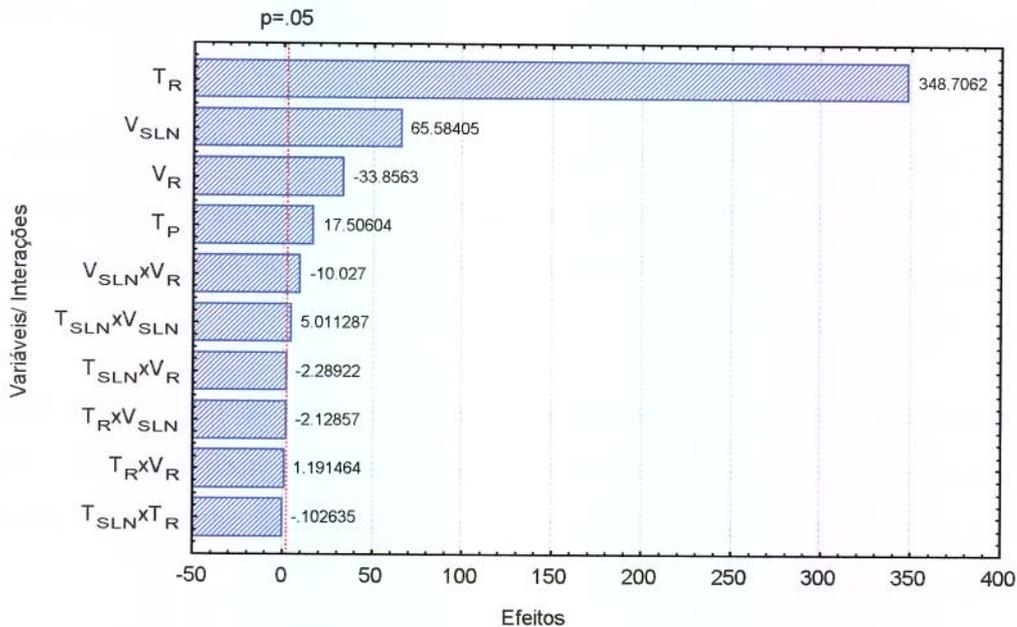


Figura 29 – Gráfico de pareto para análise dos efeitos e interações das variáveis do SLN

Como as análises do Gráfico de Pareto e tabela de efeitos permitem apenas a avaliação das variáveis em relação ao resultado final, representado pela temperatura de estabilização do fluido após as perturbações, foram construídos os gráficos das curvas de reação dos 16 primeiros ensaios realizados, dados nas Tabelas 10, e comparados à uma perturbação individual com a finalidade de mostrar que as interações de perturbações afetam o comportamento da curva de reação do processo.

A Figura 30 representa o comportamento da temperatura de saída do SLN após a perturbação individual de 1,5 para 2,5°C na temperatura do refrigerante, juntamente com os ensaios de perturbações simultâneas, nos quais a temperatura inicial do refrigerante teve a mesma perturbação (ensaios 01, 02, 05, 06, 09, 10, 13 e 14).

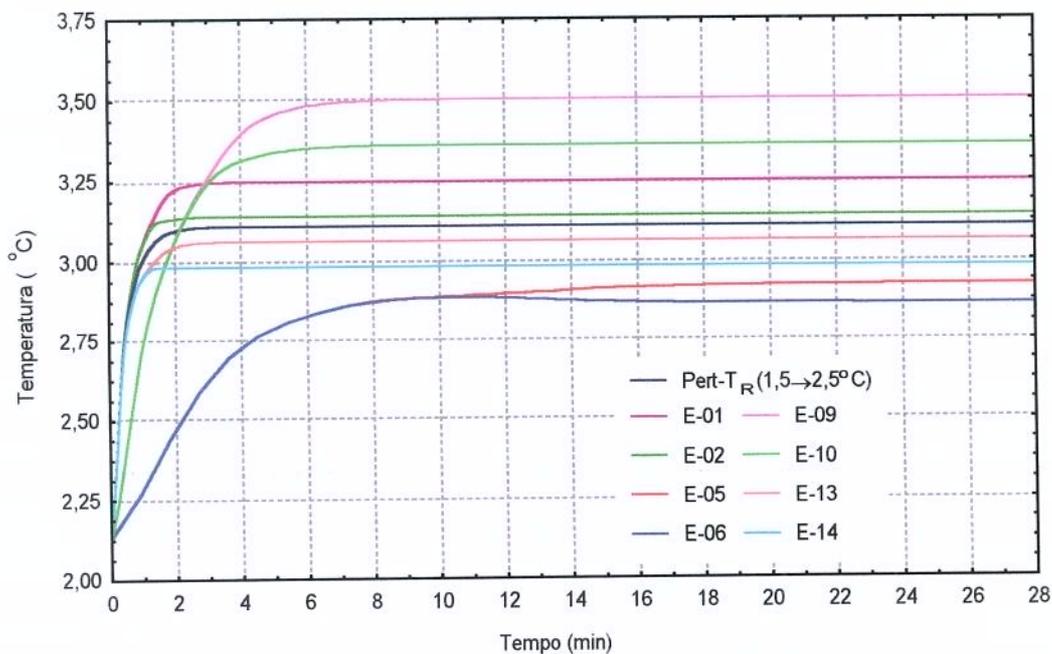


Figura 30 – Curvas de reação do SLN dos ensaios com perturbação de amplitude [+1] na temperatura inicial do refrigerante (água).

A Figura 31 mostra as curvas de reação da temperatura final do SLN após perturbações simultâneas que incluem a perturbação de negativa da temperatura inicial do refrigerante, de 1,5 para 0,5°C, juntamente com a curva de reação obtida da perturbação individual de mesma intensidade da temperatura inicial do refrigerante.

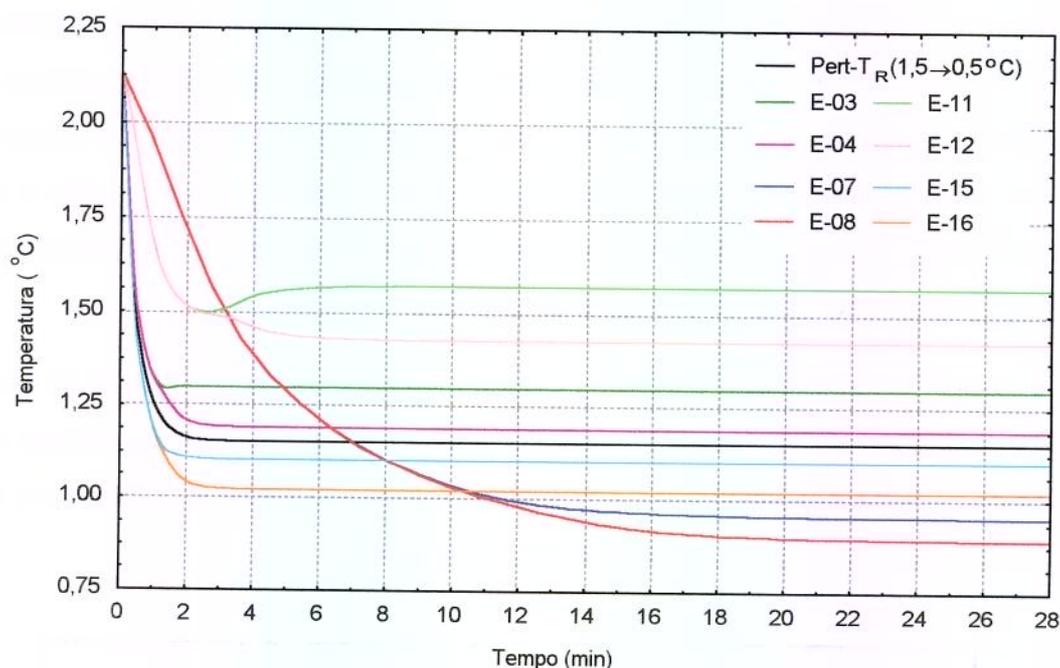


Figura 31 - Curvas de reação do SLN dos ensaios com perturbação de amplitude [-1] na temperatura inicial do refrigerante (água).

As Figura 30 e 31 foram baseadas na perturbação na temperatura inicial do refrigerante para mostrar a importância que a mesma tem nas alterações da temperatura final do SLN. Através da Figura 30 observou-se que em todas perturbações positivas desta variável, a curva de reação demonstra um aumento da temperatura do suco, independente das outras perturbações que acontecem simultaneamente. Analogamente aconteceu com as perturbações de amplitude [-1] para esta mesma variável, observada na Figura 31

Comparando as curvas em relação à curva de perturbação individual da temperatura inicial do refrigerante, observou-se que as que tiveram acréscimo na temperatura final do produto referem-se a perturbações positivas na vazão do SLN e as que estabilizaram abaixo da curva de referência, foram os ensaios nos quais a vazão do suco foi diminuída. Esta análise permitiu confirmar o resultado do Gráfico de Pareto no qual foi concluído que a segunda variável que tem maior efeito na temperatura final do produto ou na curva de reação do processo é a vazão do SLN.

Os gráficos permitem através visualização da curva de reação dos ensaios realizados concluir que cada combinação de perturbação têm uma resposta diferente do comportamento da temperatura final do SLN.

Esta constatação impõe aos futuros trabalhos de automação que sejam avaliadas as interações das variáveis, para configuração das sintonias dos controladores, e que sejam implementados estratégias e controladores não convencionais, pois um controlador S.I.S.O. (“*Single Input, Single Output*”) poderá ser insuficiente, num possível caso de múltiplas perturbações simultâneas.

IV.5.1.2 – Comparação entre os Modelos Quadrático e Linear para o SLN

Com a finalidade de obter as superfícies de resposta da temperatura final do suco no 2º estado estacionário, foram avaliados os ajustes dos modelos linear e quadrático. A Tabela 26 mostra a relação de F_{Calc} e F_{Tab} , e o coeficiente de regressão (R^2) dos modelos linear e quadrático. Os valores de R^2 e da relação de F_{Calc} e F_{Tab} , foram maiores para o modelo quadrático, porém devido à maior complexidade deste modelo, é justificada a escolha do modelo linear que apresentou valores de R^2 e da relação de F_{Calc} e F_{Tab} , também satisfatórios.

Tabela 26 – Comparação dos valores de R^2 e F_{Calc}/F_{Tab} para os modelos linear e quadrático no planejamento do SLN

	R^2	F_{calc}/F_{Tab}
Modelo Linear	0,99987	3835,73
Modelo Quadrático	0,99995	10.234,15

As figuras 32 a 35 ilustram, as superfícies lineares de resposta da temperatura final do SLN em função das variáveis manipuláveis.

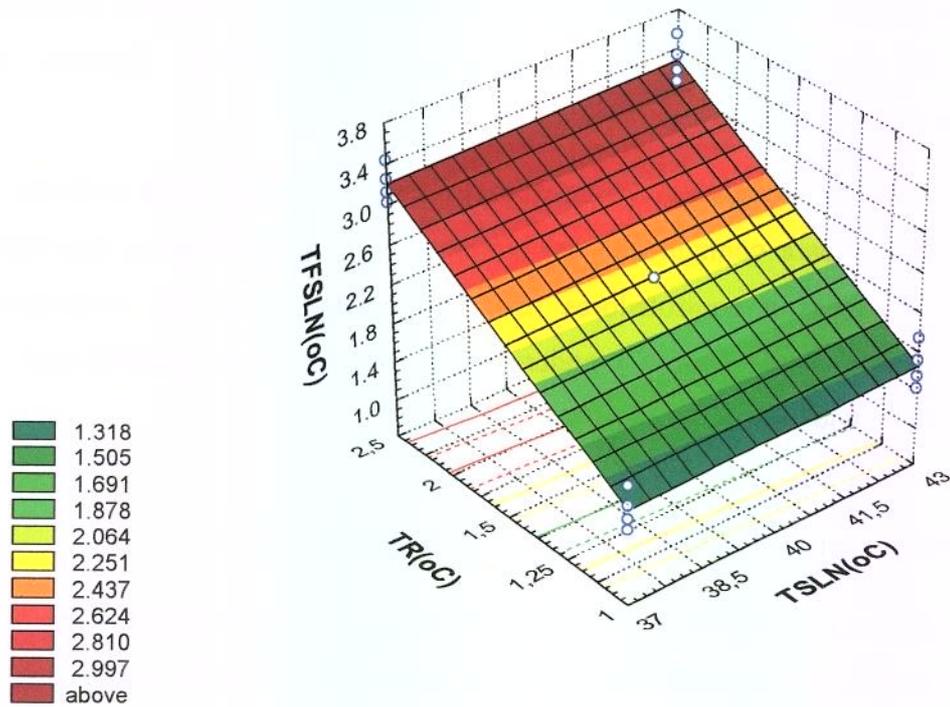


Figura 32 – Superfície Temperatura final do SLN em função de T_R e T_{SLN}

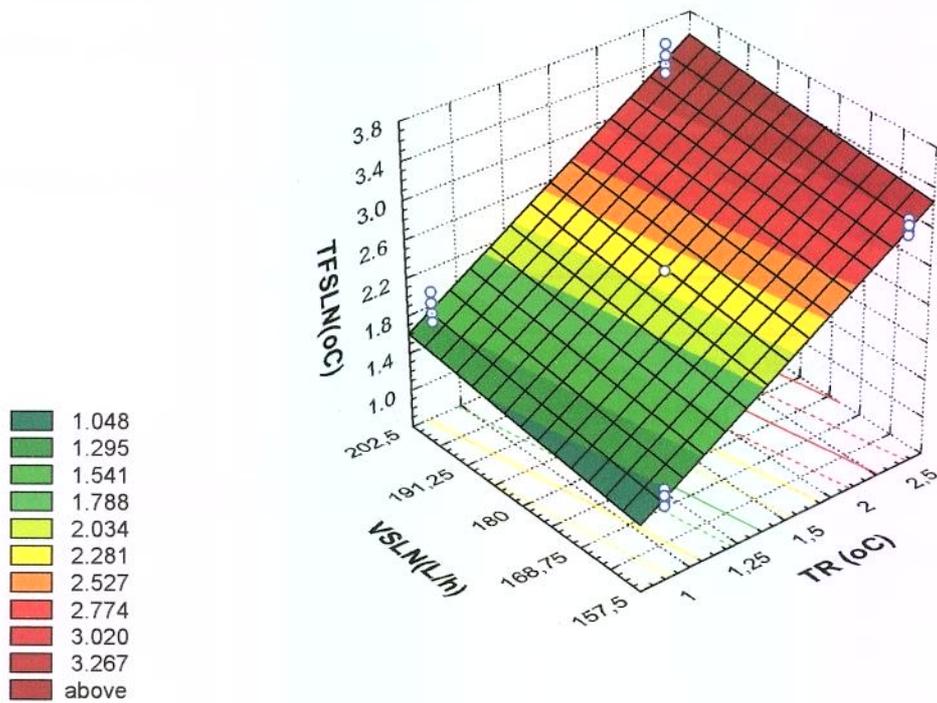


Figura 33 – Superfície de resposta da temperatura final do SLN em função de T_R e V_{SLN}

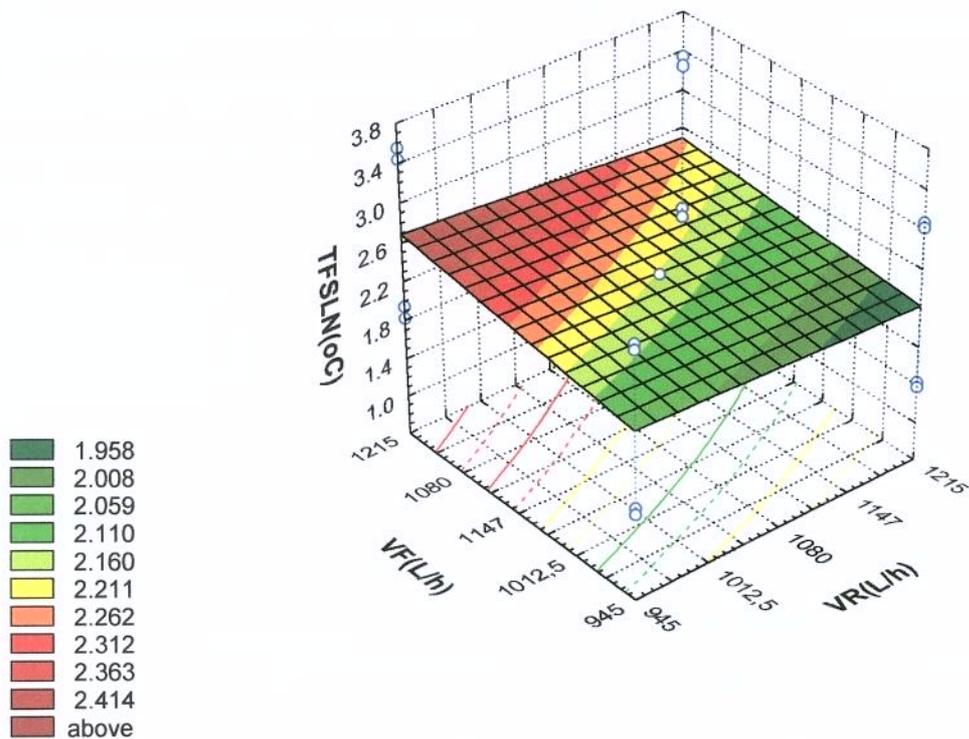


Figura 34 - Superfície de resposta da temperatura final do SLN em função de V_R e V_{SLN}

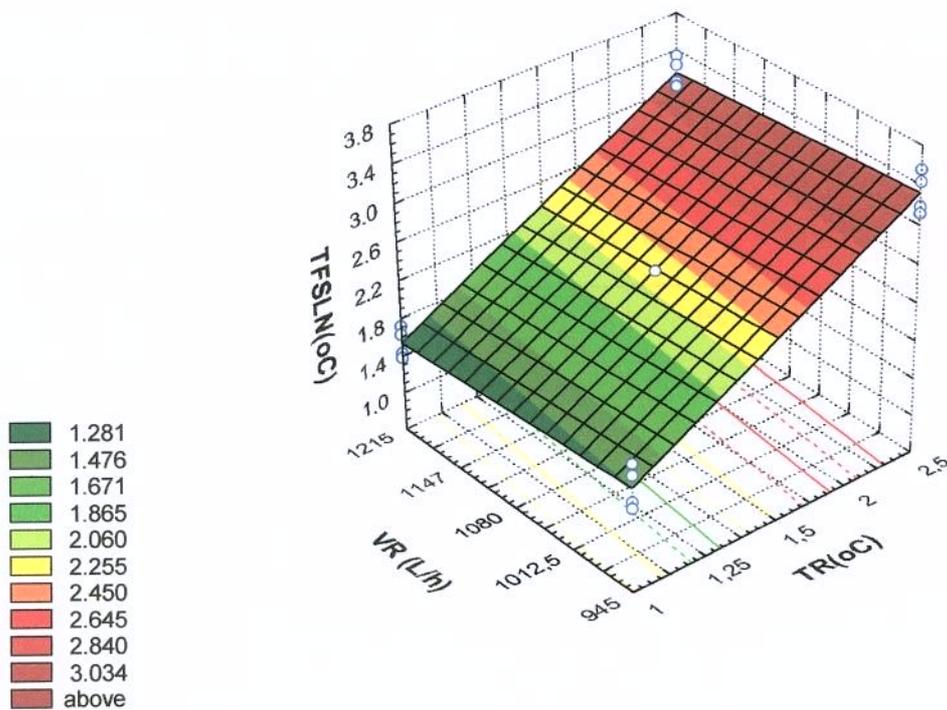


Figura 35 – Superfície de resposta da temperatura final do SLN em função de T_R e V_R

As figuras de superfície de resposta permitem visualizar o comportamento da temperatura final do suco para as faixas de perturbações das variáveis manipuláveis, de uma maneira mais prática, pois não necessita a simulação ponto a ponto, como seria feito se utilizasse o programa simulador. Ressalta-se, porém que este comportamento se refere apenas à temperatura final do suco atingida após a perturbação, independente do comportamento da mesma no estado transiente.

IV.5.2- Análise das Perturbações Simultâneas no Processo de Resfriamento do SLC

A Tabela 27 mostra os resultados obtidos do planejamento de ensaio completo 2^5 realizado para analisar a importância das variáveis independentes e suas interações na temperatura final do SLC, a partir do PFCC dado na Tabela 13.

Tabela 27 - Resultados da T_{SLC} ($^{\circ}C$) obtidas nos ensaios PFCC para o SLC

ensaio	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10
T_{SLN}	-7,95	-8,47	-11,50	-12,02	-7,52	-8,15	-11,06	-11,68	-9,07	-9,43
ensaio	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
T_{SLN}	-12,83	-13,18	-8,80	-9,21	-12,53	-12,93	-7,38	-8,04	-10,91	-11,59
ensaio	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
T_{SLN}	-6,88	-7,65	-10,38	-11,50	-8,69	-9,11	-12,38	-12,79	-8,36	-8,84
ensaio	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40
T_{SLN}	-12,02	-12,47	-10,18	-10,79	-5,85	-14,51	-10,68	-9,73	-8,67	-11,21
ensaio	41	42	43							
T_{SLN}	-10,65	-8,42	-10,18							

IV.5.2.1– Análise dos efeitos das variáveis manipuláveis n Resfriamento do SLC

A Figura 36 e a Tabela 28 mostram os efeitos das variáveis independentes e suas interações no comportamento da temperatura final do SLC (variável resposta). Através desta tabela e com o auxílio do Gráfico de Pareto, concluiu-se que a variável independente mais significativa foi a temperatura inicial do refrigerante, seguida da vazão do SLC, vazão do refrigerante, temperatura do SLC e sólidos solúveis do SLC. As interações significativas neste caso foram $T_{SLC} \times C_S$, $T_{SLC} \times V_{SLC}$, $T_{SLC} \times V_R$, e $T_R \times V_{SLC}$. As variáveis T_{SLC} , V_{SLC} e T_R tiveram um efeito positivo na variável resposta, isto é, o aumento das mesmas proporcionou um acréscimo na temperatura final do SLC, enquanto que as variáveis C_S e $T_R \times V_R$, tiveram um efeito negativo nesta mesma variável.

Tabela 28 – Efeitos das variáveis independentes e interações do PFCC para o SLC

	Efeitos	Erro	t(17)	P
Média	*-10.166	0.012	-852.519	0.000
T_{SLC}	*0.552	0.024	22.790	0.000
T_R	*3.642	0.024	150.355	0.000
C_S	*-0.333	0.024	-13.734	0.000
V_{SLC}	*1.249	0.024	51.589	0.000
V_R	*-0.459	0.024	-18.949	0.000
$T_{SLC} \times T_R$	-0.019	0.024	-0.765	0.455
$T_{SLC} \times C_S$	*-0.059	0.024	-2.444	0.026
$T_{SLC} \times V_{SLC}$	*0.140	0.024	5.767	0.000
$T_{SLC} \times V_R$	*-0.074	0.024	-3.057	0.007
$T_R \times C_S$	-0.004	0.024	-0.157	0.877
$T_R \times V_{SLC}$	*-0.064	0.024	-2.648	0.017
$T_R \times V_R$	0.002	0.024	0.099	0.923
$C_S \times V_{SLC}$	-0.044	0.024	-1.819	0.087
$C_S \times V_R$	0.010	0.024	0.426	0.676
$V_{SLC} \times V_R$	-0.045	0.024	-1.868	0.079

* Variáveis/Interações significativas

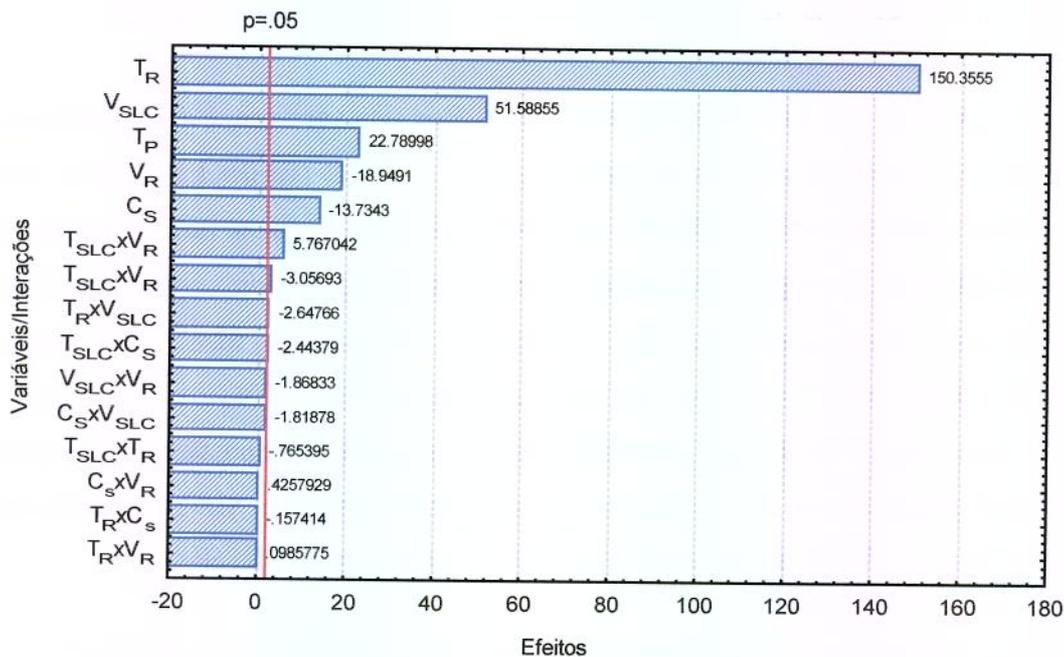


Figura 36 – Gráfico de Pareto para análise dos efeitos das variáveis e interações do SLC

A análise contendo os pontos axiais, foi realizada com a finalidade de constatar os efeitos quadráticos das variáveis independentes, porém não foi constatado nenhum efeito quadrático significativo. Assim sendo, pode-se afirmar que um modelo linear satisfaz a predição do comportamento da temperatura do SLC em função das variáveis independentes.

Para ilustrar o comportamento da temperatura final do suco durante o transiente, foram construídos os gráficos das curvas de reação do processo para os 32 ensaios realizados, referentes ao planejamento 2^5 . Os 32 ensaios foram divididos em 2 gráficos, sendo que a Figura 38 apresenta as curvas de reação do processo dos ensaios nos quais a temperatura do refrigerante foi perturbada de -13 à -11 °C, juntamente com a curva na qual esta mesma variável foi perturbada individualmente, com a mesma intensidade. A Figura 38 mostra as curvas de reação da temperatura final do SLC dos ensaios nos quais a temperatura inicial do refrigerante foi perturbada de -13 para -15 °C, juntamente com a curva na qual esta variável foi perturbada individualmente com a mesma intensidade. Os gráficos foram assim construídos para realçar a importância da temperatura inicial do refrigerante na curva de reação da temperatura final do SLC.

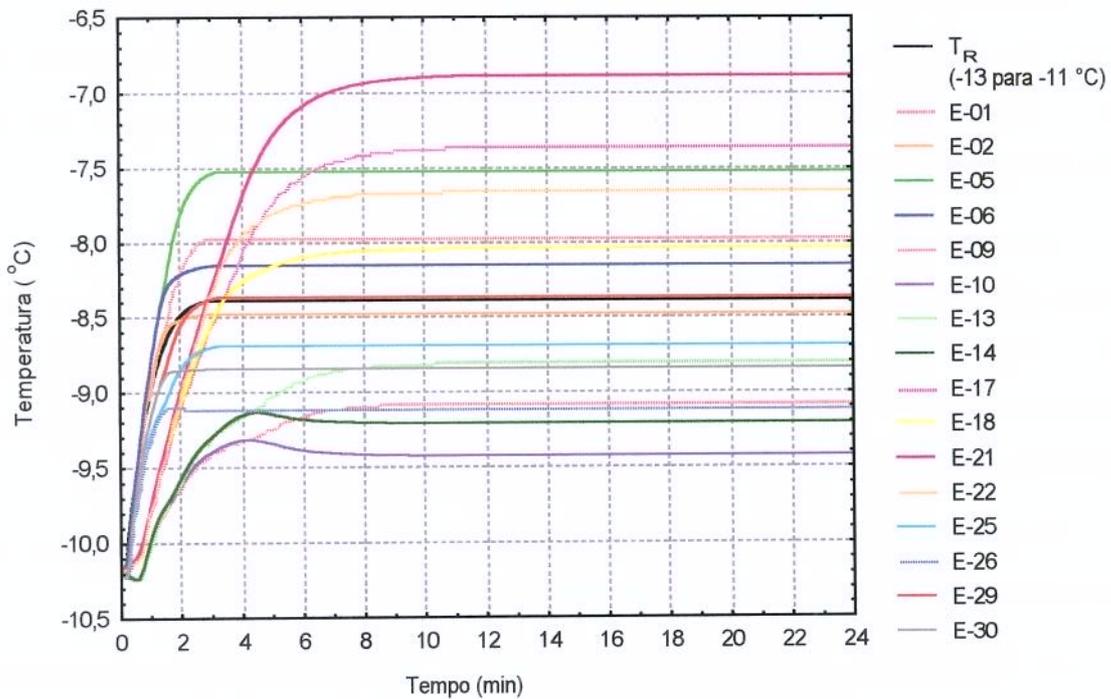


Figura 37- Curvas de reação da temperatura final do SLC dos ensaios com perturbação de amplitude [+1] na temperatura inicial do refrigerante (propileno-glicol)

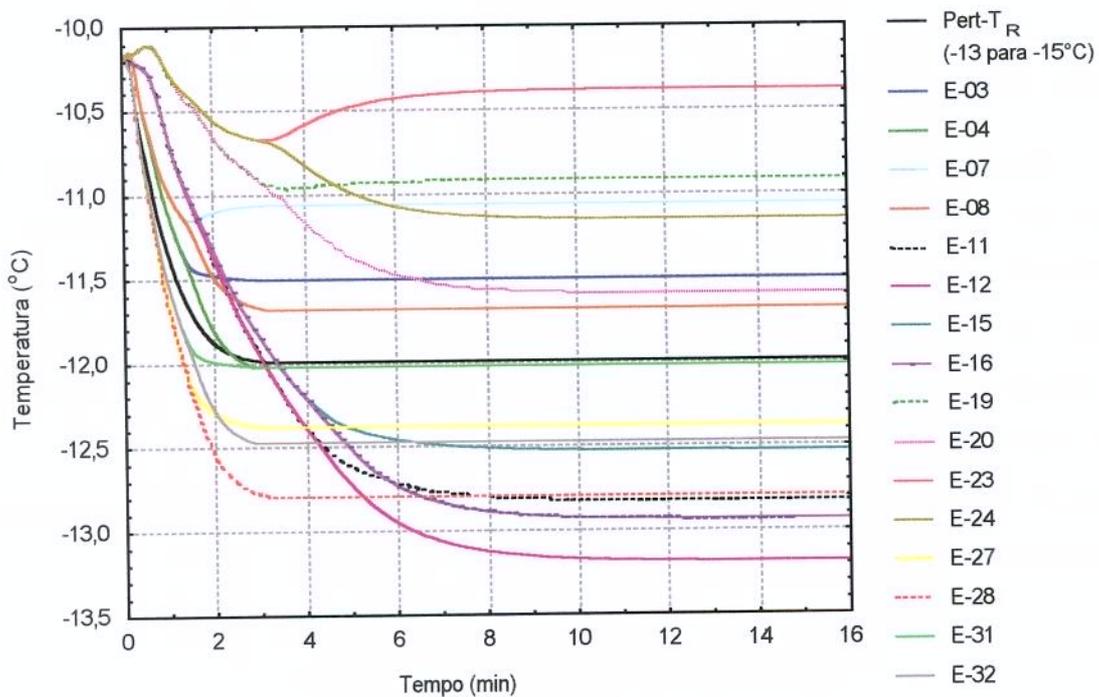


Figura 38 – Curvas de reação da temperatura final do SLC dos ensaios com perturbação de amplitude [-1] na temperatura inicial do refrigerante (propileno-glicol)

Observando as Figuras 37 e 38 e comparando as curvas de reação que ficaram acima da curva de reação da perturbação individual de T_R , constatou-se que são os ensaios nos quais a temperatura do fluido também foi aumentada. Analogamente acontece para as curvas de reação situadas abaixo desta referência.

Analogamente ao SLN, observando-se as curvas de reação situadas acima da curva de reação da perturbação individual de T_R , observa-se que as que ficaram acima da mesma, foram os ensaios nos quais foi perturbada positivamente a vazão do SLC, confirmando novamente que esta é a segunda variável de maior importância em relação às alterações na temperatura final do SLC, conforme mostra o Gráfico de Pareto

Através destas curvas também constata-se a diferença do comportamento da temperatura final do suco após perturbação individual e simultâneas.

Da forma que a constatação dos resultados do SLC, os trabalhos de automação devem considerar as interações das variáveis para sintonizar um adequado controle deste processo, reafirmando até a necessidade imprescindível de controles inteligentes com M.I.M.O. (“*Multiple Input, Multiple Output*”).

IV.5.2.2 – Comparação entre os Modelos Quadrático e Linear para o SLC

Com a finalidade de obter as superfícies de resposta da temperatura final do SLC em função das variáveis manipuláveis foram analisados os modelos quadráticos e linear e constatou-se que ambos representam satisfatoriamente o comportamento da variável resposta. A Tabela 29 mostra o coeficiente de correlação R^2 e a relação entre F_{Calc} e F_{Tab} para ambos os modelos e pela menor complexidade do modelo linear, este foi escolhido para a construção das superfícies de respostas.

Tabela 29 - Comparação dos valores de R^2 e F_{Calc}/F_{Tab} para os modelos linear e quadrático no planejamento do SLC

	R^2	F_{calc}/F_{Tab}
Modelo Linear	0,99907	1191,98
Modelo Quadrático	0,9913	296,00

As Figuras 39 a 43 mostram algumas superfícies de resposta da temperatura final do SLC em função das variáveis manipuladas analisadas.

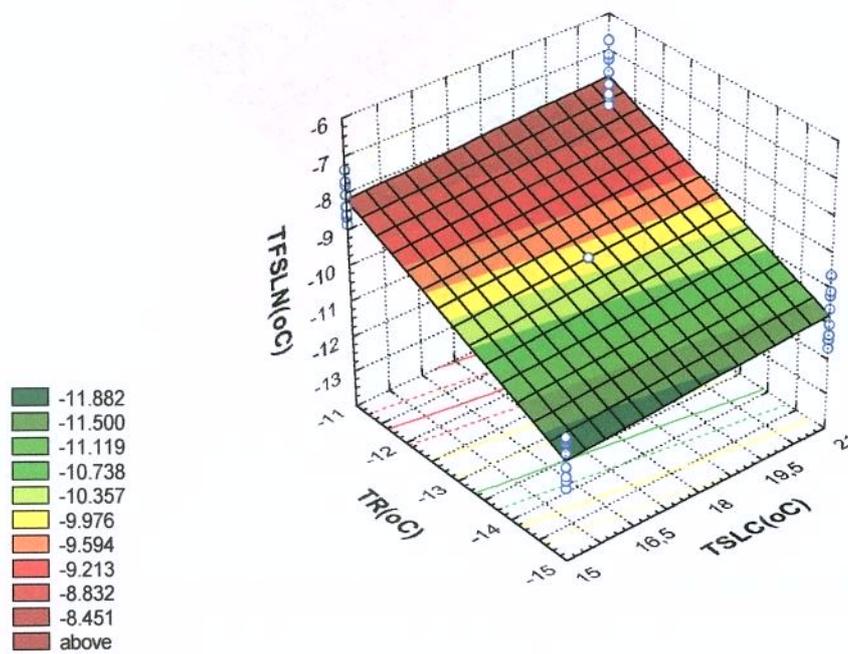


Figura 39 - Superfície de Resposta da temperatura final do SLC em função de T_R e T_{SLC}

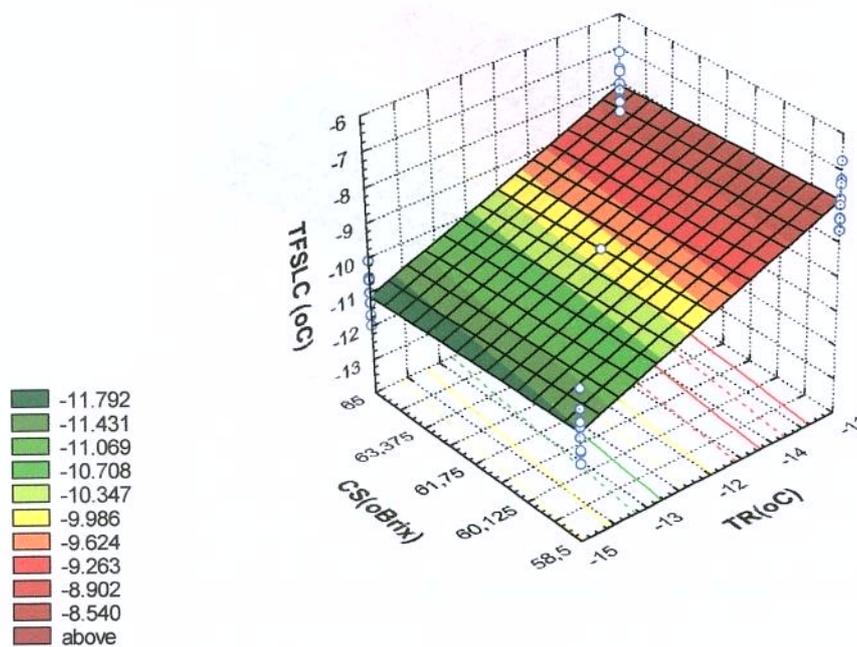


Figura 40 - Superfície de resposta da temperatura final do SLC em função de T_R e C_s

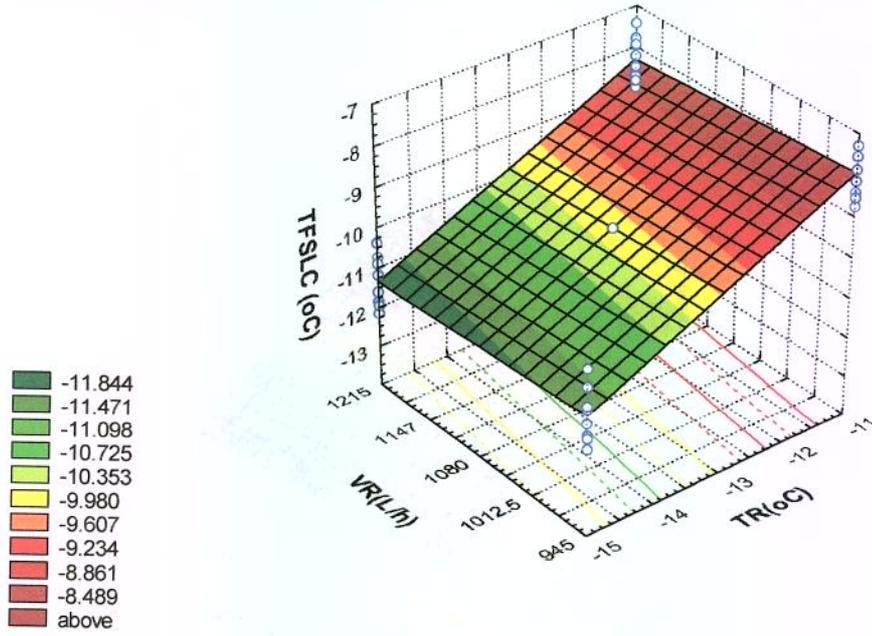


Figura 41 - Superfície de resposta da temperatura final do SLC em função de T_R e V_R

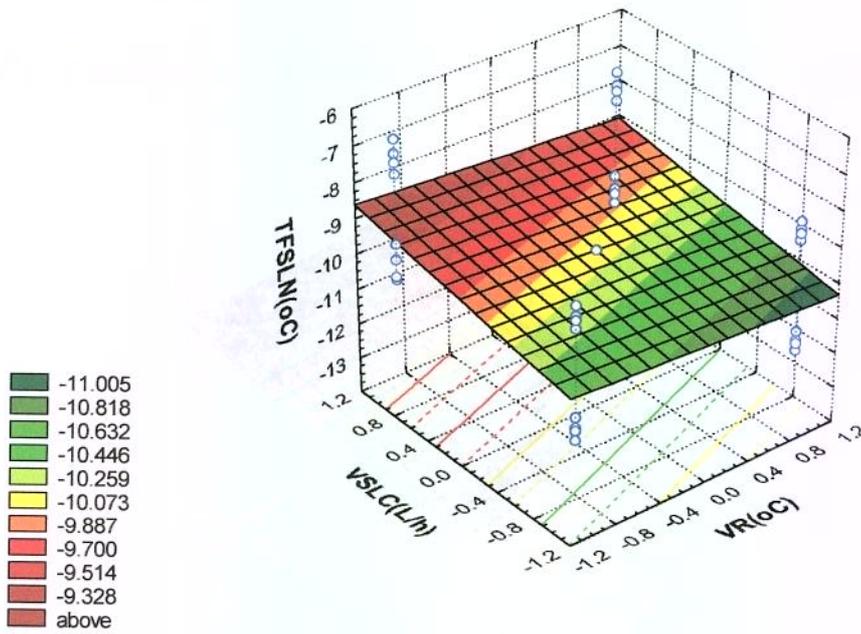


Figura 42 - Superfície de resposta da temperatura final do SLC em função de V_{SLC} e V_R

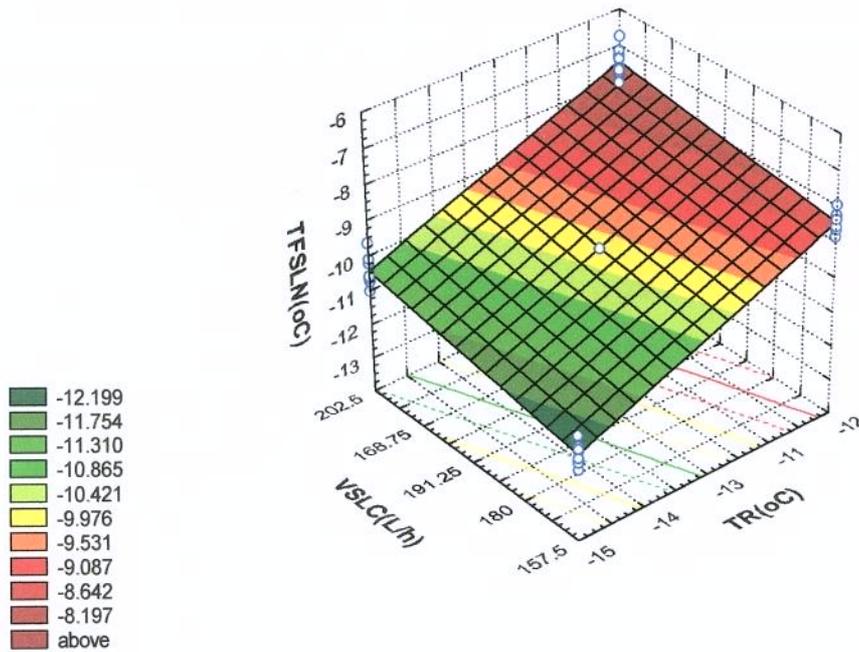


Figura 43- Superfície de resposta da temperatura final do SLC em função de T_R e V_{SLC}

As superfícies de resposta SLC permitem uma visualização global do comportamento da temperatura final do SLC dentro das faixas de perturbações aplicadas nas variáveis manipuláveis. Através das mesmas pode-se obter as faixas de valores das variáveis manipuláveis que poderiam ser utilizadas sem que o valor máximo da temperatura final requerida no resfriamento não fosse ultrapassada.

IV. 6 – COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS OBTIDOS ATRAVÉS DA ANÁLISE DE FS, CURVA DE REAÇÃO DO PROCESSO E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

Este item tem a finalidade sintetizar a análise dos resultados obtidos pelos três métodos de avaliação utilizados, a partir da constatação do grau de importância das variáveis manipuláveis na curva de reação do processo. A Tabela 30 mostra resumidamente a ordem de importância das variáveis manipuláveis em relação às alterações na temperatura final dos sucos, encontrada pelos métodos de Fator de Sensibilidade (FS), Curvas de reação do processo e Planejamento Experimental.

Tabela 30 – Ordem de importância das variáveis independentes e interações sobre a Temperatura final do processo pelos diferentes Métodos de Análises das Perturbações

Suco de Laranja Natural			Suco de Laranja Concentrado		
FS	Curva reação	Pareto	FS	Curva reação	Pareto
T_R	T_R	T_R	T_R	T_R	T_R
T_P	V_{SLN}	V_{SLN}	T_{SLC}	V_{SLC}	V_{SLC}
V_{SLC}	V_R	V_R	V_{SLC}	T_{SLC}	T_{SLC}
V_R	T_{SLN}	T_{SLN}	C_S	V_R	V_R
		$T_{SLN} \times V_{SLN}$	V_R	C_S	C_S
		$V_{SLN} \times V_R$			$T_{SLC} \times C_S$
					$T_{SLC} \times V_{SLC}$
					$T_{SLC} \times V_R$
					$T_R \times V_{SLC}$

Através da Tabela 30, que demonstra a ordem de importância das variáveis manipuladas analisadas pelos três métodos propostos, constatou-se uma diferença entre os resultados obtidos pelo fator de sensibilidade e os outros dois métodos, quanto a ordem das variáveis. Na análise obtida pelas curvas de reação pelo PFCC, a ordem das V_{SLC} e T_{SLC} , assim como a ordem de V_R e C_S estão invertidas em relação ao resultado obtido pelo método do FS.

Esta diferença na ordem das variáveis se deve ao fato que, pelas análises da curva de reação e planejamento experimental, são avaliadas apenas a temperatura final dos sucos atingidas após as perturbações. No método do fator de sensibilidade, o indicador resultante é relativo à amplitude da perturbação. Tomando por base a perturbação na vazão do suco, apesar de ter acarretado uma alteração maior na variável resposta, em relação as perturbações na temperatura inicial dos sucos, o FS mostra que a temperatura inicial do suco é mais significativa quando se leva em consideração a amplitude da perturbação ou seja, para uma mesma amplitude de perturbação, a temperatura inicial do suco afetaria mais a variável resposta.

Assim sendo, conclui-se que a ordem de importância das variáveis obtidas pelas curvas de reação do processo e pelo planejamento experimental só é aplicada para as faixas de perturbações analisadas por este trabalho. O FS, porém demonstra a importância das perturbações em relação a amplitude das mesmas.

O planejamento experimental possui a vantagem de mostrar o efeito das interações das variáveis independentes na variável resposta, o que não é obtido através dos outros dois métodos de análise.

IV. 7 – COMPARAÇÃO ENTRE SIMULAÇÕES REALIZADAS COM AS PROPRIEDADES EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA OU FIXADAS À TEMPERATURA DE 25°C

Para demonstrar a importância da utilização das propriedades termo-físicas e reológicas em função da temperatura dos fluidos nos cálculos de engenharia, foram realizadas algumas simulações para cada fluido, conforme mostra Tabela 31.

Tabela 31 – Simulações para comparação da utilização das propriedades físicas em função da temperatura para o SLN e SLC

Simulação	Produto	Viscosidade, densidade, condutividade térmica	C	h	T _p (°C)
A	SLN	f(T)	f(T)	f(T)	2,08
B	SLN	25	25	25	2,13
C	SLC	f(T)	f(T)	f(T)	-10,36
D	SLC	25	25	25	-8,91
E	SLC	f(T)	25	f(T)	-7,91
F	SLC	f(T)	f(T)	25	-10,57

Os ensaios propostos nesta tabela têm como objetivo comparar a temperatura atingida dos dois sucos após o processo de resfriamento, utilizando-se as propriedades em função da temperatura e calculadas na temperatura de 25°C. Foram utilizadas para simulações, o melhor trocador virtual de cada suco, encontrado no item de resultados na Tabela 31, com as temperaturas iniciais de 18°C para o SLC e 40°C para o SLN.

Os ensaios A e B foram realizados com todas as propriedades variando em função da temperatura dos fluidos, e os ensaios B e D foram realizados com todas as propriedades calculadas na temperatura de 25°C.

Nos ensaios E e F, realizados para o SLC, foram feitas alterações apenas nos cálculos do calor específico e do coeficiente de transferência de calor. As outras propriedades foram calculadas em função da temperatura.

Segundo os ensaios A e B, os valores encontrados das temperaturas finais do suco de laranja natural, utilizando as propriedades em função da temperatura e calculadas a 25°C, tiveram apenas 0,05°C de diferença, mostrada na Tabela 31. Este fato permite concluir que para este produto, não há diferença significativa na utilização das propriedades em função da temperatura ou calculadas a temperatura constante de 25°C.

Para o suco de laranja concentrado observou-se uma diferença maior (1,45°C) entre as temperaturas finais atingidas, utilizando as propriedades físicas em função da temperatura e calculadas a 25°C, como mostram os ensaios C e D da Tabela 31.

Os ensaios E e F e as Figura 44 e Figura 45 tiveram como objetivo mostrar o quanto o calor específico e o coeficiente de troca de calor influenciam na troca térmica realizada no TCP para o suco de laranja concentrado. A Figura 44 mostra o valores do calor específico calculado em função da temperatura e a 25°C. A Figura 45 mostra o coeficiente de troca de calor calculado com todas as propriedades em função da temperatura, com todas as propriedades a 25°C e com apenas o calor específico calculado a 25°C e as outras propriedades em função da temperatura. Através destas figuras constata-se que a elevação da temperatura causa um aumento tanto nos valores do calor específico como nos valores do coeficiente de troca de calor.

Apesar do aumento do coeficiente de transferência de calor na temperatura de 25°C facilitar a troca térmica, o aumento do calor específico tem uma influência negativa, de maior intensidade. Este fato é verificado ao se comparar os ensaios C e F, onde constatou-se que quando o coeficiente de troca térmica é calculado a temperatura de 25°C, há um pequeno aumento na troca térmica e o fluido resfria mais (-10,36°C para -10,57°C). Em contrapartida, a comparação dos ensaios D e E mostra que o calor específico calculado na

temperatura de 25°C piora consideravelmente a troca térmica e o SLC, que resfria menos (-7,91°C para -8,91°C). Assim sendo, o valor do calor específico tem uma influência maior no cálculo da temperatura final do produto, comparado com o coeficiente de troca de calor.

Diante destes fatos o ensaio realizado para o SLC onde foram utilizadas todas as propriedades em função da temperatura apresentou melhor troca térmica, comparado ao ensaio onde as propriedades foram calculadas na temperatura de 25°C.

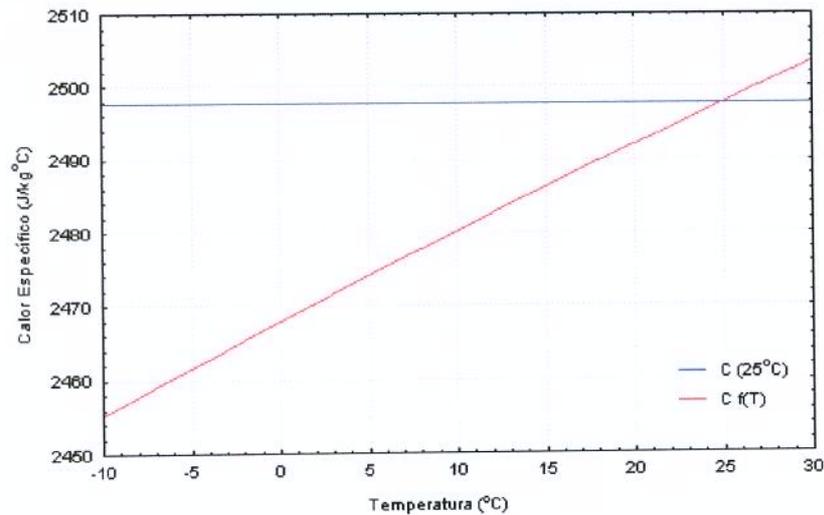


Figura 44 – Comportamento do Calor específico em função da temperatura.

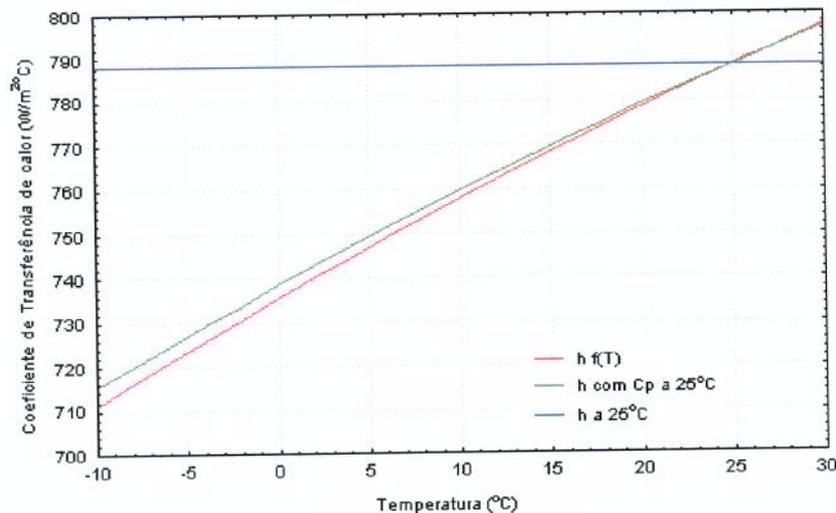


Figura 45 – Comportamento do coeficiente de troca de calor em função da temperatura

Portanto, constatou-se a importância de considerar as propriedades reológicas e termo-físicas em função da temperatura, para o suco de laranja concentrado, nos cálculos

de engenharia que envolvam projetos de equipamentos para troca de calor, inclusive nas condições das curvas de reação do processo, conforme realizado em todo trabalho.

Um projeto baseado nas propriedades físicas e reológicas à temperatura constante pode super-estimar o trocador de calor, como aconteceu no exemplo mostrado anteriormente: o TCP projetado com as propriedades constantes resfriaria até $-8,9^{\circ}\text{C}$, enquanto que na realidade, esta temperatura pode chegar à $-10,3^{\circ}\text{C}$. Ou seja, se o equipamento fosse dimensionalizado à temperatura constante de 25°C para o fluido, com as condições finais de $-10,3^{\circ}\text{C}$, o TCP seria projetado com um número maior de placas sem a necessidade real.

V – CONCLUSÕES

O presente trabalho proporcionou através das simulações realizadas com diversos modelos de placas e configurações um melhor conhecimento sobre a troca de calor em trocadores de calor de placas, nos regimes transientes e estacionários.

A validação do modelo matemático e do simulador foi realizada através da simulação com as condições e resultados experimentais obtidos na literatura. Os resultados obtidos através da simulação apresentaram um desvio em percentual inferior à 0,15% das temperaturas de saída dos fluidos, em relação aos valores experimentais de KIM *et al.* (1999).

Em relação à discretização das equações diferenciais envolvidas nos cálculos de troca de calor, foi comprovado que os três métodos de resolução: Implícito, Explícito e Crank-Nicolson foram satisfatórios na resolução dos dados para os passos de tempo e espaço de simulação. O método de Crank-Nicolson foi o escolhido para todas as simulações pois contempla os outros dois métodos simultaneamente.

A análise de comparação das placas e das configurações para os sucos de laranja natural e concentrado mostrou que na montagem de um trocador de calor para um tratamento térmico é imprescindível o conhecimento das propriedades termo-físicas e reológicas do fluido, pois estas características afetam diretamente as respostas de troca térmica em função do tipo de fluidos.

As curvas de reação do processo, representadas pelo comportamento dinâmico da temperatura final dos produtos após a troca térmica, apresentaram diferenças significativas, perante à mudança de placa ou de configuração para ambos os fluidos.

Considerado que a velocidade é constante em todos os canais, e que não há queda de pressão no TCP, foi encontrado o melhor trocador virtual para o resfriamento de cada suco. Para o suco de laranja natural, o melhor TCP encontrado entre as opções do simulador foi a configuração 2, onde os dois fluidos escoam em 4 passos, com 2 canais por passo, com placas modelo P5-VRB, fabricada pela Alfa-Laval. Para o suco de laranja concentrado, a melhor configuração foi a nº3, onde o SLC escoam em série, com 8 passos e 1 canal por

passo e o refrigerante em um passo, com 8 canais por passo, e a melhor placa foi a V7, com corrugações perpendiculares ao eixo axial.

Para ambos os fluidos, a temperatura final após o resfriamento requerida, em torno de 3°C e -10°C para o suco natural e concentrado, respectivamente, foram alcançadas com trocadores de 16 canais, 8 para o produto e 8 para o refrigerante, nas configurações “2” (4 passos e 2 canais por passo para ambos fluidos) e “3” (8 passos e 1 canal por passo para o SLC e 1 passo com 8 canais por passo para o refrigerante), respectivamente.

Para a melhor configuração dos dois trocadores, para o suco natural e concentrado, a variável manipulável mais importante, isto é, que causou maior alteração na temperatura final do suco foi a temperatura inicial do refrigerante, fato constatado tanto através das curvas de reação do processo, como quantitativamente através dos valores dos fatores de sensibilidade (FS) e pelos efeitos obtidos do planejamento experimental. Para o SLN, a ordem de importância das outras variáveis manipuláveis obtidas pelas curvas de reação do processo e pela análise dos efeitos foram, em ordem decrescente de importância: vazão do SLN, vazão da água e temperatura da água. Para o SLC foram: vazão do SLN, vazão do propileno glicol e temperatura do propileno glicol e sólidos solúveis do SLC. A mesma ordem de importância não foi encontrada pelo método de FS, pois o mesmo considera a relação entre a diferença de temperatura dos sucos e faixa de perturbação aplicada.

Através dos gráficos adimensionais que representaram o comportamento dinâmico da temperatura final dos sucos após perturbações positivas e negativas de mesma amplitude constatou-se que o comportamento transiente da temperatura final do suco é simétrico apenas para perturbações individuais na temperatura inicial do refrigerante. Através dos valores calculados de FS para cada perturbação concluiu-se que as alterações nos valores finais da variável resposta (temperatura do suco) não são simétricas perante a perturbações de mesma amplitude e sentidos contrários para nenhuma variável perturbada, o que dificultará a metodologia de sintonia de controladores.

Os planejamentos fatoriais compostos centrais, realizados para ambos os sucos permitiram obter informações sobre o grau de importância de interações das variáveis, além de ter mostrado que cada combinação de perturbação gera um comportamento diferente na curva de reação do processo. Este resultado mostrou a necessidade de controles não

convencionais para a automação deste equipamento. A obtenção das superfícies de respostas facilitam a avaliação da tendência da temperatura final dos sucos dentro das faixas de perturbações realizadas nas variáveis manipuláveis.

A comparação feita nas simulações, utilizando as propriedades físicas e reológicas em função da temperatura e fixadas à 25°C, mostrou que as alterações da temperatura final do SLN, praticamente não é significativa à escolha pois as diferenças das respostas foi cerca de 0,05°C. Para o SLC, considerando-se as velocidades dos canais constantes, a diferença foi cerca de 1,5°C, o que pode acarretar um erro em projetos de dimensão deste tipo de equipamento, como o super-dimensionamento do mesmo.

Enfocando a utilização deste trabalho num projeto de sintonia e controles em trocadores de calor de placas, conclui-se que o conhecimento das curvas de reação do processo obtidas por perturbações nas variáveis manipuláveis e iniciais é de fundamental importância para a obtenção dos parâmetros controladores. Um controle aplicado na temperatura inicial do refrigerante, por exemplo, deve ser diferente que um controle colocado na temperatura do produto. Como a variável que mais apresentou alterações na temperatura dos produtos foi a temperatura inicial do refrigerante, esta seria a variável prioritária para ser instrumentada e ajustada, num trabalho de sintonia de controladores neste equipamento.

Como não houve simetria nas perturbações negativas e positivas numa mesma variável manipulável, as sintonias dos controles não deverão ser semelhantes para uma mesma perturbação positiva e negativa, pois acarretaria erros de controle do processo.

Devido a complexidade das variações da temperatura final, a partir das perturbações, sugere-se que este tipo de processo seja automatizado com estratégias e controles sofisticados.

IV – SUJESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

A partir dos resultados obtidos neste trabalho, propõe-se como sugestões para futuros trabalhos:

- A realização de experimentos nos quais se aplicariam as perturbações nas condições de entrada para a confirmação da curva de resposta do processo.
- Uma simulação envolvendo a parte de sintonia de controladores, onde seria simulado a correção do processo para que as condições de saída fossem mantidas dentro das faixas requeridas.
- Uma parte experimental envolvendo o controle das perturbações no processo
- Verificar a influência da intensidade das perturbações nas curvas de reação de resposta.
- Estudar a influência dos perfis de temperatura dentro do trocador com o tempo nas diferentes configurações.

V – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AGUIAR, I. D. Indústria Nacional Compra Concorrentes nos EUA. **Estado de São Paulo**, São Paulo, 1997.
- BARROS NETO, B.; SCARMINIO, I. S. e BRUNS, R. E. **Planejamento e Otimização de Experimentos**. 2a.ed. Campinas: 1996. 299p.
- BRANCO, I. G. **Comportamento Reológico de Suco de Laranja a Baixas Temperaturas**. Campinas, 1995. 91p. Dissertação (Mestre em Engenharia de Alimentos) - Faculdade de Engenharia de Alimentos, Unicamp.
- BUONAPARTE, R. A.; TROUPE, R. A. e MORGAN, J. C. Heat Transfer design Method for Plate Heat Exchangers. **Chemical Engineering Progress**, v.59, n.7, p.57-61, 1963.
- CHAPRA, S. C. e CANALE, R. P. **Numerical Methods for Engineering**. 2.ed. Singapura: McGraw-Hill Book Company, 1990.
- CHOI, Y. e OKOS, M. R. Effects of temperature and composition on the thermal properties of foods. in the: **Food Engineering and Process Applications**. v.I - Transport Phenomena, MAGUER, M. e JELEN, P., Elsevier Applied Science Publisher, Canada, p.93-101, 1986.
- COUGHANOWR, D. R. e KOPPEL, L. B. **Análise e Controle de Processos**. Trad. de Carlos Augusto G. Perlingeiro, Evaristo Biscaia Jr. Rio de Janeiro: Guanabara, 1978. 474p.
- CRANDALL, P. G.; CHEN, C. S. e CARTER, R. D. Models for Predicting Viscosity of Orange Juice Concentrate. **Food Technology**, v.36, n.5, p.245-252, 1982.
- HELDMAN, D. R. e LUND, D. B. **Handbook of Food Engineering**. Marcel Dekker Inc., 1992.
- HOLMAN, J. P. **Transferência de Calor**. Trad. de Luiz Fernando Milanez. 6.ed. São Paulo: McGraw-Hill do Brasil, 1983. 639p.

- KARLSSON, T. e MACEI, M. E. Numerical Evaluation of Plate Heat Exchanger performance in Geothermal district heating systems. **Journal of Food Power and Energy**, v.210, n.A2, p.139-147, 1996.
- 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, p.79-84, 1999.
- LEULIET, J. C.; MAINGONNAT, J. F. e M., L. Ecoulements et Transferts de Chaleur dans les Échangeurs à Plaques Traitant des Produits Visqueux Newtoniens et Pseudoplastiques. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v.68, p.220-229, 1990.
- LEULIET, J. C.; MAINGONNAT, J. F. e M., L. Etude de la perte de charge dans des échangeurs de chaleur à plaques traitant des produits non-newtoniens. **Revue Générale Thermique**, n.308-309, p.445-450, 1987.
- LEWIS, M. J. **Physical Properties of Food and Food Processing**. Chichester: Ellis Horwood, 1987.
- MARRIOT, J. Where and how to use Plate Heat Exchangers. **Chemical Engineering**, v.78, p.127-134, 1971.
- MARTUCCI, E. T. **Estudo da Transferência de Calor em um Trocador de Placas**. Campinas - SP, 1976. 51p. Tese (Doutor em Engenharia de Alimentos) - Faculdade de Engenharia de Alimentos, Unicamp.
- MASUBUCHI, M. e ITO, M. Dynamic Analysis of a Plate Heat Exchanger System. **Bulletin of the JSME**, v.20, n.142, p.434-441, 1977.
- PIGNOTTI, A. e TAMBORENA, P. I. Thermal Effectiveness of multipass Plate Heat Exchangers. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v.31, n.10, p.1983-1991, 1983.
- RAMOS, M. A. e IBARTZ, A. Density of Juice and Fruit Puree as a Function of Soluble Solids Content and Temperature. **Journal of Food Engineering**, v.35, p.57-63, 1998.
- RAO, M. A. e RIZVI, S. S. H. **Engineering Properties of Foods**. New York: Marcel Dekker Inc., 1986.

- RENE, F. e LALANDE, M. Échangeur de chaleur à plaques et joints - Résolution numérique des équations d'échange thermique entre les différents canaux. **Revue Générale Thermique**, v.311, p.577-583, 1987.
- RENE, F.; LEULIET, J. C. e LALANDE, M. Heat Transfer to Newtonian and Non-Newtonian Food Fluids in Plate Heat Exchangers. **Transactions International Chemical Engineering**, v.69, n.Part C, p.115-128, 1991.
- ROETZEL, W.; DAS, S. K. e LUO, X. Measurement of the heat Transfer coefficient in plate heat exchangers using a temperature oscillation technique. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v.37, n.1, p.325-331, 1994.
- SEBORG, D. E.; EDGAR, T. F. e MELLICHAMP, D. A. **Process Dynamics and Control**. New York: Wiley & Sons Inc., 1989. 717p.
- SHARIFI, F.; NARANDJI, G. e MEHRAVARAN, K. Dynamic Simulation of Plate Heat Exchangers. **International Communication in Heat and Mass Transfer**, v.22, n.2, p.213-225, 1995.
- SILVA, R. B. **Manual de Termodinâmica - Transmissão de Calor**. 6.ed. São Paulo: Depto. de Livros e Publicações do Grêmio Politécnico-USP, 1980. 348p.
- SILVA, R. B. **Manual de Refrigeração e ar condicionado**. 2.ed. São Paulo: Depto. de Livros e Publicações do Grêmio Politécnico-USP, 1970.
- SINGH, R. P. e HELDMAN, D. R. **Introduction to Food Engineering**. 2.ed. Academic Press Inc., 1993. 499p.
- SISSOM, L. E. e PITTS, D. R. **Fenômenos de Transporte**. Trad. de Adir M. Luiz. 3.ed. Rio de Janeiro: Guanabara, 1979.
- TELIS, J. R.; TELIS, V. R. N.; GABAS, A. L. e YAMASHITA, F. Thermophysical Properties of Brazilian Orange Juice as Affect by Temperature and Water Content. **Journal of Food Engineering**, v.38, p.27-40, 1998.
- TELIS, J. R.; TELIS, V. R. N. e YAMASHITA, F. Friction Factors and Rheological Properties of Orange Juice. **Journal of Food Engineering**, v.40, p.101-106, 1999.

- VIEIRA, J. A. G. **Propriedades Termofísicas e Convecção no escoamento laminar em Tubos de Suco de Laranja.** Campinas, 1995. 90p. Tese (Doutor em Engenharia de Alimentos) - Faculdade de Engenharia de Alimentos, Unicamp.
- VITALI, A. A. **Comportamento Reológico de Suco de Laranja Concentrado Congelado a baixas Temperaturas.** São Paulo, 1983. 216p. Tese (Doutor em Engenharia Química) - Escola Politécnica, USP.
- VITALI, A. A. e RAO, M. A. Flow Properties of Low-Pulp Concentrated Orange Juice: Effect of Temperature and Concentration. **Journal of Food Science**, v.49, p.882-888, 1984b.
- VITALI, A. A. e RAO, M. A. Flow Properties of Low-Pulp Concentrated Orange Juice: Serum Viscosity and Effect of Pulp Content. **Journal of Food Science**, v.49, p.876-881, 1984a.

ERRATA

Substituição da Figura 25

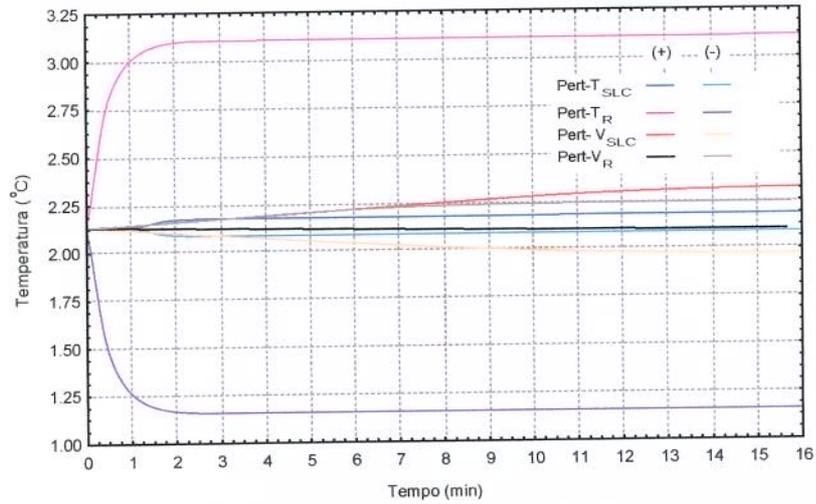


Figura 25 –Curvas de reação da temperatura final do SLN obtidas após as perturbações negativas e positivas nas variáveis manipuláveis e iniciais