

UFRRJ

INSTITUTO DE TECNOLOGIA

**CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
QUÍMICA**

DISSERTAÇÃO

**Desempenho de Coluna de Destilação na
Obtenção de Óleos Lubrificantes Básicos**

Rodrigo da Silva Machado

2009

660.2804 Machado, Rodrigo da Silva, 1982-
M149d Desempenho de coluna de
T destilação na obtenção de óleos
lubrificantes básicos
/ Rodrigo da Silva Machado - 2009.
119 f. : il.

Orientador: Marisa Fernandes
Mendes.

Dissertação (mestrado) -
Universidade Federal Rural do Rio
de Janeiro, Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Química.

Bibliografia: f. 101-104

1. Engenharia química - Teses.
2. Óleos lubrificantes - Teses. 3.
Destilação - Teses. I. Mendes,
Marisa Fernandes, 1972-. II.
Universidade Federal Rural do Rio
de Janeiro. Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Química.
III. Título.

Bibliotecário: _____ Data:

___/___/___



**UNIVERSIDADE FEDERAL RURAL DO RIO DE JANEIRO
INSTITUTO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
QUÍMICA**

**DESEMPENHO DE COLUNA DE DESTILAÇÃO NA OBTENÇÃO
DE ÓLEOS LUBRIFICANTES BÁSICOS**

RODRIGO DA SILVA MACHADO

Sob a Orientação da Professora
Dr^a Marisa Fernandes Mendes

e Co orientação da Professora
Dr^a Eliôni Maria de Arruda Nicolaiewsky

Dissertação submetida como requisito parcial para obtenção do grau de **Mestre em Engenharia Química**, no Curso de Pós-Graduação em Engenharia Química, Área de Concentração em Processos de Separação.

Seropédica, RJ
Abril de 2009

Agradeço a DEUS e dedico este trabalho aos meus pais Geraldo de Souza Machado e Marilene da Silva Machado, ao meu irmão Marcello da Silva Machado e à minha namorada Micheli Salles Ramiro.

AGRADECIMENTOS

Às professoras e amigas Marisa Fernandes Mendes e Eliôni Maria de Arruda Nicolaiewsky, pela orientação, dedicação e paciência.

A todo corpo técnico do LADEQ e do CENPES que tanto ajudaram neste trabalho, especialmente aos técnicos: JoãoVilaça, Elson Brito e Reginaldo Vicente.

Ao Engenheiro Químico (e Mestre) Aloísio E. Orlando Júnior, pelas sugestões e apoio técnico-científico.

À Engenheira Química Lílian Carmen Medina, pela disponibilidade de material e empenho nas análises realizadas no Laboratório que chefia.

A todo o corpo docente da UFRRJ.

Aos professores da banca examinadora, pela leitura, sugestões e críticas construtivas.

À CAPES, pela bolsa concedida.

À Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro e à Universidade Federal do Rio de Janeiro, pela oportunidade.

E, novamente, aos meus pais, irmão e namorada.

RESUMO

Este trabalho se insere numa linha de pesquisa que visa à obtenção de óleos lubrificantes básicos, através da rota do hidrorefino, utilizando uma coluna de destilação com recheio estruturado Sulzer DX, operando a vácuo e em modo contínuo. As cargas utilizadas foram cedidas pelo CENPES/PETROBRAS e são denominadas: a) carga leve, composta de *spindle* e neutro leve; b) carga média, composta de *spindle*, neutro leve e neutro médio; e c) carga pesada, com neutro leve, neutro médio e *bright stock*. Para se obter as melhores condições operacionais, foram realizadas simulações com o software PRO II[®], para a avaliação da influência das principais variáveis operacionais do processo e dos seus efeitos nas modificações realizadas na unidade (*revamp*). Com os resultados das simulações, como houve boa concordância entre as curvas originais dos produtos e as obtidas na simulação, as propriedades dos pseudo-componentes gerados nas simulações puderam ser utilizadas em cálculos posteriores de desempenho de coluna de destilação, através do conceito de HETP (Altura Equivalente ao Prato Teórico). Além disso, devido ao baixo desvio entre essas curvas, considerou-se o HETP simulado idêntico ao HETP experimental, na comparação com os modelos investigados. Na análise de desempenho da coluna, resolveu-se abordar o assunto de duas maneiras distintas: de uma maneira mais prática, através do modelo empírico de Carrillo et al. (2000) e comparando-o à curva do fabricante (Sulzer; e uma mais teórica, comparando modelos de transferência de massa, a saber, o de Olujic et al. (2004) e a sua versão modificada e o de Bravo, Rocha e Fair (1985), modificado por Orlando Jr. (2007). Os resultados obtidos demonstram que o modelo de Carrillo et al. (2000) descreve de forma satisfatória o desempenho do recheio para a carga leve, principalmente sob razões de refluxo mais elevadas, ao contrário das cargas média e pesada. Os modelos rigorosos não se adequam a situação proposta no presente trabalho. No caso da correlação original de Olujic et al. (2004), isto é, levando-se em consideração a equação de Onda et al. (1968), os valores obtidos para as áreas superficiais efetivas, em todos os casos, apresentaram-se muito baixos, fornecendo HETP's elevados. A versão modificada por para o modelo de Olujic et al. (2004) e o modelo de Bravo, Rocha e Fair (1985) modificado por Orlando Jr. (2007) forneceu valores para as áreas mais realísticos, porém, com elevados desvios de HETP quando comparados ao HETP experimental (entre 40 e 80%).

Palavras –chaves: Destilação – óleo lubrificante básico – simulação

ABSTRACT

The present work is part of a Research Project that aims to study base lube oil separation from heavy feedstocks, by hydrocracking route, using a high vacuum distillation column, operating continuously, filled with Sulzer DX gauze metallic packing. The feedstocks used were donated by CENPES/PETROBRAS and were named as: a) light feed, composed of spindle and light neutral oil; b) medium feed, a mixture of spindle, light neutral oil and medium neutral oil and c) heavy feed, mix of light neutral, medium neutral and bright stock. In order to set up the best operational conditions, simulations using PROII™ commercial software was used, which also is able to evaluate the influence of the main operational parameters on unit revamp. After analyzing simulation results, as there was good agreement between original product curves and the ones from the simulation reports, the properties of the pseudo-components generated on those reports could be utilized on column performance calculations, by using HETP (Height Equivalent to Theoretical Plate) concept. Also, due to that small deviation between those curves, the simulated HETP was considered the same as experimental HETP when compared to the models investigated. Concerning column performance study, two approaches have been adopted: a more practical one, using empirical model by Carrillo and coworkers (2000) and comparing it to vandom's curve (Sulzer); and a more theoretical one, comparing mass transfer models such as Olujic et al (2004) and its modified version and Rocha, Bravo and Fair's model (1985), adapted by Orlando Jr. (2007). It has been concluded that Olujic and coworker's original model (2004), that is, using Olujic's correlation (1968), which produces very low values for effective areas, making HETP values unrealistically high and, consequently, designing columns in a conservative manner. The use of the modified version of Olujic and coworker's correlation (2004), though, corrects the effective areas evaluation, failing however to reproduce the behavior of base lube oil mixtures, concerning HETP calculation, showing average deviations ranging from 40 - 80%. Deviations of the same order of magnitude were found when using Bravo, Rocha and Fair's correlation (1985), modified by Orlando Jr. (2007).

Key words: Distillation – lube oil - simulation

LISTA DE FIGURAS

- Figura 1.** Geometria da corrugação: a) seção reta do canal de escoamento; b) arranjo do canal do escoamento na coluna (Fair e Bravo, 1990 – Figura adaptada).
- Figura 2.** Unidade de destilação QVF
- Figura 3.** Recheio estruturado Sulzer DX
- Figura 4.** Sistema de controle *WinErs*
- Figura 5.** Modelo da coluna antes da *revamp*
- Figura 6.** Modelo da coluna após a *revamp*
- Figura 7.** Esquemática da coluna antes e após a *revamp*
- Figura 8.** *Manifold* original e o novo modelo em aço inox soldado
- Figura 9.** Sistema de refrigeração do óleo térmico com reuso de água da torneira
- Figura 10.** Bombas de vácuo original e a nova bomba em paralelo não controlável
- Figura 11.** Sistema de alimentação da carga calibrada manualmente
- Figura 12.** Variação do HETP em função da vazão das fases líquida e vapor (Kister, 1992 – Figura adaptada)
- Figura 13.** Seções transversais dos canais do recheio (Bravo, Rocha e Fair, 1985 – Figura adaptada)
- Figura 14.** Ilustração geométrica dos elementos de recheio corrugado no leito (Olujić *et al.*, 1999)
- Figura 15.** Geometria básica e dimensões do canal triangular do recheio estruturado (Olujić *et al.*, 1999)
- Figura 16.** Influência da razão de refluxo na separação do produto de topo para carga leve
- Figura 17.** Influência da razão de refluxo na separação do produto de fundo para carga leve
- Figura 18.** Influência da razão de refluxo na separação do produto de topo para carga média
- Figura 19.** Influência da razão de refluxo na separação da retirada lateral para carga média
- Figura 20.** Influência da razão de refluxo na separação do produto de fundo para carga média
- Figura 21.** Influência da razão de refluxo na separação do produto de topo para carga pesada
- Figura 22.** Influência da razão de refluxo na separação da retirada lateral para carga pesada
- Figura 23.** Influência da razão de refluxo na separação do produto de fundo para carga pesada
- Figura 24.** Influência da temperatura na separação dos produtos *spindle* e neutro leve, presentes na carga leve
- Figura 25.** Influência da vazão de saída dos produtos para a carga leve
- Figura 26.** Influência da vazão de saída dos produtos para a carga média, com vazão da retirada lateral constante.
- Figura 27.** Influência da vazão de saída dos produtos para a carga média, com vazão do produto de fundo constante
- Figura 28.** Influência da vazão de saída dos produtos para a carga pesada, com vazão de retirada lateral constante.
- Figura 29.** Influência da vazão de saída dos produtos para a carga pesada, com vazão do produto de fundo constante.

- Figura 30.** Influência do número de estágios na separação dos produtos da carga leve.
- Figura 31.** Influência do número de estágios na separação dos produtos da carga média.
- Figura 32.** Influência do número de estágios na separação dos produtos da carga pesada.
- Figura 33.** Comparação entre as curvas originais da carga leve e as obtidas por simulação antes e após a *revamp*.
- Figura 34.** Comparação entre as curvas originais da carga média e as obtidas por simulação antes da *revamp*
- Figura 35.** Comparação entre as curvas originais da carga média e as obtidas por simulação após a *revamp*.
- Figura 36.** Comparação entre as curvas originais da carga pesada e as obtidas por simulação antes da *revamp*
- Figura 37.** Comparação entre as curvas originais da carga pesada e as obtidas por simulação após a *revamp*.
- Figura 38.** Comparação entre o resultado do experimento 1 obtido na unidade QVF com os dados simulados
- Figura 39.** Comparação entre o resultado do experimento 2 obtido na unidade QVF com os dados simulados
- Figura 40.** Comparação entre o resultado do experimento 3 obtido na unidade QVF com os dados simulados
- Figura 41.** Estimativa de HETP vs Fv fornecido pelo fabricante

LISTA DE TABELAS

- Tabela 1.** Composição das cargas leve, média e pesada em fração volumétrica
- Tabela 2.** Análise das cargas leve, média e pesada através da Destilação ASTM D1160 e análises de viscosidade e densidade
- Tabela 3.** Características geométricas do recheio Sulzer DX
- Tabela 4.** Pontos de controle e medida da unidade de destilação QVF
- Tabela 5.** Planejamento das simulações no PRO II[®]
- Tabela 6.** Altura dos leitos recheados para os casos antes e após *revamp*
- Tabela 7.** Vazões de saída dos produtos para os refervedores, parcial e total, em Kg/h
- Tabela 8.** Simulações escolhidas para análise, utilizando as vazões da Tabela 7
- Tabela 9.** Estratégia de comparação entre as curvas geradas na simulação com as curvas originais fornecidas pelo CENPES/PETROBRAS.
- Tabela 10.** Perfil de temperatura para diferentes pressões para cada tipo de carga, considerando a coluna após a *revamp*
- Tabela 11.** Perda de carga para as diferentes vazões para cada tipo de carga em Kg/h
- Tabela 12.** Planejamento das simulações para estudo da influência das vazões dos produtos – carga leve (pós-*revamp*)
- Tabela 13.** Planejamento das simulações para estudo da influência das vazões dos produtos – cargas média e pesada
- Tabela 14.** Planejamento das simulações com diferentes estágios teóricos para as cargas leve, média e pesada, utilizando as melhores condições encontradas anteriormente, para a situação pós-*revamp*.
- Tabela 15.** Posição da alimentação e retirada lateral para os casos em que o número d estágios teóricos variou.
- Tabela 16.** Perfil de temperatura e média das temperaturas para as seções de topo, lateral e fundo para os diferentes números de estágios.
- Tabela 17.** Variação das propriedades físicas das fases líquido e vapor para os diferentes números de estágios para a carga leve.
- Tabela 18.** Condições operacionais para os experimentos 2 e 3
- Tabela 19.** Valores de HETP's previstos (simulado) para as cargas leve, média e pesada para as diferentes seções, considerando 17 estágios teóricos.
- Tabela 20.** Condições operacionais para estimativa de HETP para a carga leve
- Tabela 21.** Condições operacionais para estimativa de HETP para a carga média
- Tabela 22.** Condições operacionais para estimativa de HETP para a carga pesada
- Tabela 23.** Resultados de HETP e o desvio em relação ao HETP previsto (simulado) utilizando a correlação de Carrillo *et al.* (2000) para a carga leve.
- Tabela 24.** Resultados de HETP e o desvio em relação ao HETP previsto (simulado) utilizando a correlação de Carrillo *et al.* (2000) para a carga média.
- Tabela 25.** Resultados de HETP e o desvio em relação ao HETP previsto (simulado) utilizando a correlação de Carrillo *et al.* (2000) para a carga pesada.
- Tabela 26.** Influência da variação de N na estimativa de HETP para a carga leve.
- Tabela 27.** Influência da variação de N na estimativa de HETP para a carga média.
- Tabela 28.** Influência da variação de N na estimativa de HETP para a carga pesada.
- Tabela 29.** Desvio entre o HETP fornecido pelo fabricante (Sulzer) e o HETP obtido através da correlação de Carrillo *et al.* (2000) para a carga leve
- Tabela 30.** Desvio entre o HETP fornecido pelo fabricante (Sulzer) e o HETP obtido através da correlação de Carrillo *et al.* (2000) para a carga média

Tabela 31. Desvio entre o HETP fornecido pelo fabricante (Sulzer) e o HETP obtido através da correlação de Carrillo *et al.* (2000) para a carga pesada

Tabela 32. Determinação das velocidades superficiais, coeficientes de transferência de massa para as fases líquida e vapor e área superficial efetiva para a carga leve

Tabela 33. Determinação das velocidades superficiais, coeficientes de transferência de massa para as fases líquida e vapor e área superficial efetiva para a carga média

Tabela 34. Determinação das velocidades superficiais, coeficientes de transferência de massa para as fases líquida e vapor e área superficial efetiva para a carga pesada

Tabela 35. Diâmetro equivalente para as cargas leve, média e pesada, determinados a partir de Rocha, Bravo e Fair (1985 – modificado) e Olujic *et al.* (2004)

Tabela 36. Valores de HETP para os modelos de Olujic *et al.* (2004), Olujic *et al.* (2004 - modificado) e Rocha, Bravo e Fair (RBF) [1985 – modificado por Orlando Jr. (2007)] para a carga leve

Tabela 37. Valores de HETP para os modelos de Olujic *et al.* (2004), Olujic *et al.* (2004 - modificado) e Rocha, Bravo e Fair (RBF) [1985 – modificado por Orlando Jr. (2007)] para a carga média

Tabela 38. Valores de HETP para os modelos de Olujic *et al.* (2004), Olujic *et al.* (2004 - modificado) e Rocha, Bravo e Fair (RBF) [1985 – modificado por Orlando Jr. (2007)] para a carga pesada

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

REC - recheios estruturados corrugados
B – base da corrugação
S- lado da corrugação
h – altura do recheio estruturado
ISP - Intalox *high performance structured packing*
HETP – Altura Equivalente do Prato Teórico
REDUC – Refinaria Duque de Caxias
RLAM - Refinaria Landulpho Alves
PEV – Ponto de ebulição verdadeiro
FUJB - Fundação Universitária José Bonifácio
LADEQ - Laboratório do Departamento de Engenharia Química
CENPES – centro de Pesquisas da Petrobras
DS – Destilação Simulada
L – Vazão de líquido
V – Vazão de vapor
Fv – Fator de carga da fase vapor
P - pressão do sistema
 ρ_l - densidade da fase líquida
 ρ_v - densidade da fase vapor
 u_{gs} - velocidade superficial da fase vapor
 u_{ls} - velocidade superficial da fase líquida
HTU_G - altura da unidade de transferência de massa para a fase vapor
HTU_L - altura da unidade de transferência de massa para a fase líquida
 λ - fator de esgotamento
m - inclinação da curva de equilíbrio
 α_{lk} - volatilidade relativa do componente chave leve
 x_{lk} - fração molar do componente chave leve na fase líquida
 y_{lk} - fração molar do componente chave leve na fase vapor
 x_{hk} - fração molar do componente chave pesado na fase líquida
 y_{hk} - fração molar do componente chave pesado na fase vapor
M_G - vazão mássica da fase vapor
M_L - vazão mássica da fase líquida
 d_c - diâmetro da coluna
 k_G – coeficiente de transferência de massa da fase vapor
 k_L - coeficiente de transferência de massa da fase líquida
 a_e - área interfacial efetiva
 a_p – área superficial nominal do recheio
 a_e (Onda) – área superficial efetiva calculada através da correlação de Onda *et al.* (1968)
Sh - número de Sherwood
Re - número de Reynolds
Sc – número de Schmidt
Re_L – número de Reynolds da fase líquida
We_L – número de Weber da fase líquida
Fr_L – número de Froude da fase líquida
 d_{eq} – diâmetro equivalente dos canais triangulares de fluxo das fases líquida e vapor

D_G – difusividade da fase vapor
 D_L - difusividade da fase líquida
 μ_g – viscosidade da fase vapor
 μ_L – viscosidade da fase líquida
 p – perímetro disponível para fluxo das fases por unidade de área superficial da torre
 ε – porosidade do recheio
 α – ângulo de corrugação
 $u_{L,ef}$ – velocidade efetiva da fase líquida no leito recheado
 g – aceleração da gravidade
 Γ – vazão de líquido baseada no perímetro molhado
 A – área da seção transversal da torre
 P_t – perímetro por unidade de área superficial da torre considerando a área transversal do canal do recheio como um triângulo
 P_d – perímetro por unidade de área superficial da torre considerando a área transversal do canal do recheio como um diamante
 β – fração da superfície usada para transferência de massa
 C_E - fator de renovação de superfície
 $l_{G,pe}$ – comprimento do canal do fluxo de gás em um elemento de recheio
 h_{pe} – altura de um elemento de recheio
 u_{Ge} – velocidade efetiva da fase vapor
 u_{Le} – velocidade efetiva da fase líquida
 δ – espessura do filme líquido
 h_L – *holdup* de líquido
 α_L – ângulo da linha de descida mais acentuada em que o líquido flui no recheio
 φ – fração em forma de V da seção transversal do canal triangular de fluxo gasoso ocupado pelo filme líquido
 $k_{G,lam}$ – coeficiente de transferência de massa da fase vapor no regime laminar
 $k_{G,turb}$ – coeficiente de transferência de massa da fase vapor no regime turbulento
 $Sh_{G,lam}$ – número de Sherwood para fase vapor no regime laminar
 $Sh_{G,turb}$ – número de Sherwood para fase vapor no regime turbulento
 ξ_{GL} – fator de fricção gás-líquido
 Ω – fração de vazios na superfície do recheio
 A, B – constantes dependentes do tipo e tamanho do recheio
 σ - tensão superficial do líquido
 p_{op} – pressão operacional
 T – temperatura
 M_{lk} – massa molar do chave-leve
 M_{hk} – massa molar do chave-pesado
 v_{lk} – volume molecular do chave-leve
 v_{hk} – volume molecular do chave-pesado
 μ – viscosidade da solução,
 V_A – volume molar do soluto à temperatura de ebulição
 M_B – massa molar do solvente
 $\xi_B = 1,0$ – fator de associação para solventes apolares
 F – Vazão de Alimentação
 RR – Razão de refluxo
 Z – altura do leito recheado
 N – número de estágios teóricos

exp – experimental
calc – calculado
D – vazão do produto de topo
B – vazão do produto de fundo
PIE – Ponto inicial de ebulição
PFE – Ponto final de ebulição
%V – porcentagem volumétrica
%M – porcentagem mássica
NBP – Ponto normal de ebulição
x (molar) – fração molar da fase líquida
y(molar) – fração molar da fase vapor
x(mássico) – fração mássica da fase líquida
y(mássico) – fração mássica da fase vapor
Tc – temperatura crítica
Pc – Pressão crítica
Vc – Volume crítico
Zc – Fator de compressibilidade crítico

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1 Colunas de Destilação e seus Internos	3
2.2 Recheios Estruturados	3
2.2.1 Características Geométricas dos Recheios Estruturados Corrugados.....	5
2.2.2 Tipos de Recheios Estruturados.....	6
2.3 Estimativa de Eficiência de Colunas de Recheio Estruturado	7
3 MATERIAIS E MÉTODOS	16
3.1 Cargas e curvas de destilação ASTM D1160 e HT-750	16
3.2 Descrição da unidade experimental	18
3.3 Operação da coluna QVF.....	25
4. MODELOS PARA ESTIMATIVA DE HETP EM COLUNAS DE DESTILAÇÃO COM RECHEIOS ESTRUTURADOS.....	26
4.1 HETP através de métodos empíricos	27
4.1.1 Correlação de Carrillo <i>et al</i> (2000).....	27
4.2 HETP através de modelos de transferência de massa rigorosos.....	28
4.2.3. Modelo de Bravo, Rocha, & Fair (1985 – modificado).....	29
4.2.4 Modelo de Olujić e colaboradores (2004).....	32
4.2.5 Estimativa das Difusividades das Fases Líquida e Vapor.....	37
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	39
5.1 Simulação utilizando o PRO II [®]	39
5.2 Etapas da simulação – antes e pós <i>revamp</i>	40
5.3 Resultados das simulações.....	42
5.4 Influência das variáveis operacionais.....	43
5.4.1 Influência da pressão de operação.....	43
5.4.2 Influência da razão de refluxo	44
5.4.3 Influência da vazão de alimentação	48
5.4.4 Influência da temperatura da carga.....	49
5.4.5 Influência da vazão dos produtos	49
5.4.6 Influência do número de estágios teóricos	53
5.5 Influência da <i>revamp</i> no processo.....	58
5.6 Experimentos na coluna QVF.....	62
5.7 Análise de Desempenho do recheio Sulzer DX.....	65
5.7.1 HETP previsto	65
5.7.2. Análise de desempenho do recheio da Sulzer DX.....	65
5.8 Resultados das estimativas de HETP.....	66
5.8.1 Modelo de Carrillo <i>et al</i> (2000).....	68
5.8.2 HETP previsto com diferentes números de estágios	72
5.8.3 Comparação entre Carrillo <i>et al.</i> (2000) e HETP's do fabricante.....	73
5.8.4 Avaliação de HETP através de modelos de transferência de massa.....	76
6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES.....	82

CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO

A produção de óleos básicos lubrificantes no Brasil é feita através da rota de extração por solventes, em duas unidades de refino, a RLAM (Refinaria Landulpho Alves), situada na Bahia, que utiliza o petróleo parafínico baiano, produzindo os óleos básicos neutro leve e neutro médio em conjunto com o *bright stock*, e a REDUC (Refinaria Duque de Caxias-RJ), que processa petróleo importado e produz os mesmos tipos de lubrificantes básicos que a RLAM, além dos óleos *spindle* e o óleo de transformador.

A rota de extração por solventes, para a obtenção de óleos lubrificantes básicos, tem a desvantagem de só processar petróleos parafínicos, e esse é um problema, que vem se agravando, pois as grandes reservas de petróleo, no Brasil e no mundo, têm se caracterizado pela alta densidade.

A fim de solucionar esse problema, alguns países da Europa e os Estados Unidos já adotam a rota do hidrorrefino, uma forma mais severa de hidrotreatamento, que proporciona óleos lubrificantes de melhor qualidade, além de produzir combustíveis, como nafta e diesel livres de enxofre e de materiais pesados, a partir de crus de alta densidade.

A princípio, o presente trabalho se inseria nesse contexto, a saber, do estudo da destilação de óleos lubrificantes básicos, em uma coluna de destilação, operando continuamente em alto vácuo, processando cargas pesadas, oriundas da rota do hidrorrefino. Todavia, a unidade de hidrorrefino, que forneceria essas cargas, que seriam processadas na unidade de destilação QVF, ainda se encontra em fase de testes e, portanto, as cargas que foram efetivamente utilizadas foram misturas de óleos lubrificantes básicos, já processadas e oriundas da REDUC.

Sendo assim, para dar subsídios a projetos de novas colunas de destilação, ou de *revamps*, para obtenção de óleos lubrificantes básicos, a partir de petróleo brasileiro, dentro da rota de hidrorrefino, foram traçados novos objetivos, quais sejam: a) simulação de uma coluna de destilação contendo recheio estruturado Sulzer DX, operando a vácuo e em modo contínuo, na obtenção de óleos lubrificantes básicos. b) análise do desempenho do recheio estruturado através da estimativa de HETP (Altura Equivalente ao Prato Teórico), utilizando modelos empíricos e rigorosos, encontrados na literatura.

Para a realização deste trabalho, foi utilizada a unidade de destilação QVF que se encontra no LADEQ da Escola de Química/UFRJ. Esta unidade foi adquirida através de um Projeto CTPETRO, denominado OTIMDEST, que visava à otimização da destilação de óleos pesados para a obtenção de óleos lubrificantes básicos, neutro médio e *bright stock*, através da rota do hidrorrefino. O Projeto foi concebido através de um convênio com a FINEP, PETROBRAS e UFRJ, esta representada pela FUJB.

As cargas utilizadas no presente trabalho foram cedidas pela REDUC, através do CENPES/PETROBRAS e são denominadas de carga leve, contendo uma mistura de óleos *spindle* e neutro leve; a carga média, contendo *spindle*, neutro leve e neutro médio e a carga pesada, constituída de neutro leve, neutro médio e *bright stock*.

Inicialmente, foi realizado um trabalho de simulação utilizando-se o software comercial PRO II[®], onde foram estabelecidas as melhores condições operacionais de separação desses produtos. Esses resultados forneceram subsídios para o trabalho experimental posterior na unidade QVF.

Assim, foi possível também comparar os resultados simulados com os dados originais fornecidos pelo CENPES/PETROBRAS e os resultados experimentais realizados na unidade de destilação QVF, avaliando, portanto, o efeito das variáveis operacionais, tais como: pressão de operação, razão de refluxo, temperatura da carga, vazão de carga e de produtos na eficiência de separação, através das correlações de HETP.

Dentre os vários modelos existentes na literatura para estimativa de HETP, neste trabalho foram adotados quatro modelos, dentre os quais havia três teóricos: Bravo, Rocha & Fair (1985) adaptado por Orlando Jr. (2007), Olujić *et al.* (2004) e Olujić *et al.* (2004) adaptado, que trazem no seu desenvolvimento a dependência dos coeficientes de transferência de massa das fases envolvidas e do cálculo da área superficial efetiva, propondo correlações para a avaliação desses parâmetros. O outro modelo investigado foi o de Carrillo *et al.* (2000), que considera o HETP função somente da vazão de vapor e das propriedades físicas da mistura.

Outro fator importante é a avaliação das modificações (*revamps*) na coluna e algumas inovações que visam à flexibilização e à otimização do processo, e suas conseqüências na separação e na qualidade dos produtos.

No Capítulo II, será apresentada uma revisão bibliográfica sobre os diversos tipos de internos de colunas, os modelos de recheios e suas características, além dos modelos de HETP (empíricos e de transferência de massa) para a estimativa da eficiência desses recheios.

No Capítulo III, de Materiais e Métodos, apresenta-se a descrição das cargas utilizadas e suas curvas de destilação, além da descrição detalhada da unidade QVF, suas modificações e inovações, além do recheio estruturado Sulzer DX[®], suas características, o sistema de controle *WinErs* e o modo de operação da unidade.

No Capítulo IV, serão descritos os modelos para estimativa de eficiência de recheios com suas respectivas equações.

Os Resultados e Discussões são apresentados no Capítulo V, sendo este subdividido em três partes: a primeira faz a análise das simulações, baseada na unidade pós-*revamp*, com avaliação da influência das principais variáveis operacionais e a otimização do processo de destilação, além de um estudo comparativo antes e após a *revamp*.

A segunda parte trata dos resultados obtidos através dos experimentos na unidade QVF para a carga leve.

Por fim, na terceira parte será apresentada a análise do desempenho do recheio estruturado fazendo uso das correlações de HETP descritas anteriormente, utilizando uma programação no MS *Excel* para cada modelo. Os resultados são comparados com o HETP previsto (este representado pelo HETP obtido nas simulações), e no caso do modelo de Carrillo *et al.* (2000), também será feita uma comparação com o HETP disponível pelo fabricante.

No Capítulo VI, serão apresentadas as Conclusões e Sugestões para futuros trabalhos.

As Tabelas com as análises das cargas e produtos, desvios obtidos entre os resultados simulados e experimental (fornecido pelo CENPES/PETROBRAS), planilhas de cálculo entre outros são encontrados nos Anexos de A à J.

CAPÍTULO II – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo foi dividido em duas etapas. Na primeira, apresenta-se uma revisão sobre colunas de destilação e seus internos, onde são descritos diversos tipos de recheios estruturados, suas características e aplicações.

Na segunda etapa, são descritos diferentes modelos para estimativa de HETP, empíricos e teóricos, na avaliação da eficiência do recheio.

A destilação é uma das principais operações unitárias da indústria química, e este processo adota como zonas coexistentes, as fases vapor e líquido em equilíbrio, utilizando dispositivos denominados pratos ou recheios para provocar o contato íntimo entre as duas fases. Os internos são organizados no interior de um casco cilíndrico, que normalmente está equipado com alguns acessórios externos, tal como o refeedor, o condensador e sistemas de aquecimento/resfriamento (Perry e Green, 1984).

Os processos de destilação são os mais utilizados na indústria do petróleo, e o objetivo, na maioria dos casos, é a produção de combustíveis tais como GLP, gasolina e diesel, pois a demanda destes produtos é muito maior do que de outros produtos, tais como os óleos lubrificantes. Porém, os óleos lubrificantes apresentam maior valor agregado, cerca de duas a três vezes mais que dos combustíveis, conferindo alta rentabilidade às indústrias. E não menos importantes, devido às aplicações nos diversos ramos, tais como a automobilística, naval, ferroviária e de máquinas industriais em geral (Abadie, 1998).

2.1 Colunas de Destilação e seus Internos

O processo de separação de misturas líquidas por meio de destilação é realizado fundamentalmente devido à ação dos recheios ou pratos, que promovem o íntimo contato entre as fases líquido e vapor. Dentre os recheios, têm-se os randômicos e os estruturados, que é o objeto de estudo do presente trabalho.

Os recheios randômicos são colocados na coluna de maneira aleatória e apresentam forma geométrica bem definida, tais como anéis, cilindros, selas entre outros. Os recheios estruturados são projetados sob medida para um determinado diâmetro de coluna e são feitos de chapas metálicas, corrugadas, dispostas paralelamente uma em relação à outra na coluna. As colunas contendo recheios estruturados são mais caras, contudo apresentam melhores resultados do que os randômicos, devido à baixa perda de carga associada à elevada eficiência de transferência de massa.

Os recheios promovem o contato líquido-vapor em toda a coluna, e não apenas na área ativa, como nos pratos. Sendo assim, as colunas de recheio apresentam maiores áreas de transferência de massa pela ação do líquido percolando sobre o recheio (Chen, 1984).

2.2 Recheios Estruturados

Os recheios estruturados surgiram na década de 40, mas somente no final dos anos 50 é que começaram a ser aplicados industrialmente, quando surgiram recheios de alta eficiência feitos de tela metálica (*wire-mesh*), tais como Goodloe[®], Hyperfil[®] e Koch-Sulzer[®] (Nicolaiewsky, 1999).

Os recheios estruturados corrugados foram introduzidos pela Sulzer no fim dos anos 70, e suas características fizeram com que estes se tornassem usuais em torres convencionais. A grande popularidade desses recheios ocorreu nos anos 80, principalmente devido às *revamps* de colunas de destilação de petróleo.

Esses recheios, fabricados a partir de lâminas metálicas corrugadas, apresentam suas superfícies tratadas, mecânica ou quimicamente, com o objetivo de aprimorar suas características de molhabilidade. Esses recheios apresentam uma estrutura bem definida, em termo macroscópico e microscópico.

A macroestrutura é constituída de corrugações, cuja dimensão característica varia de 1-5cm, formando canais, geralmente segundo um ângulo de 45° com o eixo da coluna na qual passa a fase vapor. A forma desses canais, em sua maioria, apresenta uma seção reta triangular, enquanto outros, como os da Montz[®], têm a forma mais arredondada.

A microestrutura está relacionada com o tratamento dado à superfície: são as texturas pontilhadas em um arranjo triangular, ou com o formato de sulcos, perfurações ou rasgos. A microestrutura é a responsável pela formação e manutenção de um filme líquido estável na superfície do recheio. Essas diferentes texturas podem sofrer tratamento químico a fim de assegurar ângulos de contato menores, aprimorando a molhabilidade do recheio (Nicolaiewsky, 1999).

Esse tipo de recheio, caracterizado pela sua forma ondulada, deve ser arranjado regularmente no interior da coluna a fim de fornecer uma maior área de contato entre os componentes, melhorando o comportamento hidráulico da coluna, diminuindo a perda de carga, e promovendo alta capacidade da carga, quando comparados a uma coluna recheada randomicamente ou constituída de pratos (Wang, 2006).

Os recheios estruturados de elevada eficiência são mais caros por unidade de volume que os outros recheios. Porém, este fato é compensado pela sua maior eficiência, logo o volume de recheio a ser aplicado é menor. No início da década de 70 custavam cerca de 50 a 100 vezes mais que um recheio randômico, mas nos anos 80, tiveram seu custo reduzido devido à concorrência, atingindo cerca de 3 a 5 vezes o custo daqueles (Caldas e Paschoal, 1991).

Os recheios estruturados corrugados (REC) também apresentaram alguns casos de insucesso, principalmente em destilações a altas pressões, indicando uma falta de compreensão do seu funcionamento (Olujic *et al.*, 1999).

A maioria dos dados publicada sobre o desempenho de tais recheios baseia-se em modelos corrugados cuja inclinação é de 45° e uma área de superfície específica na escala de 220-250m²/m³. Contudo, alguns fabricantes oferecem recheios com outras áreas superficiais e ângulo de corrugação de 60°, a fim de atender às demandas atuais.

Um estudo comparativo entre a utilização de recheios de 45° e 60° foi realizado por Olujic e colaboradores (2000), onde se constatou que há um aumento da capacidade quando o ângulo da corrugação é de 60°, porém, este vem acompanhado de um decréscimo na eficiência de transferência de massa.

Resumindo, o recheio estruturado é um dispositivo de contato no qual um filme líquido é formado sobre sua superfície, devido à tensão superficial que permite ao líquido se espalhar sobre toda a superfície do recheio. Porém, o tratamento da superfície e o tipo de corrugação desses recheios especiais diferem bastante um dos outros e isso tem profundo efeito no desempenho desses recheios.

Então, começaram a surgir estudos apresentando modelos que levassem em conta os efeitos da geometria desses recheios. Um desses trabalhos foi desenvolvido por Olujic e colaboradores, em 1999, que achavam que o maior pré-requisito para a utilização de todo o potencial dos REC é a compreensão das relações existentes entre a

hidrodinâmica imposta pelas geometrias macro e micro desses recheios e o processo de transferência de massa.

2.2.1 Características Geométricas dos Recheios Estruturados Corrugados

Os recheios estruturados são constituídos de chapas metálicas finas, corrugadas, perfuradas ou não, e organizadas de modo paralelo umas em relação às outras no interior da coluna. A superfície destas pode ser lisa, texturada, com nervuras ou perfuradas e essas corrugações são inclinadas em relação ao eixo da torre e suas chapas adjacentes são posicionadas de tal maneira que as corrugações se situem de maneira contrária. Esses elementos podem ter de 8 a 12 polegadas de altura e são colocados na torre de modo que dois elementos adjacentes estejam posicionados com uma rotação de 90° , um em relação ao outro

- geometria da corrugação - O tamanho da corrugação é de grande importância, pois em função dessa geometria é que ocorre uma maior ou menor resistência ao escoamento. Quanto menores B, h e S (veja Figura 1), menor a abertura, maior o número de chapas (maior área de contato) e mais eficiente o recheio. Porém, com aberturas mais estreitas, há a redução dos espaços vazios, aumentando a resistência ao escoamento do gás (ou vapor) ascendente, levando a uma menor capacidade e podendo ocasionar problemas de entupimento e de corrosão (Kister, 1992).

A relação entre B e h e entre S e h e o ângulo da corrugação definem a geometria do canal de escoamento e a região de contato líquido-vapor. Essa geometria se mantém constante num mesmo tipo de recheio, mas diferenciam-se entre as diversas famílias de recheios estruturados. O ângulo da corrugação varia de 28° a 45° , sendo o ângulo de 45° o mais comum.

A relação base/altura da mesma pode variar entre 2:1 e 4:1. Em alguns recheios, como os da Montz[®], o vértice do topo do triângulo mostrado na Figura 1 é arredondado, a fim de reduzir o atrito e evitar o acúmulo de líquido nas bordas. Atualmente, muitos fabricantes têm oferecido recheios com ângulo de corrugação de 60° para aumentar a capacidade e, assim, satisfazer as necessidades de aumento de produção.

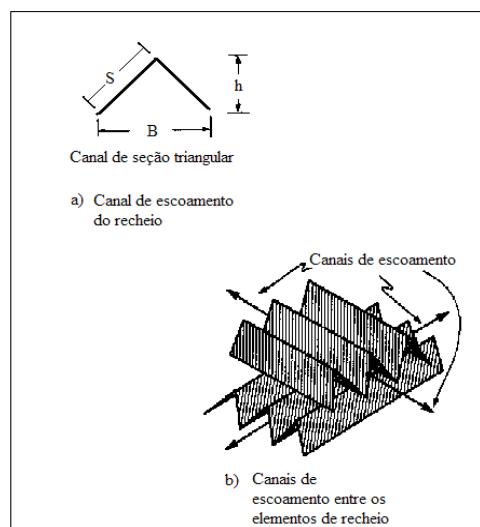


Figura 1. Geometria da corrugação: a) seção reta do canal de escoamento; b) arranjo do canal do escoamento na coluna (Fair e Bravo, 1990 – Figura adaptada).

- geometria do elemento - Pelo fato de as chapas serem corrugadas, o escoamento do líquido e do vapor, através de um único elemento, se dá sobre uma série de planos paralelos. Para que esse escoamento seja uniforme em todos os planos, cada elemento de recheio estruturado sofre uma rotação de 90° em relação ao imediatamente inferior. O ângulo de rotação e a altura dos elementos afetam o espalhamento do líquido em um recheio estruturado. Por essa razão, a altura dos elementos é relativamente baixa (tipicamente variando de 8 a 12 polegadas) e o ângulo de rotação de 90°. Em cada elemento, as corrugações das chapas ficam inclinadas em relação ao eixo da torre, em geral formando um ângulo de 45°. Esse ângulo é suficientemente grande para uma boa drenagem do líquido, evitando bolsões estagnantes e regiões de acúmulo de líquido. É, contudo, pequeno o bastante para evitar que o vapor *bypass* as superfícies metálicas.
- características das superfícies – Muito poucos recheios estruturados apresentam uma superfície lisa. A maioria tem um tratamento de superfície a fim de melhorar as suas características de molhabilidade, aumentando assim a área superficial efetiva do recheio. Experimentos em laboratório baseados em taxas de absorção mostraram que tanto a eficiência na transferência de massa quanto a área efetiva aumentam nas superfícies metálicas texturadas (McGlamery, 1988, *apud* Nicolaiewsky, 1999).

2.2.2 Tipos de Recheios Estruturados

O Mellapak® e o Mellapak Plus® são recheios feitos de chapa metálica perfurada, com sulcos na sua superfície, são fabricados pela Sulzer Chemtech (Suíça) e apresentam uma grande aplicabilidade nos processos de separação a vácuo. O Mellapak Plus® apresenta uma série de vantagens com relação ao Mellapak® devido às suas corrugações serem mais próximas do eixo vertical, permitindo que o vapor ascenda 25% mais lentamente pelo recheio, contribuindo para uma redução na perda de carga e oferecendo assim uma maior eficiência de separação.

Outros recheios como o Sulzer BX®, Sulzer DX® e o Katapak® apresentam também larga utilização. Os dois primeiros são aplicados em processos de separação a vácuo, e o último em destilação catalítica, pois entre suas corrugações, há um local específico para a inserção de catalisadores.

Fabricado pela Koch-Glitsch, há o Flexipac® e o Gempak®, semelhantes aos da Sulzer. Ambos apresentam elevada eficiência de separação e baixa queda de pressão, podendo ser fabricados de metal corrugado, cerâmica ou plástico. Nos testes com o Flexipac®, constataram que este recheio é mais eficiente na seção de topo da coluna, indicando uma pior distribuição do líquido à medida que este desce pelo recheio.

Os recheios da Montz, tal como o Montz-Pak® tipo B1, apresentam grande versatilidade, oferecendo elevada capacidade e baixa queda de pressão, que em contraste com os recheios Mellapak®, Flexipac® e Gempak®, apresentam corrugações sinusoidais em vez de pontiagudas. As superfícies não são perfuradas e têm ranhuras como uma matriz de pontinhos, em arranjo triangular.

O ISP® ou Intalox (*high performance structured packing*) apresenta corrugações bem achatadas, com vértices arredondados e superfícies texturadas, com pequenos furinhos. Tem o aspecto de ralador de queijo e os canais formados pelas corrugações são descontraídos ao longo do elemento do recheio. É fabricado pela Koch-Glitsch e está disponível em metal, em três tamanhos. Nos testes de molhabilidade com vários

líquidos de propriedades físicas bem distintas, realizados por Nicolaiewsky (1999), foi o que apresentou o melhor desempenho para a maioria dos líquidos testados. Os recheios estruturados também podem ser feitos de plástico, cerâmica ou carbono, sendo que cada tipo de material é utilizado em ocasiões específicas tais como:

- Metal: Os recheios de aço carbono são escolhidos para serviços não corrosivos, apresentam maior eficiência e capacidade que os de cerâmica, grande variedade de geometrias e alta resistência mecânica. Já os recheios de aço inoxidável são bem mais caros que os de aço carbono, e apresentam características bem semelhantes aos anteriores.
- Cerâmica: São menos usuais por serem quebradiços e apresentam um número limitado de geometrias, mas são resistentes a elevadas temperaturas, excelente molhabilidade e distribuição de líquido (Nicolaiewsky, 1999), mas tem elevado custo.
- Plásticos: São menos resistentes a temperatura e alta aplicabilidade em seções de esgotamento, absorção e destilação a vácuo.

2.3 - Estimativa de Eficiência de Colunas contendo Recheio Estruturado

Um dos trabalhos pioneiros na avaliação do desempenho de recheios estruturados foi realizado por Meier e colaboradores (1977), testando a eficiência da transferência de massa do recheio Mellapak 250Y[®]. Nesse estudo, foram realizados testes a refluxo total em uma coluna de destilação de 2,5m de diâmetro e 11m de altura, equipada com Mellapak 250Y[®], em substituição a anéis do tipo Pall de 2in. Foram utilizados nos testes misturas de cis/trans-decalina e clorobenzeno/etilbenzeno, abrangendo uma extensa faixa de pressão e vazões de vapor.

Os resultados dos testes mostraram que o recheio Mellapak 250Y[®] fornece valores de HETP (Altura Equivalente a Prato Teórico) e de perda de carga aproximadamente a metade daqueles obtidos por recheios randômicos, além de apresentar capacidade 50% superior. A substituição dos recheios aumentou a pureza do produto de topo de 98 para 99,5% e de fundo de 97 para 98,5% e se a operação fosse realizada a refluxo parcial, com o incremento no número de estágios, a razão de refluxo seria reduzida em 18% e a capacidade aumentada em 54%. Os autores observaram também que não há problemas de *scale-up*, pois os resultados obtidos em uma coluna de 25,4cm de diâmetro são os mesmos para uma de 1m, usando-se o Mellapak 250Y[®] como dispositivo de contato líquido/vapor.

Bravo, Rocha e Fair (1985) desenvolveram um modelo para a estimativa de eficiência de transferência de massa para recheios estruturados do tipo tela metálica para colunas de destilação. Os autores consideraram que toda a superfície do recheio esteja completamente molhada e, por isso, a área efetiva superficial seria igual à área nominal do recheio. Além disso, o efeito da pressão não foi incorporado ao modelo, devido à principal aplicação desses recheios nos serviços a vácuo, envolvendo baixas taxas de líquido e gerando filmes finos com baixa resistência à transferência de massa, com baixa perda de carga. Foram usadas as relações tradicionais de transferência de massa, desenvolvidas para colunas de parede molhada, onde o líquido e vapor escoam em contracorrente.

Uma abordagem para *scale-up* de colunas de destilação laboratoriais, direto para escala industrial foi desenvolvida por Hufton, Bravo & Fair (1988), de modo a

minimizar os custos dos experimentos em escala piloto, contendo internos normalmente utilizados em escala industrial. Os autores utilizaram uma coluna de 0,025m de diâmetro com recheio estruturado do tipo tela metálica, com 0,58m de altura, na separação de etilbenzeno e clorobenzeno, operando a refluxo total. O método de *scale-up* proposto é baseado no modelo de Bravo, Rocha e Fair (1985), em que a resistência à transferência de massa na fase líquida é desprezada.

Sendo assim, o HETP é, aproximadamente, igual à altura da unidade de transferência de massa, em relação à fase vapor, que é calculada tendo-se o coeficiente de transferência de massa da fase vapor, obtido pelo modelo de Bravo, Rocha & Fair (1985), e a área específica efetiva do recheio. Também nesse modelo, a área efetiva do recheio é considerada igual à nominal. Desse modo, o HETP calculado, para a escala de laboratório, pode ser extrapolado para a industrial, conhecendo-se as velocidades superficiais da fase vapor nas duas escalas, assim como as áreas efetivas dos recheios das colunas de laboratório e industrial.

Bravo, Rocha & Fair (1992) propuseram uma correlação para estimar a área interfacial efetiva e, assim, calcular o k_l experimental e compará-lo com aquele obtido através da teoria da penetração. Os resultados mostram que a vazão de gás tem pouca influência sobre o k_l e que a teoria de penetração pode ser usada para estimar tal coeficiente, entretanto, faz-se necessário o uso de um fator de correção (C_E) sugerido por Rocha, Bravo & Fair (1993, 1996), que leva em conta as mudanças nas vazões de líquido que, por sua vez, afetam os tempos de residência.

Weiland & Ahlgren (1993) apresentaram novos dados para a transferência de massa de retenção de líquido para os recheios Goodle[®] e ChemPro's Montz A2[®], que é equivalente ao Sulzer BX[®]. As áreas interfaciais efetivas e os coeficientes de filme para o contato gás-líquido foram medidos pela vazão de vapor. Os resultados foram apresentados em termos de equações de regressão para o número de Sherwood como função do número de Reynolds e a área interfacial efetiva como função do fator de carga da coluna, que é o produto da velocidade superficial da fase vapor pela raiz quadrada da densidade dessa mesma fase. O modelo é consistente com os dados experimentais testados, entretanto discorda do proposto por Bravo, Rocha e Fair (1985), com relação ao coeficiente de transferência de massa da fase líquida.

Rocha, Bravo e Fair (1993) desenvolveram um modelo mecânico com o objetivo de analisar e projetar colunas de destilação contendo recheios estruturados do tipo metálico corrugado, podendo ser aplicado também para colunas de absorção e de esgotamento. Nesse artigo, a estimativa do *holdup* de líquido no recheio foi a peça chave para o desenvolvimento de correlações que pudessem medir a perda de carga, a capacidade e a eficiência da transferência de massa.

Para isso, foi adotado o fluxo nos canais do recheio como uma série de paredes molhadas cuja geometria dependesse do ângulo e do tamanho da corrugação, onde líquido e gás escoam em contracorrente. No desenvolvimento de seu modelo, Rocha, Bravo & Fair (1993) utilizaram a correlação de Shi & Mersmann (1985), adequando-a aos seus dados, podendo assim, medir a área interfacial disponível para transferência de massa e o *holdup* de líquido existente no recheio. Essas correlações levam em conta o tratamento de superfície, o ângulo de contato sólido-líquido, os dados geométricos do recheio, as propriedades físicas das fases líquida e vapor, assim como, suas vazões.

Com isso, foi possível a formulação de um modelo de perda de carga, ao longo da coluna, dentro da região de pré-carregamento e que mostrasse a capacidade máxima da coluna (*flooding point*), dando continuidade ao estudo realizado por Bravo, Rocha & Fair (1986 *apud* ROCHA; BRAVO; FAIR, 1993), em foi calculada a perda de carga em colunas secas. Todas as correlações foram desenvolvidas para o sistema ar-água e

validadas em uma coluna de destilação de 0,43m de diâmetro e 3m de altura, operando a refluxo total, na separação de ciclohexano e n-heptano, a diferentes pressões. Os valores de perda de carga e de *holdup* se adequaram bem aos experimentais, indicando que o modelo pode ser usado para vários líquidos (inorgânicos e orgânicos) dentro de uma ampla faixa de pressão e vazões.

Laso e colaboradores (1995) desenvolveram um estudo experimental com recheios estruturados Mellapak[®], onde foi medido o coeficiente de transferência de massa volumétrico k_{la_e} por meio do método NTU-HTU em uma coluna de 0,295m de diâmetro e 0,42m de altura do leito recheado. Essa coluna operou em regime contracorrente, na qual o oxigênio de água saturada foi esgotado por uma corrente de ar. Para avaliar o efeito da área específica em tal separação, três recheios foram utilizados, o Mellapak 155Y[®], 250Y[®] e 500Y[®]. O estudo de esgotamento foi conduzido a diferentes vazões de líquido (B) e velocidades de gás, de modo a avaliar, também, o efeito desses parâmetros no produto k_{la_e} .

Os resultados experimentais mostraram que o comportamento dos recheios estruturados é similar ao dos randômicos. Prova disto é que k_{la_e} aumenta quando as vazões de líquido são aumentadas, com velocidades de gás abaixo do ponto de pré-carregamento. Uma exceção para tal comportamento é exibida pelo recheio 125Y[®] que para B superiores a 0,01m/s, ocorre diminuição de k_{la_e} , efeito este atribuído às características geométricas do recheio que possui um diâmetro hidráulico superior ao dos outros recheios e que, por isso, demonstra um regime diferente de fluxo de líquido. Os autores propuseram duas correlações que retratam, quantitativamente, k_{la_e} em função de B, uma para o 250Y[®] e outra para 500Y[®] e compararam com o desempenho de recheios randômicos de igual área, concluindo que, de fato, recheios estruturados são superiores em termos de capacidade e eficiência.

Na segunda parte do artigo publicado em 1993 (Rocha, Bravo & Fair, 1996), desenvolveram um modelo em que os coeficientes de transferência de massa das fases gás e líquida e a área interfacial efetiva são as variáveis mais importantes. Alguns conceitos abordados na primeira parte do artigo, tais como espessura do filme líquido sob o recheio, espalhamento de líquido e *holdup* de líquido são também usados para a criação do modelo. Em 1985, Bravo, Rocha & Fair haviam assumido molhabilidade completa da superfície recheada, pois os recheios utilizados eram do tipo *gauze* (tecido metálico), cuja capilaridade causava espalhamento total de líquido, o que não ocorre no caso de recheios corrugados.

Assim, uma correlação foi proposta para avaliar o coeficiente de transferência de massa para a fase vapor, baseada na teoria da parede molhada. Para a fase líquida, cuja resistência à transferência de massa é negligenciada por muitos autores, foi utilizada a teoria da penetração com uma modificação no tempo de exposição, onde um fator leva em conta algumas partes do leito onde não há renovação rápida da superfície. Na avaliação da área superficial efetiva, foi utilizada a correlação de Shi & Mersmann (1985), modificada na primeira parte do artigo (Rocha, Bravo & Fair, 1993). Os valores de HETP gerados pelo modelo foram comparados a um grande banco de dados disponíveis na literatura que comporta vários tipos de recheios, tamanhos de colunas, misturas e condições operacionais, tendo apresentado boa adequação aos dados experimentais. O modelo falha ao representar sistemas contendo butano a altas pressões (20,4bar); este fato pode estar relacionado com os efeitos de mistura axial não cobertos pelo modelo.

Gualito *et al.* (1997) fizeram um refinamento do modelo proposto por Rocha, Bravo e Fair (1993 e 1996), os autores fizeram uma adaptação do modelo para prever o HETP e a queda de pressão na coluna a altas pressões, introduzindo um fator de

correção de densidade e um fator de área efetiva, aplicáveis para tais pressões. Gualito e seus colaboradores também adaptaram o modelo de Rocha, Bravo e Fair (1993, 1996) para calcular a eficiência da transferência de massa para recheios estruturados plásticos e cerâmicos. Eles afirmam que o processo de destilação é o mesmo e dependerá da real área de contato entre a fase líquida e o vapor, porém o material do recheio pode afetar a fração e a forma em que a fase líquida molha a superfície do recheio.

Com isso, novos parâmetros foram determinados para serem empregados em recheios metálicos, cerâmicos e plásticos. Todas as correções feitas com relação ao tipo de recheio e à pressão de operação forneceram um desvio médio de 19% para HETP e 25% para perda de carga, em relação aos 150 pontos experimentais do banco de dados testado.

Lockett (1998) desenvolveu um método aproximado, a partir do modelo teórico de Rocha, Bravo e Fair (1993, 1996) que se baseia na Teoria do Duplo Filme de transferência de massa. O modelo desenvolvido por Lockett é função apenas das propriedades físicas das fases líquida e vapor e da área superficial do recheio e possibilita a estimativa do HETP para uma vazão de vapor de 80% da vazão de inundação. Mesmo que a coluna opere a vazões de vapor diferentes da que corresponde a 80% da vazão de inundação, o HETP não varia muito com a vazão de vapor, mas com as propriedades físicas das fases líquida e vapor e com a pressão de operação. O modelo foi desenvolvido assumindo que a inclinação da curva de equilíbrio fosse igual à unidade. Desse modo, o fator de *stripping*, a refluxo total, também seria igual à unidade. Lockett recomenda que se o sistema a ser destilado possui constante de equilíbrio diferente da unidade, deve-se recorrer ao modelo original de Rocha, Bravo e Fair (1993, 1996).

O comportamento hidráulico de vários recheios estruturados, de diferentes geometrias, foi investigado experimentalmente por Verschoof *et al.* (1999). Os dados do sistema ar-água foram empregados para os estudos hidráulicos conjuntamente com os dados de destilação do sistema ciclohexano/n-heptano que proveram informações adicionais de transferência de massa e da hidrodinâmica desses recheios.

Esse estudo teve a finalidade de superar as limitações dos modelos existentes na literatura que prevêm a perda de carga e a taxa de transferência de massa somente para região de pré-carregamento. Foi proposta uma correlação para identificação do ponto de pré-carregamento, função do diâmetro hidráulico do canal triangular do fluxo de gás, das velocidades superficiais das fases, líquida e vapor, das propriedades físicas dessas fases e do ângulo de corrugação. Adicionalmente, outra correlação foi desenvolvida para o cálculo da perda de carga acima do ponto de pré-carregamento, usando-se um fator de correção. A comparação dos dados experimentais com aqueles gerados pelas correlações desenvolvidas indica que, para fins de projeto de engenharia, o modelo de Verschoof *et al.* (1999) representa bem a hidráulica de recheios estruturados.

Olujić e colaboradores (1999) desenvolveram um modelo para predição da transferência de massa global em recheios estruturados, baseados na sua macrogeometria. O diâmetro hidráulico de um canal triangular formado pela interseção de duas placas corrugadas foi utilizado como comprimento característico nas correlações hidrodinâmicas e de transferência de massa. Foram usadas as mesmas correlações de Rocha, Bravo e Fair (1996) para estimar as velocidades efetivas das fases gás e líquida, assim como, a correlação do coeficiente de transferência de massa para a fase líquida (k_l), baseada na teoria da penetração. Com relação à estimativa do *holdup* de líquido, foi assumido como sendo o produto da área superficial do recheio e da espessura do filme (determinado pela fórmula de Nusselt para filmes descendentes em paredes inclinadas, no regime laminar).

O *holdup* de líquido estimado por Rocha, Bravo & Fair (1993, 1996) foi relacionado com a perda de carga na coluna e no artigo de Olujić e colaboradores (1999), esses dois parâmetros são tratados de forma independente. A estimativa da área interfacial molhada é função da fração da superfície ocupada por vazios, pois a correlação foi desenvolvida com base nos dados do recheio da Montz[®] e da velocidade superficial do líquido. O coeficiente de transferência de massa para a fase vapor (k_g) é estimado dividindo-o em duas parcelas, para o regime laminar e para o turbulento, já que se assume que o regime de escoamento cobre a região de transição. Os autores mostram que seu modelo reproduz as mesmas tendências, com relação ao HETP, k_g e k_l que os modelos conhecidos. Entretanto, algumas melhorias devem ser feitas na área superficial efetiva que representa a chave para o sucesso de um modelo generalizado para a predição do desempenho de recheios estruturados.

Utilizando uma coluna de destilação em escala industrial de 1,2m de diâmetro, Fitz *et al.* (1999) realizaram uma análise de desempenho do recheio estruturado Mellapak 250Y[®] da Sulzer[®]. Nesse estudo, foram testados os sistemas o-xileno/p-xileno, ciclohexano/n-heptano e i-butano/n-butano. Os testes foram realizados a refluxo total com a pressão variando de 0,02 a 27,6bar em duas colunas distintas. Foram utilizados também dois tipos de distribuidores: para baixas e altas vazões de líquido. Os resultados de capacidade, eficiência de separação e perda de carga são apresentados e comparados aos modelos de Rocha/Gualito (1993, 1996, 1997), Billet/Schultes (1995, 1998) e Spiegel e Meier (1992, 1994, *apud* FITZ; KUNESH; SHARIAT, 1999). O modelo de Rocha/Gualito (1993, 1996, 1997) funcionou bem a pressões moderadas, porém previu um decréscimo na eficiência a altas pressões, assim como nos sistemas a vácuo, com baixas vazões de líquido. O modelo de Billet/Schultes (1995, 1998) se adequou de forma precisa aos dados experimentais de eficiência, exceto para os sistemas contendo butanos a 6,9 e 11,4bar e contendo xilenos a 0,02bar, nos quais a eficiência é subestimada. Esse modelo obteve sucesso graças à regressão de alguns parâmetros que são ajustados aos dados experimentais.

O modelo de Spiegel & Meier (1992, 1994) prediz bem os dados de perda de carga, exceto para altas pressões. Já o modelo de Rocha/Gualito (1993, 1996, 1997) prediz de forma eficiente os dados de perda de carga a altas pressões, entretanto, em pressões baixas e moderadas, o modelo de Spiegel e Meier (1992, 1994) se adequou melhor aos dados experimentais. Fitz e colaboradores (1999) também observaram uma região de aumento de HETP a pressões de 11,4bar nos sistemas contendo butano, sendo sensível ao modo de distribuição de líquido utilizado.

Olujić *et al.* (1999) realizou um estudo hidráulico com o recheio B1-250 da Montz[®] com o intuito de avaliar o efeito do diâmetro da coluna na perda de carga e na capacidade da mesma. Para isso, foi usado o sistema ar/água, à temperatura ambiente, com colunas cujos diâmetros internos eram de 0,2m, 0,45m, 0,8m e 1,4m. Os resultados mostraram que a perda de carga aumentava, quando o diâmetro e, conseqüentemente, a capacidade diminuía. O autor observou que esse efeito se intensificava para diâmetros inferiores a 1m e quando a altura de um elemento de recheio se aproximava do diâmetro da coluna. Tais resultados indicaram que dados experimentais obtidos em escalas laboratoriais e/ou piloto superestimam a perda de carga e, conseqüentemente, o diâmetro, quando se quer projetar unidades industriais.

Segundo o autor, o aumento da perda de carga em colunas de menor diâmetro pode ser atribuído ao grande número de mudanças de direção do fluxo gasoso e aumento da retenção de líquido nas proximidades da parede, devido aos *wall wipers* (chicanas para redirecionar o líquido de volta para a coluna), o que diminui a área transversal livre para a passagem de gás. Essa situação pode ser minimizada,

aumentando-se o ângulo da corrugação, reduzindo-se a altura do elemento de recheio ou aumentando-se as dimensões da corrugação. Olujić *et al.* (1999) afirma que seu modelo introduz o efeito do tamanho da coluna e prediz resultados conservadores para a escala industrial, porém, para colunas de pequeno diâmetro, seu modelo deve ser aprimorado, pois tende a superestimar a capacidade, se comparado aos dados experimentais.

A equação de Lockett (1998) foi modificada por Carrillo e colaboradores (2000) para a estimativa de HETP para recheios estruturados. A modificação na equação permite a estimativa de eficiência para vários recheios e diversas áreas superficiais, e não tão somente para o Flexipak[®] da Koch para o qual a equação havia sido originalmente desenvolvida. Outro fator de correção proposto corrige o efeito da pressão nos sistemas ciclohexano/heptano e clorobenzeno/etilbenzeno.

Outra correlação para o recheio Sulzer BX[®] também foi proposta por Carrillo e colaboradores (2000) para estimativa de HETP de recheios do tipo tecido metálico, baseada em dados de desempenho do recheio Sulzer BX[®] como sendo função da vazão de vapor (fator de grande influência no HETP de recheios de tecido metálico), da densidade das fases líquida e vapor, assim como da pressão do sistema. Os valores de HETP calculados pela equação se ajustaram bem aos dados experimentais da literatura.

Fair e colaboradores (2000) realizaram um estudo comparativo entre os modelos desenvolvidos na Universidade do Texas em Austin (modelo SRP) e na Universidade de Tecnologia de Delft, na Holanda (modelo Delft) para misturas de ciclohexano e n-heptano, operando a refluxo total. Nesse estudo, foram testadas várias pressões, variando do vácuo a altas pressões, com recheios da Montz[®] de ângulos de 45° e 60° com a horizontal, áreas superficiais de 250 e 400m²/m³, feitos de metal expandido perfurado ou *shallow embossed* não-perfurado.

Os resultados mostraram que o modelo SRP superestima a perda de carga e subestima a eficiência de transferência de massa, enquanto o modelo Delft prediz valores de HETP superiores para as condições de vácuo do que para as condições atmosféricas, o que em si já contradiz tudo o que se sabe a respeito de recheios estruturados (Orlando Jr., 2007). Com relação aos ângulos de corrugação, o modelo SRP se adequou melhor aos experimentos realizados com recheios de 45° e o de Delft, aos de 60°.

De um modo geral, ambos os modelos estimam valores para HETP bastante próximos quando o ângulo de corrugação é modificado, evidenciando que tal parâmetro não influi muito na transferência de massa, diferentemente do observado experimentalmente. Os autores acreditam que a correta estimativa da área superficial efetiva é a chave para a confiabilidade dos modelos. Para tanto, é sugerida a adaptação da correlação de Onda (1968 *apud* FAIR *et al.*, 2000) para recheios estruturados.

Com o intuito de testar a influência da geometria de corrugação no desempenho dos recheios BSH (metal expandido perfurado) e B1 (superfície com sulcos rasos, não-perfurada), Olujić e colaboradores (2000) testaram e estudaram também o efeito do ângulo de corrugação, da área superficial e do tratamento de superfície na perda de carga, na capacidade e na eficiência de transferência de massa desses recheios, com diferentes áreas (250-400m²/m³) e ângulos (45° e 60°). A maioria dos dados de desempenho publicados, até então, era baseada no ângulo de corrugação de 45°, em áreas de 220-250m²/m³ e alguns fabricantes já produziam alguns recheios de 60°, na tentativa de aumentar a capacidade dos mesmos.

Experimentos conduzidos com o sistema ciclohexano-heptano, a refluxo total, foram realizados em uma coluna com altura de leito de 3,3m, variando-se a pressão de 0,33 a 4,14bar. Os resultados mostraram que o aumento da pressão melhora a transferência de massa com o aumento da vazão de vapor utilizada, entretanto, esse

efeito não é válido para recheios de alta área específica, pois a eficiência destes últimos se mantém praticamente independente da vazão de vapor, até as proximidades do ponto de pré-carregamento. Em relação ao aumento do ângulo de corrugação, há uma diminuição suave da perda de carga com o aumento da capacidade e do HETP. Constatou-se que a presença de vazios na superfície do recheio BSH aumentava sua capacidade frente ao B1, em contrapartida, este apresentou valores de HETP menores do que o BSH, na região de pré-carregamento, devido ao seu tratamento de superfície e à sua geometria.

Pelkonen *et al.* (2001) fizeram uso de informações técnicas para o projeto de colunas de destilação em escala piloto, apresentando o perfil de composição da destilação de misturas como metanol/acetonitrila/água, metanol/2-propanol/água, operando a refluxo total, em colunas recheadas (Sulzer BX[®], Montzpak[®] e Rombopak[®]) à pressão atmosférica. A contribuição de seu estudo se situa nos perfis de composição obtidos na coluna que podem ser usados para investigação do equilíbrio de fases e dos efeitos de transferência de massa, quando a carga contém azeótropos.

Algumas modificações em recheios estruturados foram propostas por Olujić *et al.* (2001) com o propósito de aumentar a capacidade dos mesmos, sem perda de eficiência, tendo sido escolhido o recheio B1 da Montz[®] para alcançar tal objetivo. Os autores propuseram, como mudanças estruturais do recheio, a inserção de placas lisas entre as corrugadas, seja na parte inferior ou na superior do elemento de recheio, assim como o aumento da relação altura/base dos canais triangulares da placa corrugada em comparação à geometria padrão do recheio B1.

Foi apresentado um novo recheio, o Montz-Pak M[®], que apresenta curvaturas na parte inferior de suas placas corrugadas (a fim de minimizar a turbulência entre as fases e entre os elementos de recheio). Para determinar a eficiência de cada recheio, foram realizados testes, a refluxo total, com o sistema ciclohexano/n-heptano, à pressão atmosférica, em uma coluna com diâmetro de 0,43m e 3,3m de altura de leito recheado.

Os testes hidráulicos foram conduzidos em uma coluna de 0,45m de diâmetro e 2,0m de altura de leito recheado com o sistema ar/água. Os resultados dos testes hidráulicos mostraram que houve aumento na capacidade, com a inserção das placas lisas entre as corrugadas. Entretanto, houve perda de eficiência, causados pela má distribuição do líquido quando as placas estavam na parte superior do elemento e por problemas de “entupimento” entre as fases, líquida e vapor, na transição entre os elementos, quando as placas se encontravam na parte inferior. Já os resultados do recheio Montz-Pak M[®] foram bem promissores, pois aumentou a capacidade em 20% em comparação com o recheio B1 original.

Olujić e colaboradores (2003) descreveram um estudo experimental realizado com a nova geração dos recheios de alta capacidade da Montz[®]. A característica principal desses recheios é a curvatura suave na parte inferior da corrugação com o aumento do diâmetro hidráulico. Outro desenvolvimento que tem sido utilizado no projeto de recheios estruturados é a redução da espessura de suas placas. Uma coluna de 3,3m de altura e 0,43m de diâmetro foi utilizada, operando nos testes, a refluxo total, na separação de ciclohexano/n-heptano a 0,17, 0,33, 1,03 e 4,14bar.

Os resultados mostram que os recheios com placas mais finas apresentam melhor eficiência do que os de geometria padrão, operando praticamente com a mesma capacidade. Os recheios de alta capacidade se mostraram aptos a operar com altas vazões de vapor, entretanto o ganho de capacidade é acompanhado por perda de eficiência que é mais pronunciado no ponto de pré-carregamento. Estima-se que o recheio com área superficial maior (350m²/m³) e modificados geometricamente tenham uma redução de 10-20% na eficiência se comparados aos recheios com geometria

padrão. Já em relação à capacidade, ter-se-ia um ganho de 30% para uma perda de carga de 3mbar/m.

Murrieta e colaboradores (2004) estudaram o esgotamento de uma corrente de água por uma corrente de ar, usando recheios do tipo Intalox[®], Flexipac[®] e Sulzer BX[®] em uma coluna de 0,43m de diâmetro e 2m de recheio. A contribuição de seu estudo está no fato de que, geralmente, na destilação, a resistência à transferência de massa encontra-se na fase vapor, entretanto, em sistemas com alta volatilidade, uma significativa porção da resistência global à transferência de massa se deve à fase líquida, sendo necessário estimá-la corretamente, segundo os autores. Experimentos foram conduzidos a diversas vazões de gás e de líquido de modo a se estimar o coeficiente de transferência de massa volumétrico k_{1a_e} .

Foi usada a correlação proposta por Bravo, Rocha & Fair (1992) para estimar a área interfacial efetiva e, assim, calcular o k_1 experimental e compará-lo com aquele obtido através da teoria da penetração adaptada por Rocha, Bravo & Fair (1993,1996). Os resultados mostram que a vazão de gás tem pouca influência sobre k_1 e que a teoria de penetração pode ser usada para estimar tal coeficiente, entretanto, faz-se necessário o uso de um fator de correção (C_E) sugerido por Rocha, Bravo & Fair (1993,1996), que leva em conta as mudanças nas vazões de líquido que, por sua vez, afetam os tempos de residência.

Os valores de C_E encontrados por Murrieta *et al.* (2004) variam entre 1,0 e 2,0 para os recheios estudados. Os autores afirmam que poucos experimentos são realizados com líquidos diferentes da água e que tal verificação experimental torna-se necessária. Assim, o modelo proposto leva em conta propriedades físicas, tais como difusividade, viscosidade, densidade e tensão superficial.

Uma avaliação completa do modelo Delft foi feita por Fair e colaboradores (2000), mostrando que tal modelo superestima a área de transferência de massa em recheios estruturados. Para remediar isto, Olujić e colaboradores (2004) adaptaram a correlação de Onda (1968 *apud* Olujic *et al.*, 2004) para recheios estruturados. De modo a testar a nova correlação obtida, experimentos a refluxo total, com a mistura ciclohexano/n-heptano, foram realizados na coluna de destilação da Universidade do Texas, com diâmetro nominal de 0,43m, variando a pressão de 0,33 a 4,14bar. Foram usados como internos, os recheios B1[®] e o BSH[®] da Montz, com áreas nominais de 250 e 400m²/m³ e ângulos de corrugação de 45° e 60°, respectivamente.

Com os resultados experimentais, Olujić e colaboradores (2004) [que ainda não se adequavam aos calculados pela equação de Onda (1968) modificada] fizeram uma nova mudança na correlação, incorporando os efeitos da área superficial, do ângulo de corrugação e da pressão operacional. Essa nova modificação foi satisfatória, pois houve concordância entre os resultados experimentais e os valores de HETP obtidos pelo modelo, com exceção dos estimados para o recheio B1-400.60 (400m²/m³ e 60°), em que o modelo falhou em prever a eficiência, a baixas vazões de vapor em qualquer nível de pressão. Os autores atribuem essa falha à dificuldade de molhabilidade da superfície para o tipo de recheio da série B1.

Com base nos modelos e dados experimentais encontrados na literatura, Wang e colaboradores (2006) propuseram um método para estimativa da área interfacial efetiva de recheios estruturados sob pressões elevadas. Tal modelo é uma modificação da correlação de Rocha, Bravo e Fair (1993,1996), em que a razão de densidades das fases líquida e gás e a velocidade da fase gasosa foram incorporadas, parâmetros estes, influenciáveis pelo aumento da pressão operacional. Para validação do método, dados experimentais foram obtidos em uma coluna do FRI (*Fractionation Research Inc.*) de

1,2m de diâmetro e 3,78m de altura, equipada com o recheio Mellapak 250Y[®], usando o sistema C₄/i-C₄ na faixa de 0,69-2,76MPa.

O modelo de Gualito *et al.* (1997) também foi utilizado nessa comparação, por ser considerado o melhor modelo para estimativa da área interfacial efetiva até o momento. Os resultados mostraram, no entanto, que o modelo de Wang *et al.* (2006) se adequou mais aos dados experimentais do que o de Gualito e colaboradores (1997), revelando que os parâmetros incorporados à correlação de Rocha, Bravo & Fair (1993,1996) são de extrema importância para avaliação da área efetiva de transferência de massa, nos sistemas de destilação sob altas pressões.

O estudo realizado por Torres (2007) verificou o grau de afastamento dos dados de HETP dos recheios fornecidos pelo fabricante Sulzer, para sistemas de destilação a vácuo, para cortes lubrificantes, possibilitando o uso de fatores de correção ajustáveis ao dimensionamento de colunas industriais, além de analisar as modificações realizadas na unidade da LUBNOR.

A autora utilizou os modelos de transferência de massa de Bravo, Rocha e Fair (1993,1996) e Olujić *et al.* (2004), e verificou que ambos apresentam boa concordância entre si, tendo previsto de modo satisfatório a separação do petróleo menos viscoso, chamado de petróleo A. Quanto aos petróleos mais densos e, portanto, mais viscosos, não houve boa concordância. Sendo assim, a fim de garantir o desempenho dos recheios estruturados em colunas industriais, o trabalho de Torres (2007) identificou a necessidade de desenvolvimento de correlações mais representativas para o cálculo de viscosidades para cortes de petróleos muito viscosos, assim como um aprimoramento no projeto dos internos associados a esses recheios (especialmente, os distribuidores de líquido).

Orlando Jr. *et al.* (2008) realizaram um estudo de estimativa de HETP da mesma unidade utilizada no presente trabalho, situada no LADEQ-EQ/UFRJ. Trata-se de uma coluna de destilação contendo o recheio estruturado Sulzer DX, para separação de uma mistura de hidrocarbonetos C₈-C₁₄. Através de simulações utilizando o software PRO II e dos testes experimentais, estabeleceu-se o HETP experimental que foi comparado aos obtidos pelos diversos modelos testados. Dentre estes, foram escolhidos os modelos de transferência de massa de Bravo, Rocha e Fair, (1985); Rocha, Bravo e Fair, (1993, 1996); Carlo, Olujić and Pagliant, 2006 e Olujić *et al.*, (2004), além do modelo empírico de Carrillo *et al.* (2000).

Com relação aos modelos teóricos, o HETP avaliado através da correlação de Olujić *et al.* (2004) apresentou menores desvios com relação ao experimental (desvio em torno de 24%), enquanto o modelo empírico de Carrillo *et al.* (2000) apresentou desvios da ordem de 12%. Porém, com a proposta de modificação no cálculo da área efetiva de transferência de massa para o modelo de Bravo, Rocha e Fair (1985), os desvios obtidos foram de 8%, permanecendo uma boa alternativa para a estimativa de desempenho dos recheios de tela metálica.

CAPÍTULO III – MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo é apresentada a descrição da unidade de destilação QVF, com suas características antes e pós - modificações (*revamp*), além das inovações propostas a fim de aperfeiçoar o processo, seu modo de operação, as características do recheio estruturado Sulzer DX e do sistema de controle *WinErs*. Inicialmente, serão apresentadas as curvas de destilação ASTM D1160 e HT-750 das cargas e dos óleos individuais.

3.1 Cargas e curvas de destilação ASTM D1160 e HT-750

As cargas utilizadas no presente trabalho foram cedidas pela Unidade de Lubrificantes da REDUC – Refinaria Duque de Caxias – por intermédio da Engenheira Química Lilian Carmen Medina, responsável pelo Laboratório de Avaliação de Petróleos do CENPES/PETROBRAS, onde foram realizadas todas as análises, tanto para a caracterização das cargas como dos produtos.

A partir de um estoque de 50 litros de cada óleo lubrificante, *spindle*, neutro leve e *bright stock*, e de 100 litros do neutro médio, as cargas foram obtidas através da mistura destes óleos como descrito na Tabela 1, em termos de fração volumétrica. Foi, então, denominada de carga leve a mistura de *spindle* e neutro leve; a carga média, composta de *spindle*, neutro leve e neutro médio e a pesada por neutro leve, neutro médio e *bright stock*.

Tabela 1. Composição das cargas leve, média e pesada em fração volumétrica

Carga	Volume (L)	Componentes	Composição (%Volume)
Leve	50	<i>Spindle</i>	0,6
		Neutro leve	0,4
Média	50	<i>Spindle</i>	0,3
		Neutro leve	0,5
		Neutro Médio	0,2
Pesada	50	Neutro leve	0,1
		Neutro Médio	0,5
		<i>Bright stock</i>	0,4

As cargas misturadas foram analisadas através da destilação física ASTM D1160 (%V) fornecendo assim uma curva PEV (ponto de ebulição verdadeiro), conforme mostra a Tabela 2, e os componentes individuais da cada carga também foram avaliados, sendo o *spindle*, o neutro leve e o neutro médio através do método ASTM D1160 (%V), enquanto o neutro leve, o neutro médio e o *bright stock*, através da destilação simulada (DS) HT-750 - %m (metodologia proposta pelo CENPES/ PETROBRAS). A caracterização do neutro leve através da HT-750 foi também necessária para facilitar a

interpretação dos resultados que serão apresentados no Capítulo V. A caracterização completa das cargas e dos componentes individuais encontra-se nos Anexos A e B.

As análises de viscosidade e densidade foram também realizadas tanto para as cargas quanto para os óleos individuais, que compõem as misturas.

As análises através da destilação ASTM D1160 e a destilação simulada HT-750 (DS HT-750) são de grande importância, pois servem como dados de entrada na etapa de simulação, conforme será descrito no Capítulo V.

Os métodos de destilação simulada fornecem informações bastante confiáveis, em um intervalo de tempo menor, simulando um processo de destilação, através do uso da cromatografia gasosa, em que os componentes da amostra eluem na coluna cromatográfica em ordem crescente de pontos de ebulição. Com isso, um cromatógrafo a gás funciona como uma unidade de microdestilação altamente eficiente (Ferreira & Aquino Neto, 2005).

A análise cromatográfica por destilação simulada deve ser capaz de fornecer como resultado final, uma curva de destilação semelhante àquela gerada pelo método convencional (PEV – Ponto de Ebulição Verdadeiro), embora o PFE (Ponto Final de Ebulição) alcançado pela DS seja bem mais elevado, devido ao fato de que a curva tenha sido gerada em um intervalo de tempo menor.

Entre os métodos de destilação simulada reconhecidos pela ASTM, destacam-se o ASTM D2887 e o ASTM D3710, enquanto os métodos HT-750 e D2887E (D2887 estendido) não são reconhecidos, cada um sendo aplicado para uma faixa de temperatura. No caso da DS HT-750, ela é aplicável para gasóleos e óleos lubrificantes, tais como, neutros leve, médio, pesado e *bright stock*, podendo atingir uma faixa de operação de 750°C.

Tabela 2. Análise das cargas leve, média e pesada através da Destilação ASTM D1160 e análises de viscosidade e densidade

Método	Ensaio	Carga Leve	Carga Média	Carga Pesada
ISO 12185	Densidade (°API)	23,2	22,6	21
	Densidade Relativa (a 20/4°C)	0,911	0,9144	0,9243
D 445	Viscosidade (mm ² /s)			
	a 30°C		48,38	
	a 40°C	22,03		134,6
	a 50°C	14,93	29,79	66,30
	a 60°C	10,68	13,69	39,53
ASTM D1160	Destilação (%V)			
	PIE	333,0	340,1	378,9
	5	355,6	364,9	417,9
	10	362,7	372,0	428,5
	20	371,9	384,6	441,4
	30	381,1	394,3	446,8
	40	390,4	404,2	453,8
	50	399,8	413,2	459,0
	60	408,8	423,7	466,6
	70	418,9	432,9	476,1
	80	429,7	441,8	497,8
90	441,8	451,5	562,5	
94,1	-	-	598,3	
95	451,1	458,1	378,9	

PFE 99%	464,9	464,6	417,9
---------	-------	-------	-------

Fonte: Laboratório de avaliação de Petróleos CENPES/PETROBRAS.

3.2 - Descrição da unidade experimental

A unidade de destilação foi adquirida através do projeto CTPETRO, intitulado OTIMDEST, que tinha como objetivo a otimização da destilação de óleos pesados para obtenção de óleos lubrificantes básicos, através da rota do hidrefino.

Esse projeto foi concebido através de um convênio com FINEP, PETROBRAS e UFRJ, esta representada pela FUJB (Fundação Universitária José Bonifácio). Com a verba disponibilizada pela FINEP, foi adquirida a coluna de destilação da empresa alemã QVF *Engineering*. A unidade de destilação QVF encontra-se no LADEQ (Laboratório do Departamento de Engenharia Química – UFRJ). Em sua versão original, a coluna possuía diâmetro nominal de 40mm e 2,2m de altura. A coluna opera continuamente e apresenta grande versatilidade em termos de pressão operacional, variando desde a pressão atmosférica até vácuo de 10mbar, e em termos de alimentação da carga, podendo esta ser introduzida em três lugares diferentes, no topo, na seção intermediária, ou no fundo da coluna.

Algumas modificações foram realizadas na coluna de destilação que serão apresentadas posteriormente. Uma foto da coluna (antes da *revamp*) pode ser observada na Figura 2.

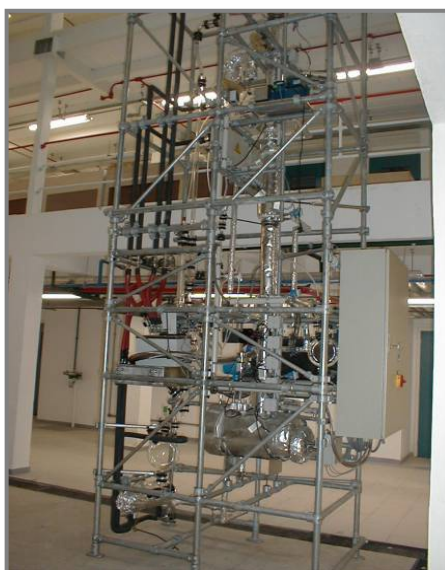


Figura 2. Unidade de destilação QVF

A coluna possui como dispositivo de contato o recheio estruturado Sulzer DX. Este é constituído de chapas de tecido metálico corrugado, que são montadas paralelamente uma as outras, em camadas circulares de mesmo diâmetro da coluna de tal maneira que seja inserido no interior da coluna sem folga. O líquido é distribuído no topo da coluna, formando um filme que escoar sobre a superfície do recheio, enquanto o vapor sobe pelo mesmo através das superfícies molhadas (Caldas & Paschoal, 1991).

O recheio pode ser visualizado na Figura 3 e suas características geométricas estão descritas na Tabela 3.



Figura 3. Recheio estruturado Sulzer DX

Tabela 3. Características geométricas do recheio Sulzer DX

Geometria do Leito Recheado	
Área superficial do recheio (m ² /m ³)	900
Base da corrugação do recheio (m)	6,40E-03
Altura da corrugação do recheio (m)	2,90E-03
Porosidade do recheio	0,937
Ângulo da corrugação (°)	60,0
Ângulo efetivo de fluxo líquido (°)	68,8
Altura de um elemento de recheio (m)	0,055
Altura do leito recheado (m)	2,2
Faixa de diâmetro recomendado	0,030-0,125 m

Fonte: Orlando Jr (2007)

A coluna possui um sistema operacional de controle de processos denominado *WinErs*, instalado em um computador de uso exclusivo da unidade QVF. Através do *WinErs*, pode-se fixar o *setpoint* de cada variável manipulável do processo, tais como pressão de operação, temperatura do refeedor, vazão de alimentação, razão de refluxo, a máxima diferença entre as temperaturas do óleo térmico e da água de resfriamento do mesmo, e as temperaturas das jaquetas de aquecimento da coluna.

O sistema *WinErs* também é capaz de armazenar os dados do experimento sob forma de relatórios, o que permite ao usuário ter acesso ao histórico do processo, incluindo os perfis de pressão, temperatura, perda de carga entre outros, além de apresentar sinais de alarme na tela do computador, caso ocorra alguma irregularidade no sistema, durante a operação.

A Figura 4 mostra o sistema *WinErs* e a descrição de alguns dos seus pontos de controle encontram-se na Tabela 4.

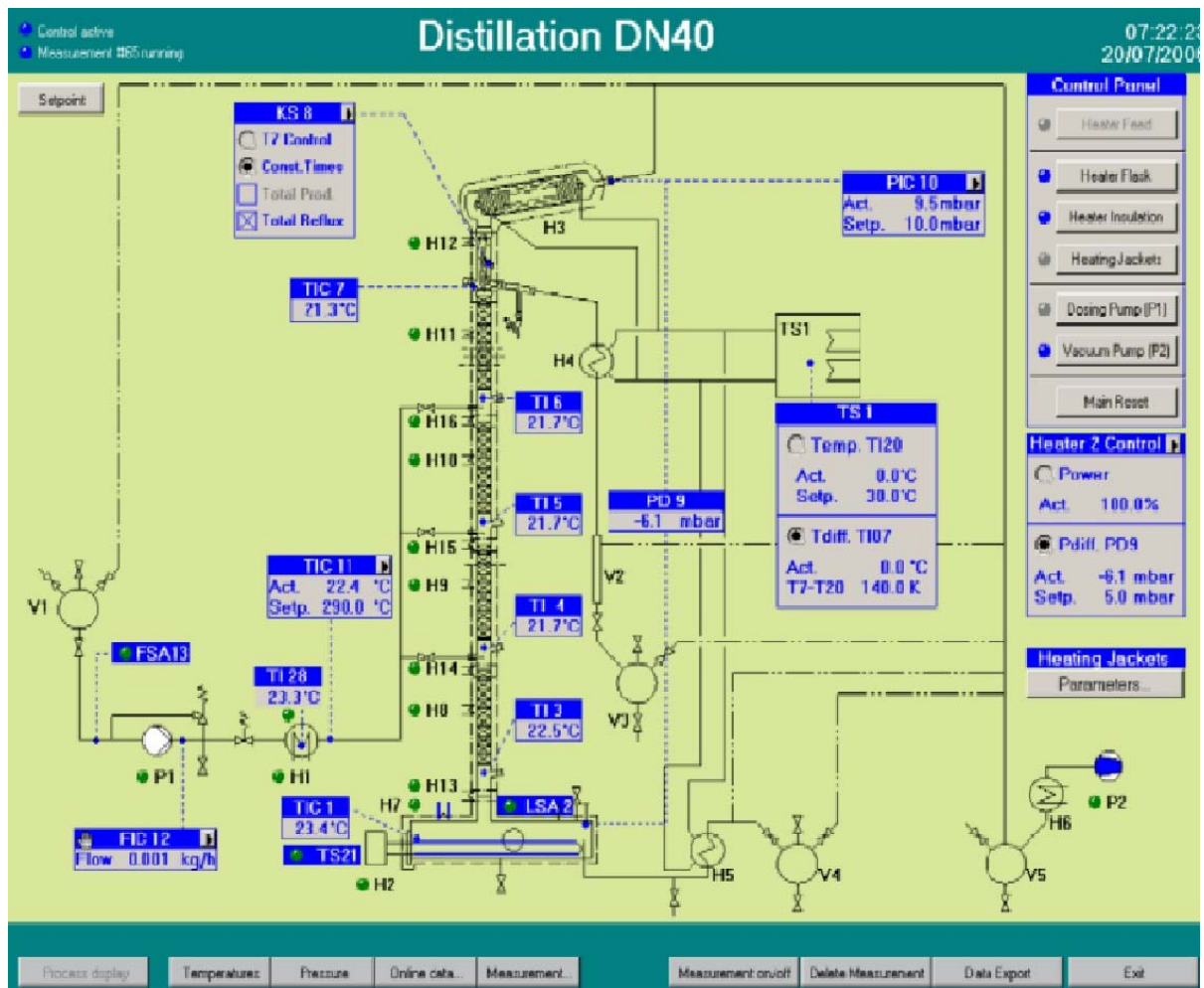


Figura 4. Sistema de controle WinErs

Tabela 4. Pontos de controle e medida da unidade de destilação QVF

TAG	Descrição
TIC-1	Controlador da temperatura do líquido no refeedor
LS-2	Controlador do nível do refeedor
TI-3 a TI-6	Medidor da temperatura do vapor ao longo das seções recheadas
TIC-7	Controlador da temperatura do vapor de topo
KS-8	Divisor de refluxo de topo
PDIC-9	Controlador da perda de carga na coluna
PIC-10	Controlador da pressão no topo da unidade
TIC-11	Controlador da temperatura da carga
FIC-12	Medidor da vazão da carga
FSA-13	Controle do medidor da vazão de alimentação
TIC-14 a TIC-19	Controlador de temperatura das <i>heating jackets</i>
TI-20	Medidor de temperatura do óleo térmico
TSA-21	Limitador da temperatura do refeedor
PI-22	Medidor da pressão no refeedor
TIC-23 a TIC-26	Controlador de temperatura das <i>heating jackets</i>
SQI-27	Controlador de velocidade de rotação da bomba de alimentação
TIA-28	Medidor da temperatura do pré-aquecedor da carga

A partir dos relatórios obtidos na etapa de simulação utilizando o *software* PRO II[®], foram estabelecidas as condições operacionais a serem testadas na parte experimental e que são utilizadas como dados de entrada no *WinErs*, *software* de controle da coluna.

A coluna operava com perfil máximo de temperatura de 250°C no condensador (total), devido à restrição quanto ao tipo de vidro utilizado na válvula solenóide que opera o divisor de fluxo, no topo da coluna.

O trabalho anterior a este, na qual foi utilizada uma mistura de óleos lubrificantes básicos, neutro médio e *bright stock*, processada por Orlando Jr. (2007) não conseguia atingir o equilíbrio com essa configuração, pois o ponto de orvalho da mistura era de 267°C, ou seja, superior aos 250°C controlados pelo *WinErs*. A fim de que o projeto junto a PETROBRAS pudesse ser concluído, a unidade de destilação QVF teve que sofrer algumas modificações (*revamp*).

Assim, uma nova válvula solenóide foi construída, desta vez de aço inoxidável, de modo a suportar temperaturas superiores a 250°C e o *software WinErs* foi ajustado para temperatura máxima no condensador de 280°C.

Antes da *revamp*, a carga podia ser alimentada em três posições: no meio da coluna (posição a), na parte central da seção de enriquecimento (posição b) e na parte central da seção de esgotamento (posição c), porém, com o intuito de flexibilizar o processo, também foi introduzida uma retirada lateral na seção de topo da coluna podendo-se então retirar um produto intermediário nesse ponto, conforme mostram as Figuras 5 e 6.

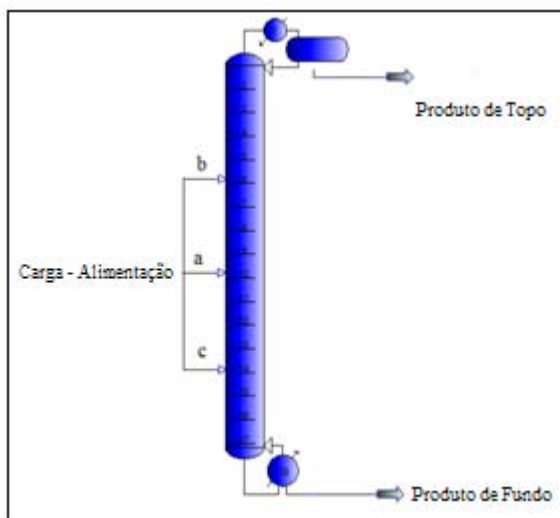


Figura 5. Modelo da coluna antes da *revamp*

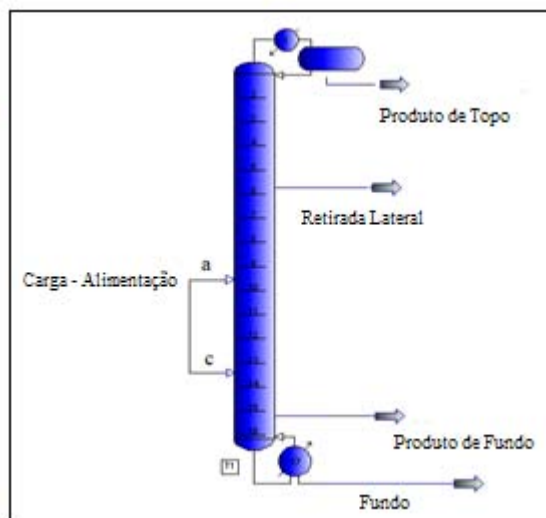


Figura 6. Modelo da coluna após a *revamp*

Outro problema que precisou ser resolvido é que, durante o aquecimento no procedimento de partida, a carga contida no refeedor se expandia e extravasava a chicana por onde se recolhia o produto de fundo. Assim, quando se iniciava a operação contínua da unidade, o produto de fundo era misturado à carga que estava no refeedor.

Para isso, tentou-se resolver esse problema, em primeira instância, amostrando o produto de fundo diretamente do refeedor, pois se achava que, depois de finalizado o experimento, o que estava no refeedor já seria o produto de fundo. Contudo, avaliou-se que a potência do refeedor (2,4kW) era insuficiente para transformar totalmente o conteúdo do mesmo (12 litros de mistura alimentada) em produto de fundo, pois

análises dessa amostragem ainda indicavam semelhança com a carga. Um fato interessante é que unidades contínuas de laboratório em geral não necessitam de um volume tão grande no refeedor, facilitando, por exemplo, à chegada ao regime permanente, em um período de tempo menor. Nesse caso, para se conseguir operar, levava-se 3 horas para alcançar 350°C no fundo e mais cerca de 2 horas para o perfil de temperatura se estabelecer na coluna a refluxo total.

A solução encontrada, então, foi a idealização de uma retirada lateral no final da seção recheada no fundo da coluna, e o custo dessa operação foi a remoção de 4 elementos de recheio, ou seja, 0,22m de altura, significando a perda de estágios teóricos, com isso, a altura do leito recheado passou a ser de 2,0m de altura, diferente do informado na Tabela 3, na qual mostra as características originais da coluna e do recheio.

Assim, o refeedor passou de parcial para total na unidade de destilação, pois o produto de fundo não mais era retirado através dele, conforme indicam as Figuras 5 e 6.

A Figura 7 mostra uma esquematização da coluna antes e após a *revamp*, onde o vaso A assinalado pode conter, quando em operação, os superleves não-condensáveis e já o vaso B, recolhe o produto de topo. Enquanto os vasos C e D, adicionados na *revamp* da unidade, possuem a função de recolher o produto da retirada lateral de topo (vaso C) e o produto de fundo, não mais retirado do refeedor, mas do fundo da coluna.

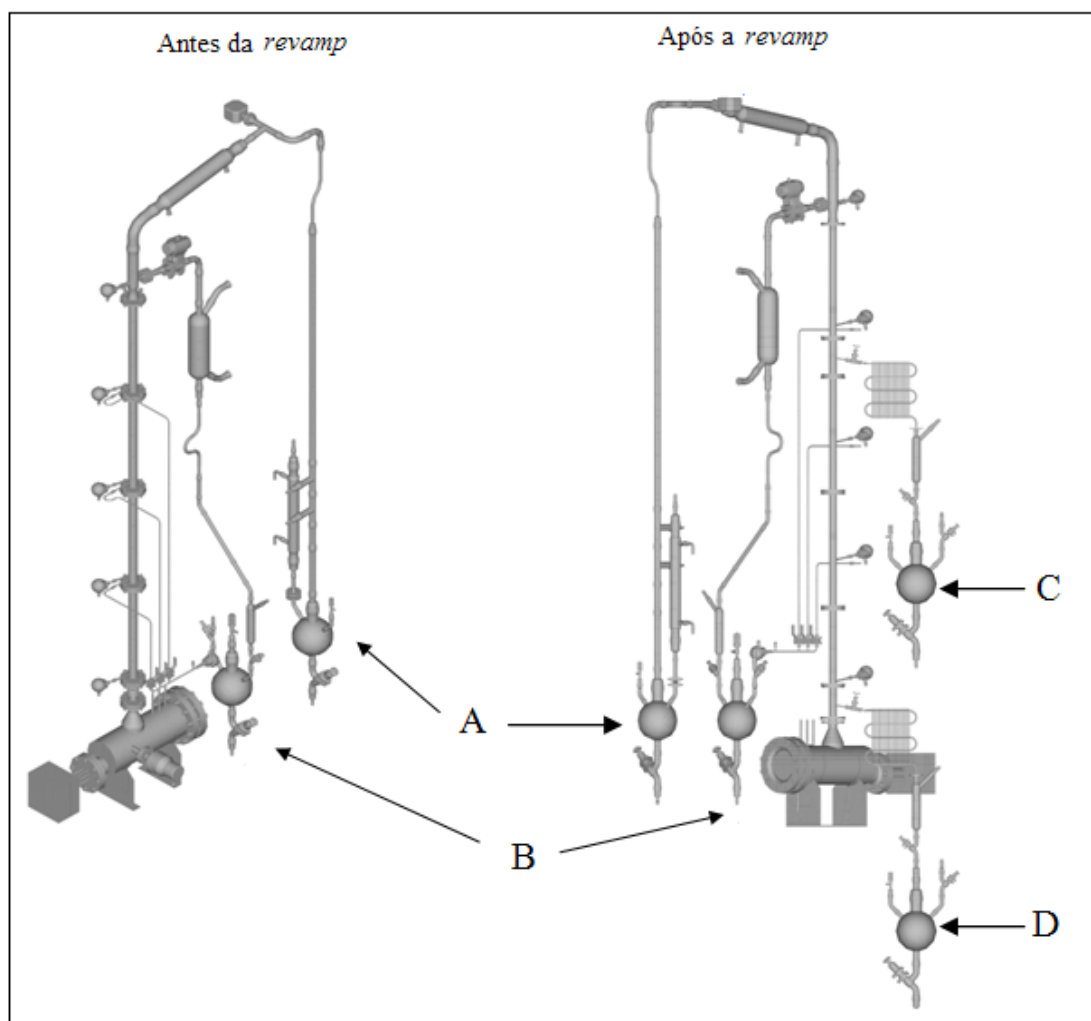


Figura 7. Esquematização da coluna antes e após a *revamp*

Assim, várias combinações de alimentação e retirada de produtos podem ser realizadas, porém, caso essa nova retirada lateral esteja em funcionamento, fica inviabilizada a alimentação da coluna na posição b, indicada na Figura 6.

Com as modificações (*revamp*) realizadas na unidade, esta continuou apresentando alguns problemas operacionais que dificultaram os experimentos, no caso da separação dos óleos lubrificantes. Dentre estes, o que dispendeu mais tempo foram as tentativas para se alcançar uma baixa pressão, a fim de se operar dentro dos limites de temperatura do condensador e do refeedor.

No início dos testes pós-*revamp*, a pressão da coluna encontrava-se em torno de 100mbar, devido aos vazamentos presentes na unidade. Tais vazamentos foram de difícil detecção, e em uma tentativa de saná-los, foi necessário avaliar todas as juntas metálicas e de vidro da coluna com seus respectivos alinhamentos.

Além desses alinhamentos, foi proposta uma nova configuração do *manifold*, que tem a função de equalizar as pressões entre a coluna e os balões de coleta dos produtos. O modelo original, por ser constituído de várias conexões, era um local de entrada de ar em potencial. O novo *manifold*, desenvolvido pelo CENPES/PETROBRAS, foi feito de aço inox, com soldas, em vez de conexões, o que impossibilitaria a entrada de ar e pode ser visualizado na Figura 8.



Figura 8. *Manifold* original e o novo modelo em aço inox soldado

Os experimentos foram realizados apenas com a carga leve, pois a menor pressão que se conseguiu obter na coluna após a *revamp* foi de 48mbar, o que inviabilizaria a separação das cargas média e pesada.

Vários outros problemas surgiram, tais como a falha no sistema operacional *WinErs* que teve de ser reinstalado e o exaustor da unidade que parou de funcionar, todos esses contratempos somaram mais de seis meses sem operação.

Com tantas dificuldades e visando evitar problemas futuros, foram sugeridas algumas inovações para aperfeiçoar o processo, tais como um sistema de reuso de água para resfriamento do óleo térmico. A água de torneira que antes era jogada fora, agora segue para uma caixa d'água que é bombeada para a coluna, trocando calor com o sistema de refrigeração LAUDA. A água quente, antes de retornar para a caixa d'água, passa por um trocador de calor para resfriá-la conforme pode ser visualizado na Figura 9.



Figura 9. Sistema de refrigeração do óleo térmico com reuso de água da torneira

Outra proposta foi a instalação de uma nova bomba de vácuo em série, como mostra a Figura 10, com a bomba original da coluna, com o objetivo de se atingir pressões ainda menores. As duas bombas em série conseguem baixar a pressão até 5mbar, contudo essa pressão não é controlável pelo sistema *WinErs*. Isso permitiria a destilação de cargas mais pesadas, embora sem controle, o que seria inviável para fins de pesquisa.

Como o sistema de alimentação da unidade (também controlável pelo *WinErs*), apresentava problemas, a solução encontrada foi a introdução da carga através de uma bomba peristáltica, previamente calibrada, o que não causaria prejuízos ao processo. Os testes de calibração foram realizados exaustivamente com a carga leve a fim de se obter o valor da vazão desejada (1kg/h). A Figura 11 mostra uma foto da bomba peristáltica.

Sendo assim, com essas inovações e com a pressão controlável até 48mbar, a coluna foi posta em operação utilizando-se a carga leve.

Conforme já explicitado no parágrafo anterior, a carga é alimentada no refulador e depois de algumas horas para a estabilização do perfil de temperatura, a operação a refluxo total passaria a parcial para que se fossem recolhidos os produtos de topo e de fundo. Porém, ainda a refluxo total o produto de topo começou a ser recolhido, o que não deveria acontecer.



Figura 10. Bombas de vácuo original e a nova bomba em paralelo não controlável



Figura 11. Sistema de alimentação da carga calibrada manualmente

Tal fato ocorreu devido à nova válvula solenóide de aço inoxidável que não se ajustou muito bem na coluna e, portanto, mesmo a refluxo total, havia uma retirada contínua de produto de topo. Ainda assim, foi dada a continuidade ao experimento, o refluxo parcial foi acionado pelo *WinErs* e a bomba da alimentação foi posta a funcionar manualmente.

Infelizmente, o divisor de refluxo não funcionou, e mais uma vez o processo foi interrompido para que este fosse realinhado e testado com o eletroímã responsável pela abertura e fechamento da saída dos produtos.

Mesmo com as dificuldades em questão, os experimentos foram realizados e os seus resultados serão apresentados no Capítulo V.

3.3 - Operação da coluna QVF

A seguir, uma descrição sucinta das diversas etapas da operação da coluna de destilação: carregamento da unidade, procedimento de partida a refluxo total, operação contínua e término da operação.

- 1- Liga-se a bomba de vácuo e fixa-se a pressão em, aproximadamente, 400mbar para carregar o refeedor com a mistura a ser destilada;
- 2- Enche-se o refeedor em aproximadamente, 12 litros, fazendo-se vácuo na coluna;
- 3- Liga-se a bomba de vácuo e fixa-se a pressão de operação desejada;
- 4- Promove-se o aquecimento da mistura do refeedor (esta temperatura é definida na etapa da simulação com o *software* PRO II[®]);
- 5- Ligam-se as jaquetas de aquecimento da coluna, quando o ponto de bolha da mistura for alcançado e o vapor for subindo pela coluna;
- 6- Liga-se o banho térmico que direciona o fluido frio para o condensador quando o vapor atingir o topo da coluna, assim como, a água de resfriamento do fluido térmico;
- 7- Deixa-se a unidade em refluxo total até que seja atingido o perfil de temperatura desejado na coluna, de acordo com a simulação da corrida no regime permanente;
- 8- Com o perfil estabilizado, espera-se aproximadamente 30 minutos em refluxo total, para que se comprove a estabilização da temperatura e da pressão da unidade;
- 9- Depois disso, a operação contínua é iniciada, fixando-se a razão de refluxo, a temperatura, a posição e a vazão da alimentação;
- 10- Mede-se a vazão de produto de topo, e assim, mediante um balanço de massa, determina-se a vazão do produto de fundo;
- 11- Opera-se continuamente a coluna até esgotar o balão de alimentação;
- 12- Ao final, os produtos obtidos são pesados para comparar o balanço de massa.

CAPÍTULO IV – MODELOS PARA ESTIMATIVA DE HETP EM COLUNAS DE DESTILAÇÃO COM RECHEIOS ESTRUTURADOS

O cálculo da eficiência de transferência de massa está relacionado com o contato contracorrente e com as taxas de transferência entre as fases líquida e vapor. Para isso, pode-se utilizar o conceito de HETP - altura equivalente a um prato teórico (Caldas, 2003).

O HETP é definido como a razão entre a altura do leito recheado e o número de estágios teóricos para efetuar determinada separação, que pode ser determinado através de cálculos rigorosos ou aproximados, como McCabe–Thiele. Após a estimativa do HETP, pode-se prosseguir com o projeto detalhado da coluna de recheio.

A eficiência de uma torre recheada depende basicamente de vários fatores, dentre estes a geometria do recheio, as vazões de líquido e de vapor e as propriedades físicas dos fluidos.

A partir da geometria e do tipo de recheio, pode-se definir a área superficial do recheio. Com o aumento da área superficial do recheio, o HETP diminui, e consequentemente, a eficiência aumenta. Assim, recheios randômicos menores ou recheios estruturados com canais mais estreitos apresentam maiores áreas e, portanto, mais eficientes.

As vazões de líquido e vapor determinam a razão L/V , que deve ser constante na região de pré-carregamento. Nos estudos para estimativa de eficiência de recheio, a relação L/V é constante, pois são realizados a refluxo total.

Normalmente, para recheios randômicos, essas vazões não influenciam de maneira significativa, porém no caso dos estruturados, o HETP aumenta com o inventário de líquido na coluna, principalmente nos recheios de tecido metálico.

De acordo com Caldas e colaboradores (2003), existem basicamente quatro métodos gerais para a previsão da eficiência de uma torre recheada em escala comercial, são eles:

- Comparação com uma instalação similar e para a qual os dados de desempenho estejam disponíveis;
- Uso de um método empírico ou estatístico de previsão de eficiência;
- Extrapolação direta de dados experimentais, obtidos cuidadosamente em planta piloto e
- Através de modelos de transferência de massa teóricos ou semi-teóricos.

Conforme pode ser observado na Figura 12, há o decréscimo da eficiência do recheio do tipo tecido metálico, quando há o aumento das vazões, e em certo ponto, há um aumento muito acentuado do HETP, indicando que a partir daí, há inundação na coluna.

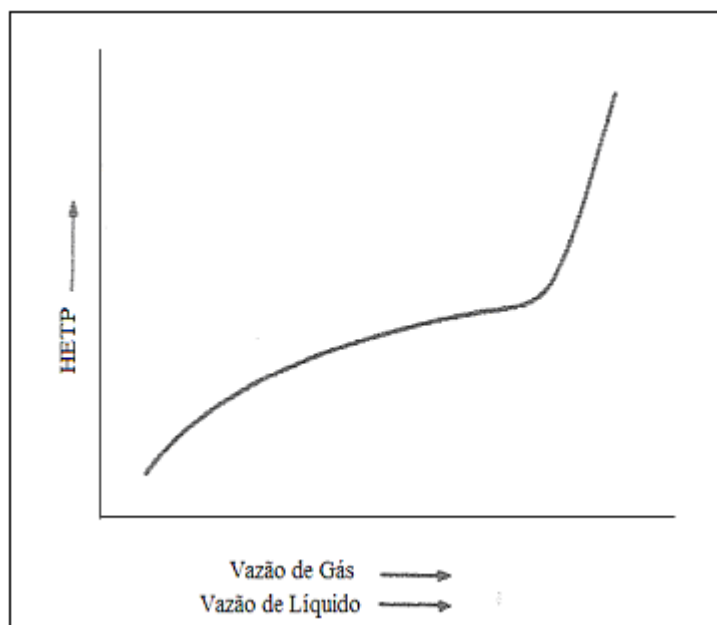


Figura 12. Variação do HETP em função da vazão das fases líquida e vapor (Kister,1992 – Figura adaptada)

4.1 HETP através de métodos empíricos

4.1.1 Correlação de Carrillo *et al.* (2000)

Uma das correlações empíricas mais importantes para estimativa de HETP é a de Carrillo *et al.* (2000), para estimativa de eficiência de recheios do tipo tecido metálico, baseada em dados de desempenho do recheio Sulzer BX.

Nesse estudo, os autores desenvolveram um banco de dados com os sistemas cis/trans-decalina, etilbenzeno/estireno, o-xileno/p-xileno, metanol/etanol, ciclohexano/heptano e etilenoglicol/propilenoglicol, numa faixa de pressão de 20 a 760mmHg e para um fluxo de vapor tal que o fator de carga da fase vapor (F_v) fosse igual a $1,5\text{m/s}(\text{Kg/m}^3)^{0,5}$

A correlação de Carrillo e colaboradores é representada pela equação 1:

$$HETP = \frac{P\sqrt{\rho_l}}{(2712 + 82,0P) \left[1 + 1,505 \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right)^{0,25} \right]^2} F_v^{0,42} \quad (1)$$

Na qual: HETP é a altura equivalente ao prato teórico, m

P é a pressão do sistema, mmHg

F_v é o fator de carga da fase vapor, $\text{m/s}(\text{kg/m}^3)^{0,5}$

ρ_l é a densidade da fase líquida, kg/m^3

ρ_v é a densidade da fase vapor, kg/m^3

O HETP é usualmente determinado em função do termo F_v , definido por:

$$F_v = u_{gs} \sqrt{\rho_v} \quad (2)$$

Sendo que u_{gs} é a velocidade superficial da fase vapor em m/s, fornecida pela equação 3.

$$u_{Gs} = \frac{4M_G}{\rho_G \pi d_c^2} \quad (3)$$

4.2.2 HETP através de modelos de transferência de massa rigorosos

O desempenho de colunas recheadas é normalmente expresso pelo HETP. De acordo com a Teoria do Duplo Filme, a relação entre o HETP e a altura da unidade de transferência de massa para a fase vapor (HTU_G) e para a fase líquida (HTU_L) é dada por Wang *et al.* (2005):

$$HETP = \frac{\ln \lambda}{\lambda - 1} (HTU_G + \lambda HTU_L) \quad (4)$$

Onde λ é o fator de esgotamento definido como a razão entre a inclinação da curva de equilíbrio e a inclinação da reta de operação, expresso pela equação 5.

$$\lambda = \frac{m}{(L/V)} = \frac{\alpha_{lk}}{[1 + (\alpha_{lk} - 1)x_{lk}]^2} \left(\frac{V}{L} \right) \quad (5)$$

Sendo:

$$\alpha_{lk} = \frac{y_{lk}/x_{lk}}{y_{hk}/x_{hk}} \quad (6)$$

Na qual: m é a inclinação da curva de equilíbrio

L é a vazão de líquido, kgmol/s

V é a vazão de vapor, kgmol/s

α_{lk} é a volatilidade relativa do componente chave leve

x_{lk} é a fração molar do componente chave leve na fase líquida

y_{lk} é a fração molar do componente chave leve na fase vapor

x_{hk} é a fração molar do componente chave pesado na fase líquida

y_{hk} é a fração molar do componente chave pesado na fase vapor

Com a combinação da equação 4 com as definições de HTU_G e HTU_L , baseadas na força motriz para transferência de massa através dos filmes líquido e gasoso no modelo do Duplo Filme, pode-se chegar à expressão para o HETP (equação 7).

$$HETP = \frac{\ln \lambda}{\lambda - 1} \left(\frac{u_{gs}}{k_G a_e} + \lambda \frac{u_{ls}}{k_L a_e} \right) \quad (7)$$

Sendo u_{gs} e u_{ls} as velocidades superficiais em m/s, das fases líquida e vapor, respectivamente, definidas pelas equações 3 e 8:

$$u_{Ls} = \frac{4M_L}{\rho_L \pi d_c^2} \quad (8)$$

em que M_G é a vazão mássica da fase vapor, kg/s
 M_L é a vazão mássica da fase líquida, kg/s
 d_c é o diâmetro da coluna, m

e k_G e k_L são os coeficientes de transferência de massa das fases vapor e líquida, respectivamente, e a_e é a área interfacial efetiva provida pelo recheio à transferência de massa.

Assim, a equação 7 depende dos cálculos de área superficial efetiva do recheio e na predição dos coeficientes de transferência de massa das fases líquida e vapor. No presente trabalho foram escolhidos os modelos de Rocha, Bravo e Fair (1985 – modificado por Orlando Jr., 2007), Olujić *et al.* (2004), Olujić *et al.* (2004 – modificado por Orlando Jr., 2007) e o modelo empírico de Carrillo *et al.* (2000).

4.2.3 Modelo de Bravo, Rocha & Fair (1985 – modificado)

Bravo, Rocha e Fair (1985) desenvolveram o primeiro modelo para estimativa de eficiência de colunas contendo recheios estruturados do tipo tecido metálico, no caso Sulzer BX. O modelo é baseado na teoria do duplo filme, onde k_G é determinado via transferência de massa em colunas de parede molhada, enquanto k_L se baseia na teoria da penetração, em que o tempo de exposição é tomado como o tempo de residência para o líquido passar pelas corrugações de um elemento de recheio a outro. O coeficiente de transferência de massa para o lado gás é dado pela expressão

$$Sh = 0,0338 Re^{0,8} Sc^{0,333} \quad (9)$$

em que Sh é o número de Sherwood, Re é o número de Reynolds e Sc o de Schmidt, definidos pelas seguintes expressões:

$$Sh = \frac{k_G d_{eq}}{D_G} \quad (10)$$

$$Re = \frac{d_{eq} \rho_G (u_{G,ef} + u_{L,ef})}{\mu_G} \quad (11)$$

$$Sc = \frac{\mu_G}{\rho_G D_G} \quad (12)$$

em que d_{eq} – diâmetro equivalente dos canais triangulares de fluxo das fases líquida e vapor, m

D_G – difusividade da fase vapor, m^2/s

k_G – coeficiente de transferência de massa da fase vapor, m/s

μ_g – viscosidade da fase vapor, kg/m·s

Os parâmetros hidráulicos dos canais do recheio são definidos pelas expressões de diâmetro equivalente (d_{eq}) e perímetro molhado:

$$d_{eq} = Bh \left[\frac{1}{B + 2S} + \frac{1}{2S} \right] \quad (13)$$

$$P = \frac{P_t + P_d}{2} \quad (14)$$

$$P_t = \frac{4S + 2B}{Bh} \quad (15)$$

$$P_d = \frac{4S}{Bh} \quad (16)$$

em que B – base da corrugação, m

S – lado da corrugação, m

h – altura da corrugação, m

p – perímetro disponível para fluxo das fases por unidade de área superficial da torre, m/m²

P_t – perímetro por unidade de área superficial da torre considerando a área transversal do canal do recheio como um triângulo, m/m²

P_d – perímetro por unidade de área superficial da torre considerando a área transversal do canal do recheio como um diamante, m/m²

A Figura 13 mostra os detalhes dos canais do recheio, considerando a área transversal de triângulo e de um diamante, assim como, suas características geométricas (S, B e h).

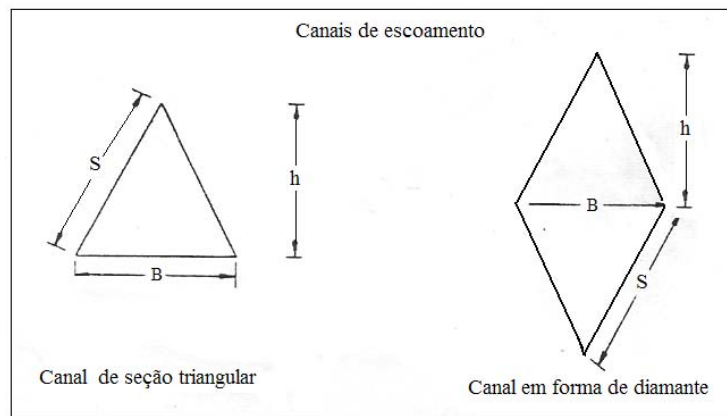


Figura 13. Seções transversais dos canais do recheio (Bravo, Rocha e Fair, 1985 – Figura adaptada)

A velocidade efetiva da fase vapor é calculada pela expressão

$$u_{G,ef} = \frac{u_{Gs}}{\varepsilon \sin \alpha} \quad (17)$$

em que: u_{Gs} – velocidade superficial da fase vapor, m/s

ε – porosidade do recheio

α – ângulo de corrugação, °

A velocidade efetiva da fase líquida no leito recheado é baseada na relação do filme descendente para fluxo laminar:

$$u_{L,ef} = \left(\frac{3\Gamma}{2\rho_L} \right) \left(\frac{\rho_L^2 g}{3\mu_L \Gamma} \right) \quad (18)$$

$$\Gamma = \frac{M_L}{P \cdot A} \quad (19)$$

Sendo: $u_{L,ef}$ – velocidade efetiva da fase líquida no leito recheado, m/s

g – aceleração da gravidade, m/s²

Γ – vazão de líquido baseada no perímetro molhado, kg/m·s

M_L – vazão mássica da fase líquida, kg/s

A – área da seção transversal da torre, m²

P – perímetro disponível para o fluxo das fases por unidade de área superficial da torre, m/m²

O coeficiente de transferência de massa para a fase líquida é dado pela teoria da penetração, pois os autores afirmam que a contribuição do líquido para a resistência total é, em geral, pequena na destilação e uma abordagem mais simples para estimativa do coeficiente seria aceitável, podendo ser, então, calculado pela expressão:

$$k_L = 2 \sqrt{\frac{D_L u_{L,ef}}{\pi S}} \quad (20)$$

Na qual D_L é a difusividade da fase líquida, m²/s.

Como o modelo (Rocha, Bravo e Fair, 1985) considera a molhabilidade total da superfície devido à ação capilar dos recheios do tipo tecido metálico, pode-se escrever

$$a_e = a_p \quad (21)$$

em que a_p é a área superficial nominal do recheio, m²/m³.

Dando continuidade ao trabalho de 1985, Rocha, Bravo & Fair (1993,1996) fizeram algumas modificações no modelo original, estendendo-o para o estudo de recheios do tipo Mellapak[®] (placa metálica). Entre as principais modificações, pode-se mencionar o *holdup* de líquido, cuja estimativa correta, segundo os autores, permite o desenvolvimento de modelos mais rigorosos para o cálculo da eficiência de recheios estruturados.

Diferentemente do primeiro modelo, Rocha, Bravo & Fair (1993,1996) classificam seu modelo como de segunda geração, em que a eficiência do recheio não pode ser estimada sem a determinação de alguns parâmetros inerentes à hidráulica do recheio (Orlando Jr., 2007).

O modelo de Rocha, Bravo & Fair (1993,1996) baseia-se na relação de Shi & Mersmann (1985) para avaliar a área superficial efetiva, válida para recheios do tipo placa metálica. Assim, os autores utilizam a seguinte correlação para prever a área molhada de superfícies de recheios do tipo tecido metálico, descartando a molhabilidade completa da superfície, assumida anteriormente por Bravo, Rocha & Fair (1985):

$$\beta = \frac{a_e}{a_p} = 1 - 1,203 \left(\frac{U_{Ls}^2}{S g} \right)^{0,111} \quad (22)$$

Sendo β – fração da superfície usada para transferência de massa

a_e – área superficial usada na transferência de massa, m^2/m^3
 a_p – área superficial nominal do recheio, m^2/m^3

Em seu estudo de análise de desempenho em coluna de laboratório contendo recheios estruturados, Orlando Jr. (2007) utilizou vários modelos para a estimativa de HETP, entre teóricos e empíricos. Em testes com mistura de hidrocarbonetos de composição conhecida da faixa do querosene (C10-C13), o autor concluiu que, dentre os modelos empíricos, o de Carrillo e colaboradores (2000) foi o que apresentou o menor desvio médio (12%) com relação ao HETP experimental. Dentre os modelos teóricos, a correlação de Rocha, Bravo e Fair (1985), com área superficial efetiva calculada pela correlação dos mesmos autores de 1993 e 1996, apresentou uma grande redução no desvio em relação ao HETP experimental, isto é, de 47% para 8% em média. Deve-se lembrar que o autor citado anteriormente menciona HETP experimental, enquanto que no presente trabalho, o HETP é chamado de HETP previsto (simulado).

Seguindo a mesma idéia, mas desta vez trabalhando apenas com misturas de óleos lubrificantes básicos, o presente trabalho utilizou também o modelo de Bravo, Rocha e Fair (1985) com o cálculo da área efetiva segundo o trabalho de 1993 e 1996, conforme proposto por Orlando Jr. (2007), isto é, aplicando-se o diâmetro hidráulico em cada caso, em vez do lado da corrugação. Essa alteração pode ser vista na equação 23:

$$\frac{a_e}{a_g} = 1 - 1,203 \left(\frac{U_{sl}^2}{d_{eq} g} \right)^{0,111} \quad (23)$$

Além da inserção do fator C_E de renovação de superfície na correlação de k_L , estimado por Murrieta *et al.* (2004).

$$k_L = 2 \sqrt{\frac{D_L u_{L,ef} C_E}{\pi S}} \quad (24)$$

onde $C_E = 0,7$

Os demais parâmetros do modelo tais como o coeficiente de transferência de massa da fase vapor, as velocidades efetivas da fase líquida e da fase vapor e os parâmetros hidráulicos dos canais de recheio foram conservados nesta modificação, cujo objetivo foi tornar mais realística a estimativa de HETP, considerando a molhabilidade superficial função da vazão de líquido empregada na separação.

4.2.4 Modelo de Olujić e colaboradores (2004)

O modelo Delft foi primeiramente desenvolvido por Olujić *et al.* (1997), tendo passado por aperfeiçoamentos (Olujić *et al.*, 1999-2004). Esse modelo, desenvolvido para recheios corrugados, considera o fluxo gasoso como um contínuo *zig-zag* através dos canais triangulares corrugados, devido à rotação dos elementos de recheio em um ângulo de 90° com relação ao elemento logo acima no leito (*apud* Orlando Jr., 2007). A Figura 14 mostra em detalhes a organização de um leito recheado, assim como a rotação de seus elementos, enquanto a Figura 15 mostra o movimento em *zig-zag* percorrido pelo fluxo gasoso.

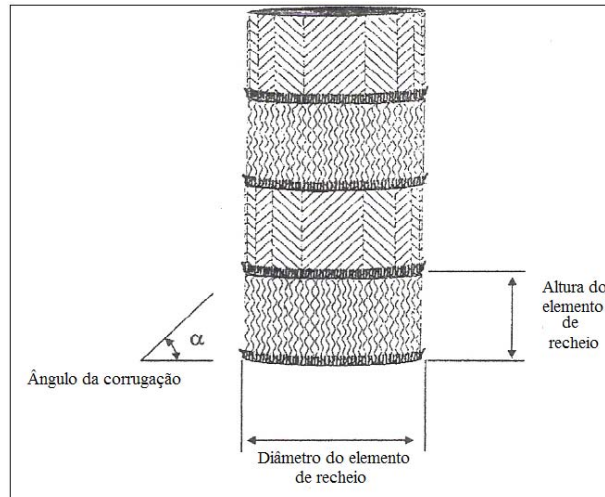


Figura 14. Ilustração geométrica dos elementos de recheio corrugado no leito (Olujić *et al.*, 1999)

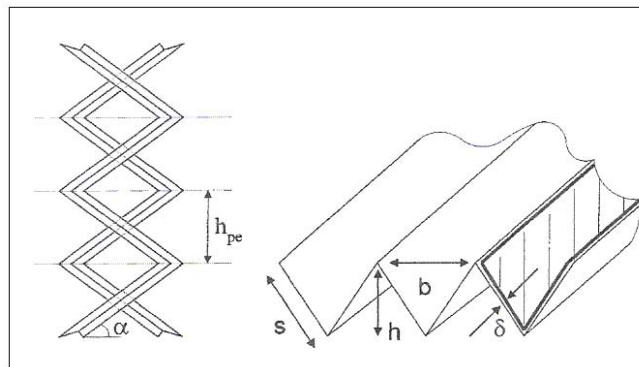


Figura 15. Geometria básica e dimensões do canal triangular do recheio estruturado (Olujić *et al.*, 1999)

Olujić e colaboradores (2004) definem alguns parâmetros geométricos do leito e do recheio em si para que se possam usar as correlações dos coeficientes de transferência de massa. Dentre esses, se destaca o comprimento do canal do fluxo de gás em um elemento de recheio, dado pela equação

$$l_{G,pe} = \frac{h_{pe}}{\sin \alpha} \quad (25)$$

onde $l_{G,pe}$ – comprimento do canal do fluxo de gás em um elemento de recheio, m
 h_{pe} – altura de um elemento de recheio, m
 α – ângulo de inclinação da corrugação do recheio, °

Há também o diâmetro equivalente (hidráulico) do canal triangular do fluxo gasoso, especificado pela altura (h), o lado (s) e a base (b) da corrugação, com os lados da corrugação, cobertos por um filme líquido de espessura constante, δ .

$$d_{hG} = \frac{\frac{(bh - 2\delta s)^2}{bh}}{\left[\left(\frac{bh - 2\delta s}{2h} \right)^2 + \left(\frac{bh - 2\delta s}{b} \right)^2 \right]^{0.5} + \frac{bh - 2\delta s}{2h}} \quad (26)$$

Onde d_{hG} – diâmetro equivalente (hidráulico) do canal triangular do fluxo gasoso, m

Os autores definem outro parâmetro que é a fração em forma de V da seção transversal do canal triangular de fluxo gasoso ocupado pelo filme líquido (φ), expresso pela equação

$$\varphi = \frac{2s}{b + 2s} \quad (27)$$

onde b – base da corrugação, m
 s – lado da corrugação, m

As velocidades efetivas das fases, líquido e vapor, usadas no modelo são definidas como

$$u_{Ge} = \frac{u_{Gs}}{(\varepsilon - h_L) \sin \alpha} \quad (28)$$

$$u_{Le} = \frac{u_{Ls}}{\varepsilon h_L \sin \alpha_L} \quad (29)$$

onde u_{Ge} – velocidade efetiva da fase vapor, m/s
 u_{Le} – velocidade efetiva da fase líquida, m/s
 h_L – *holdup* de líquido
 α_L – ângulo da linha de descida mais acentuada em que o líquido flui no recheio,°

Assim como no modelo de Brunazzi *et al.* (1997), a correlação de Spekuljak & Billet (1987) será usada para calcular α_L :

$$\alpha_L = \arctan \left[\frac{\cos(90 - \alpha)}{\sin(90 - \alpha) \cos \left[\arctan \left(\frac{b}{2h} \right) \right]} \right] \quad (30)$$

O *holdup* de líquido é estimado pelo produto entre a área nominal superficial do recheio e a espessura do filme líquido:

$$h_L = \delta \cdot a_p \quad (31)$$

onde δ – espessura do filme líquido, m

Olujić e colaboradores (1999) afirmam, baseados em evidências experimentais, que o *holdup* de líquido não é afetado significativamente pela vazão de gás na região de pré-carregamento, o que implica que a espessura do filme líquido pode ser determinada através de correlações desenvolvidas para filmes líquidos na ausência de fluxo de gás,

em contracorrente. Assumindo ser laminar o fluxo do filme líquido sobre a superfície recheada, a espessura do filme pode ser estimada pela correlação de Nusselt para filmes descendentes, adaptada para paredes inclinadas, podendo ser assim expressa:

$$\delta = \left(\frac{3\mu_L u_{Ls}}{\rho_L g a_p \sin \alpha_L} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (32)$$

Onde:

μ_L – viscosidade da fase líquida, kg/m·s

Tendo sido definidos todos os parâmetros geométricos e hidráulicos dos modelos, as correlações dos coeficientes de transferência de massa das fases líquida e vapor podem ser apresentados, assim como, a correlação para estimativa da área interfacial de contato entre as fases, líquido e vapor, usados na transferência de massa.

Olujić *et al.* (1997) inovou quando apresentou sua correlação para estimativa do coeficiente de transferência de massa para fase vapor, fazendo uma analogia com a transferência de calor. O autor leva em conta no modelo um fenômeno comum, a transição do regime laminar para o turbulento, de modo que o coeficiente de transferência de massa global da fase vapor é representado pela média das contribuições de fluxo individuais do regime laminar e turbulento:

$$k_G = \sqrt{k_{G,lam}^2 + k_{G,turb}^2} \quad (33)$$

com

$$k_{G,lam} = \frac{Sh_{G,lam} D_G}{d_{hG}} \quad (34)$$

e

$$k_{G,turb} = \frac{Sh_{G,turb} D_G}{d_{hG}} \quad (35)$$

onde k_G – coeficiente de transferência de massa global da fase vapor, m/s

$k_{G,lam}$ – coeficiente de transferência de massa da fase vapor no regime laminar, m/s

$k_{G,turb}$ – coeficiente de transferência de massa da fase vapor no regime turbulento, m/s

$Sh_{G,lam}$ – número de Sherwood para fase vapor no regime laminar

$Sh_{G,turb}$ – número de Sherwood para fase vapor no regime turbulento

d_{hG} – diâmetro hidráulico do canal triangular do fluxo gasoso, m

Os números de Sherwood para fase vapor no regime laminar e no regime turbulento são dados pelas expressões:

$$Sh_{G,lam} = 0.664 Sc_G^{1/3} \sqrt{Re_{Gvr} \frac{d_{hG}}{l_{G,pe}}} \quad (36)$$

$$Sh_{G,turb} = \frac{Re_{Gvr} Sc_G \frac{\xi_{GL} \varphi}{8}}{1 + 1,27 \sqrt{\frac{\xi_{GL} \varphi}{8} (Sc_G^{2/3} - 1)}} \left[1 + \left(\frac{d_{hG}}{l_{G,pe}} \right)^{2/3} \right] \quad (37)$$

com número de Schmidt para fase vapor como

$$Sc_G = \frac{\mu_G}{\rho_G D_G} \quad (38)$$

e número de Reynolds, baseado na velocidade relativa, expresso por:

$$Re_{Grv} = \frac{\rho_G (u_{Ge} + u_{Le}) d_{hG}}{\mu_G} \quad (39)$$

onde

ϕ – fração em forma de V da seção transversal do canal triangular de fluxo gasoso ocupado pelo filme líquido

μ_G – viscosidade da fase vapor, kg/m·s

ξ_{GL} – fator de fricção gás-líquido

Olujić *et al.* (1997) faz uso da expressão de Colebrook e White, para determinação do fator de fricção gás-líquido:

$$\xi_{GL} = \left[-2 \log \left[\frac{(\delta / d_{hG})}{3,7} - \frac{5,02}{Re_{Grv}} \log \left(\frac{(\delta / d_{hG})}{3,7} + \frac{14,5}{Re_{Grv}} \right) \right] \right]^{-2} \quad (40)$$

A resistência à transferência de massa na fase líquida é considerada desprezível por Olujić *et al.* (1997) e por isso é válida a Teoria da Penetração para sua estimativa. Para isso, Olujić *et al.* (1997) usa a mesma expressão de Bravo, Rocha & Fair (1985), na previsão do coeficiente de transferência de massa para fase líquida. Entretanto, o diâmetro equivalente do canal do recheio é modificado, assim como, o fator de renovação da superfície, que passa a ser $C_E \sim 1,1$:

$$k_L = 2 \sqrt{\frac{D_L u_{Le}}{\pi 0,9 d_{hG}}} \quad (41)$$

O último parâmetro a ser abordado para a estimativa do HETP pelo Modelo Delft é a área superficial efetiva de transferência de massa, parâmetro este que sofreu mudanças, ao longo dos anos. Na primeira versão do modelo, Olujić *et al.* (1997) postulou que a área efetiva não poderia exceder à nominal e que, no caso de distribuição inicial uniforme de líquido no leito, a má distribuição só ocorre a baixas vazões de líquido, sendo assim, o autor obteve uma relação empírica onde a porcentagem molhada do recheio é função da vazão de líquido:

$$a_e = a_p \frac{(1-\Omega)}{\left(1 + \frac{A}{(u_{Ls})^B} \right)} \quad (42)$$

Sendo:

Ω – fração de vazios na superfície do recheio

A, B – constantes dependentes do tipo e tamanho do recheio

Fair e colaboradores (2000) compararam os Modelos Delft e SRP, chegando à conclusão de que o Modelo Delft superdimensionava as áreas efetivas. Uma das

sugestões dos autores seria uma versão da correlação de Onda (1968), adaptada para recheios estruturados, para estimativa correta desse parâmetro. Seguindo a sugestão, Olujić *et al.* (2004) desenvolveram a seguinte correlação para estimativa da área efetiva:

$$a_e = (1 - \Omega) a_p \left[1 - \exp \left(-1,45 \left(\frac{0,075}{\sigma} \right)^{0,75} \text{Re}_L^{0,1} \text{Fr}_L^{-0,05} \text{We}_L^{0,2} \right) \right] \left(\frac{\sin 45^\circ}{\sin \alpha_L} \right)^n \quad (43)$$

com

$$n = \left(1 - \frac{a_p}{250} \right) \left(1 - \frac{\alpha_L}{45} \right) + \ln \left(\frac{(1 - \Omega) a_p \left[1 - \exp \left(-1,45 \left(\frac{0,075}{\sigma} \right)^{0,75} \text{Re}_L^{0,1} \text{Fr}_L^{-0,05} \text{We}_L^{0,2} \right) \right]}{250} \right) + \left(0,49 - \sqrt{\frac{1,013}{p_{op}}} \right) \left(1,2 - \frac{\alpha_L}{45} \right) \quad (44)$$

e

$$\text{Re}_L = \frac{\rho_L u_{ls}}{a_p \mu_L} \quad (45)$$

$$\text{We}_L = \frac{\rho_L u_{ls}^2}{a_p \sigma} \quad (46)$$

$$\text{Fr}_L = \frac{u_{ls}^2 a_p}{g} \quad (47)$$

onde σ - tensão superficial do líquido, N/m
 p_{op} - pressão operacional, bar
 Re_L - número de Reynolds da fase líquida
 We_L - número de Weber da fase líquida
 Fr_L - número de Froude da fase líquida

Os cálculos realizados no presente trabalho levaram em consideração a adaptação da correlação de Onda e também a correlação de Rocha, Bravo & Fair (1996), que no presente trabalho é denominado de Olujić *et al.* (2004) modificado, para estimativa da área superficial efetiva, levando em conta o diâmetro equivalente:

$$\frac{a_e}{a_g} = 1 - 1,203 \left(\frac{U_{sl}^2}{d_{hg} g} \right)^{0,111} \quad (48)$$

que no caso do modelo de Olujić *et al.* (2004) é o d_{hg} , calculado pela equação 26.

4.2.5 Estimativa das Difusividades das Fases Líquida e Vapor

A difusividade da fase vapor foi estimada pela correlação de Fuller *et al.* (1966), que deve ser utilizada para sistemas binários gasosos, a baixa pressão. Nessa estimativa, o par binário da correlação de Fuller *et al.* (1966) foi utilizado os componentes chaves da separação obtidos da lista de pseudo-componentes, gerada pelo relatório de PRO II[®], de cada mistura de óleos lubrificantes estudada. Os componentes chaves escolhidos para cada mistura estão descritos no Anexo C.

$$D_G = \frac{1,0 \times 10^{-9} T^{1,75}}{P \left[(v_{lk})^{1/3} + (v_{hk})^{1/3} \right]^2} \left(\frac{1}{M_{lk}} + \frac{1}{M_{hk}} \right)^{1/2} \quad (49)$$

onde D_G – difusividade, m²/s
 T – temperatura, K
 M_{lk} – massa molar do chave leve, kg/kmol
 M_{hk} – massa molar do chave pesado, kg/kmol
 v_{lk} – volume molecular do chave leve, m³/kmol
 v_{hk} – volume molecular do chave pesado, m³/kmol
 P – pressão total, atm

A difusividade da fase líquida foi determinada pela correlação de Wilke-Chang (1955) dada por:

$$D_L = \frac{1,17 \times 10^{-13} (\xi_B M_B)^{1/2} T}{V_A^{0,6} \mu} \quad (50)$$

onde D_L – difusividade, m²/s
 μ – viscosidade da solução, cP
 V_A – volume molar do soluto à temperatura de ebulição, m³/kmol
 M_B – massa molar do solvente
 $\xi_B = 1,0$ – fator de associação para solventes apolares

CAPÍTULO V – RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Simulação utilizando o PRO II®

A etapa de simulação é de suma importância, pois fornece informações essenciais à parte experimental, auxiliando no estabelecimento das melhores condições operacionais. Além disso, na simulação, avalia-se a influência das variáveis operacionais, tais como pressão de operação, razão de refluxo, temperatura da carga e vazão de entrada e saída de produtos, na separação das misturas de óleos lubrificantes básicos.

Os resultados das simulações são apresentados sob a forma de relatórios, que informam, para cada estágio teórico, as composições mássicas, molares e volumétricas dos pseudo-componentes, além do perfil de temperatura da coluna, a perda de carga e as curvas de destilação (ASTM D86, ASTM D2887, ASTM D1160, entre outras), que auxiliam na avaliação e na interpretação dos resultados.

Os pseudo-componentes são gerados pelo próprio programa, através de métodos de contribuição de grupos, a partir das propriedades físicas das cargas, como o ponto de ebulição de cada corte da carga e da densidade.

As simulações foram planejadas variando-se a pressão de operação, temperatura da carga, razão de refluxo e vazão de alimentação, para cada carga. A Tabela 5 mostra o planejamento das simulações.

Tabela 5. Planejamento das simulações no PRO II®, para as cargas leve, média e pesada

CARGA LEVE						
		CASO 1	CASO 2	CASO 3	CASO 4	
P(mbar)	T(°C)	F (Kg/h)	RR	RR	RR	RR
50	280	1	0,5	2	3	4
		CASO 5	CASO 6	CASO 7	CASO 8	
50	300	1	0,5	2	3	4
		CASO 9	CASO 10	CASO 11	CASO 12	
50	280	2	0,5	2	3	4
		CASO 13	CASO 14	CASO 15	CASO 16	
70	280	1	0,5	2	3	4
CARGA MÉDIA						
		CASO 1	CASO 2	CASO 3	CASO 4	
P(mbar)	T(°C)	F (Kg/h)	RR	RR	RR	RR
30	280	1	0,5	2	3	4
		CASO 5	CASO 6	CASO 7	CASO 8	
30	300	1	0,5	2	3	4
		CASO 9	CASO 10	CASO 11	CASO 12	
30	280	2	0,5	2	3	4
		CASO 13	CASO 14	CASO 15	CASO 16	
40	280	1	0,5	2	3	4

CARGA PESADA						
		CASO 1	CASO 2	CASO 3	CASO 4	
P(mbar)	T(°C)	F (Kg/h)	RR	RR	RR	RR
10	280	1	0,5	2	3	4
		CASO 5	CASO 6	CASO 7	CASO 8	
10	300	1	0,5	2	3	4
		CASO 9	CASO 10	CASO 11	CASO 12	
10	280	2	0,5	2	3	4
		CASO 13	CASO 14	CASO 15	CASO 16	
20	280	1	0,5	2	3	4

5.2 Etapas da simulação – antes e pós-*revamp*

As simulações foram realizadas adotando-se as características da coluna QVF, com o objetivo de retratar de maneira mais realista possível o processo de destilação.

Sendo assim, as simulações foram baseadas tanto na configuração original (antes da *revamp*), quanto na configuração atual, para que se possa averiguar a influência dessas modificações na separação das misturas e na qualidade dos produtos.

As condições aplicadas às simulações tanto para a situação antes da *revamp* quanto para o caso pós-*revamp* são:

- Composição das cargas, obtida através da destilação ASTM D1160 e as densidades das misturas de óleos lubrificantes básicos, conforme indicado na Tabela 2;
- Equação de estado de Soave-Redlich-Kwong (SRK) que prediz de maneira satisfatória as propriedades físicas e os parâmetros termodinâmicos, assim como o equilíbrio líquido-vapor para hidrocarbonetos;
- Coluna de recheio estruturado Mellapak 250X[®] da Sulzer, diâmetro nominal de 0,04m.

É importante ressaltar que a coluna utilizada na etapa de simulação é recheada, e os pratos representados no PRO II[®] são estágios teóricos, que informam a posição de entrada da carga e de retiradas dos produtos. Como a versão utilizada do programa não dispunha do recheio Sulzer DX[®], foi escolhido o recheio Mellapak 250X[®], pois é o que mais se aproxima das características do recheio da coluna QVF.

A diferença em termos de simulação para as situações com e sem *revamp*, situa-se nas alturas dos leitos recheados e na temperatura do condensador total. Antes da *revamp*, as simulações foram realizadas com 250°C, e após a *revamp*, 280°C para o condensador, considerando em ambos os casos 350°C para o refeedor. Estas temperaturas foram utilizadas, por serem limitações da própria coluna. Na Tabela 6 encontram-se descritas as modificações quanto à altura dos leitos e o tipo de refeedor.

Tabela 6. Altura dos leitos recheados para os casos antes e após *revamp*

Antes da <i>revamp</i>		Após a <i>revamp</i>	
Estágio	Altura do leito	Estágio	Altura do leito
1-Condensador - Retirada do produto de topo	-	1-Condensador - Retirada do produto de topo	-
2 ao 9	1,1m	2 ao 5	0,55m
		Retirada lateral	-
		6 ao 9	0,55m
Alimentação	-	Alimentação	-
10 ao 17	1,1m	10 ao 16 Retirada de fundo no prato 16	0,9 m
18 – Refervedor parcial – Retirada do Produto de Fundo	-	17 – Refervedor total	-
TOTAL	2,2m	-	2,0m

A questão do refervedor apresenta um inconveniente, pois o *software* (PRO II®) somente dispõe de refervedor parcial, dificultando a análise pós-*revamp*. Para solucionar esse problema, foi adotado um artifício simulando um refervedor total, tomando como produto de fundo uma retirada lateral no último estágio da coluna, e a corrente que sai do refervedor saindo praticamente sem nenhum produto (0,005Kg/h). As vazões dos produtos estão na Tabela 7, considerando a vazão de alimentação de 1Kg/h.

Tabela 7. Vazões de saída dos produtos para os refervedores, parcial e total, em Kg/h

	Carga leve		Carga Média		Carga Pesada	
	Sem <i>revamp</i>	Com <i>revamp</i>	Sem <i>revamp</i>	Com <i>revamp</i>	Sem <i>revamp</i>	Com <i>revamp</i>
Topo (Kg/h)	0,6	0,6	0,6	0,6	0,3	0,4
Lateral (Kg/h)	-	-	-	0,2	-	0,4
Lateral do fundo (Kg/h)	-	0,395	-	0,195	-	0,195
Fundo – <i>reboiler</i> (Kg/h)	0,4	0,005	0,4	0,005	0,7	0,005

Com relação ao número de estágios, o critério de escolha foi baseado nas simulações de Orlando Jr. (2007), na qual foram utilizados 16 estágios teóricos para a separação de neutro médio e *bright stock*, para a coluna QVF antes da *revamp*. Como os desvios encontrados pelo autor entre os dados simulados e aqueles fornecidos pelo CENPES/PETROBRAS foram baixos (em média 5%), foi utilizado para as cargas leve, média e pesada deste trabalho, 18 estágios nas simulações para o modelo antes da *revamp* e 17 estágios para o modelo pós-*revamp*, conforme indica a Tabela 6.

A utilização de um estágio a menos (17) para a situação da coluna pós-*revamp*, foi uma maneira de compensar a retirada dos elementos de recheio face à nova retirada lateral no fundo da coluna, para o produto de fundo, conforme citado anteriormente.

5.3 Resultados das simulações

Dentre as 48 simulações realizadas, foram selecionados os melhores resultados para análise, o que se resume em apenas 24 simulações, conforme disponibilizado na Tabela 8. O critério adotado foi a eliminação das situações em que não havia, ou havia muito pouca diferença entre os resultados, porém, ainda assim, alguns resultados sem mudança significativa foram escolhidos para análise.

Tabela 8. Simulações escolhidas para análise, utilizando as vazões da Tabela 7

Carga Leve				Carga média				Carga pesada			
P(mbar)	T(°C)	F(Kg/h)	RR	P(mbar)	T(°C)	F(Kg/h)	RR	P(mbar)	T(°C)	F(Kg/h)	RR
50	280	1	0,5	30	280	1	0,5	10*	280	1	0,5
50**	280	1	2	30**	280	1	2	10**	280	1	2
50	280	1	3	30	280	1	3	10	280	1	3
50	280	1	4	30	280	1	4	10	280	1	4
50	300	1	2	30	300	1	2	10	300	1	2
70	280	1	0,5	40	280	1	2	20	280	1	2
50	280	2	0,5	30	280	2	2	10	280	2	2

*A simulação converge com as vazões 0,6, 0,2, 0,195 Kg/h para as retiradas de topo, lateral e fundo, respectivamente, diferentemente da Tabela 7.

**Também avaliados para o caso antes da *revamp*, totalizando as 24 simulações.

Os resultados das simulações são apresentados sob a forma de gráficos e tabelas, onde podem ser comparados os produtos de topo, retirada lateral e de fundo (no caso pós *revamp*) e os produtos de topo e de fundo (para a carga leve e para os casos antes da *revamp*), obtidos pelas curvas de destilação ASTM D1160 e ASTM D2887 geradas pelo próprio simulador (PRO II[®]), com os dados originais dos produtos tanto da destilação ASTM D1160, quanto da destilação simulada (HT-750), ambas fornecidas pelo CENPES/PETROBRAS.

Para essa comparação, foi considerado que os produtos retirados no topo e no fundo da coluna, para a carga leve, são os óleos *spindle* e neutro leve, respectivamente. Para o caso da carga média, os produtos de topo, retirada lateral e produto de fundo, são os óleos *spindle*, neutro leve e neutro médio, e para a carga pesada, na mesma ordem, são o neutro leve, neutro médio e o *bright stock*.

Resumidamente, a comparação entre os resultados simulados e as curvas originais é apresentada na Tabela 9.

Tabela 9. Estratégia de comparação entre as curvas geradas na simulação com as curvas originais fornecidas pelo CENPES/PETROBRAS.

					Comparação
	Produto de Topo	Retirada Lateral	Produto de Fundo	Simulação	Curvas originais CENPES/PETROBRAS
carga leve	<i>spindle</i>	-	neutro leve	Curvas ASTM D1160	Curvas ASTM D1160
carga média	<i>spindle</i>	neutro leve	neutro médio	Curvas ASTM D1160	Curvas ASTM D1160

carga pesada	Neutro leve	neutro médio	<i>bright stock</i>	Curvas ASTM D2887	Curvas DS HT-750
--------------	-------------	--------------	---------------------	-------------------	------------------

Apesar de serem métodos diferentes, a comparação entre ASTM D2887 e HT-750 é possível, pois ambas são curvas de destilação simulada, em termos de fração mássica, sendo a primeira reconhecida pela ASTM, e a segunda, utilizada com metodologia proposta pelo CENPES/ PETROBRAS.

5.4 - Influência das variáveis operacionais

Nesta etapa, foi estudada a influência das principais variáveis operacionais, a saber: pressão de operação, razão de refluxo, vazão de alimentação, temperatura da carga e vazão de saída dos produtos na separação das misturas de óleos lubrificantes básicos.

5.4.1 Influência da pressão de operação

A pressão, na faixa de operação observada, nas condições da simulação, não exerce influência significativa na caracterização dos produtos, contudo, como era de se esperar, exerce uma grande influência no perfil de temperatura da coluna, conforme pode ser observado na Tabela 10.

Tabela 10. Perfil de temperatura para diferentes pressões para cada tipo de carga, considerando a coluna após a *revamp*

Estágio	Carga leve		Carga média		Carga pesada	
	50mbar	70mbar	30mbar	40mbar	10mbar	20mbar
1	248,6	259,3	243,6	252,2	259,1	278,5
2	262,3	272,5	262,4	270,7	275,4	294
3	268,8	279	272,5	280,8	281,2	299,7
4	272,2	282,2	278,2	286,4	284,2	302,6
5	274,1	284,1	281,7	289,9	286,5	304,9
6	275,6	285,5	283,9	292	289,2	307,4
7	277	286,6	285,5	293,5	292,4	310,3
8	278,6	287,9	286,4	294,4	295,3	312,9
9	280,8	289,6	287,3	295	297,7	315
10	286,4	293,9	294,2	300,4	303,9	317,9
11	289,6	298,3	297	304,6	311,3	327,4
12	291,8	301,3	298,4	306,5	315,4	332,7
13	293,8	303,8	299,3	307,7	318,8	337
14	296	306,4	300,2	308,7	324	343
15	298,8	309,6	301,4	310,1	334,4	354
16	302,8	313,7	303,2	311,9	356,8	376,5
17	308,3	319,1	305,6	314,3	409,6	427,5

Com o perfil obtido, pode-se perceber que quanto menor a pressão, menores são as temperaturas no fundo da coluna, fazendo com que a operação em modo contínuo seja mais rápida, tornando o procedimento vantajoso.

Além disso, pode-se observar que a separação dos componentes da carga pesada torna-se inviável, pois os limites operacionais da coluna estão fixados entre 280°C para o condensador e 350°C para o refeedor, e o perfil obtido encontra-se fora dessa faixa de temperatura. Mesmo com os testes da simulação, à pressão de operação de 1mbar, as temperaturas do topo e do fundo obtidas são 213°C e 375°C, respectivamente, o que ainda excede o limite estipulado para o refeedor da coluna.

5.4.2 Influência da razão de refluxo

Assim como a temperatura, a razão de refluxo foi analisada para as três cargas. Para a carga leve, segundo as Figuras 16 e 17, há uma maior concordância entre os pontos simulados e os pontos experimentais fornecidos pelo CENPES quando se trabalhou com razões de refluxo mais baixas (curva *spindle* - ASTM D1160 %V), favorecendo a separação dos produtos que compõem a carga leve, enquanto que razões de refluxo acima de 2 não demonstram grande influência na separação do *spindle* ou do neutro leve.

Portanto, como o objetivo da simulação é fornecer os parâmetros para a sessão experimental da coluna QVF, será fixada a razão de refluxo 0,5 para o processo de destilação da carga leve, conforme será descrito posteriormente.

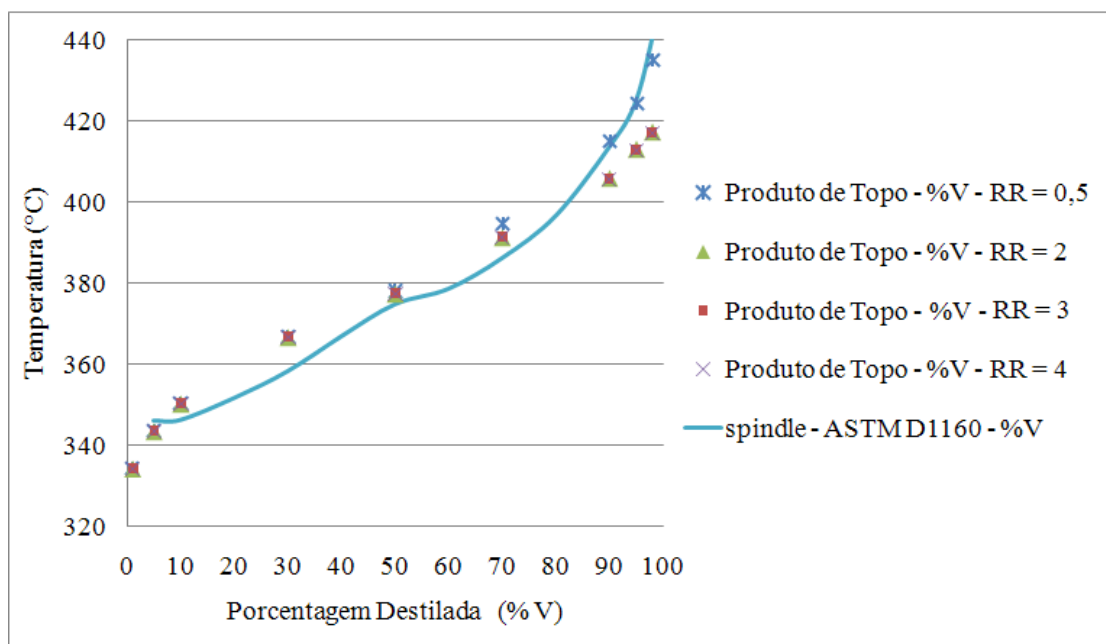


Figura 16. Influência da razão de refluxo na separação do produto de topo para a carga leve

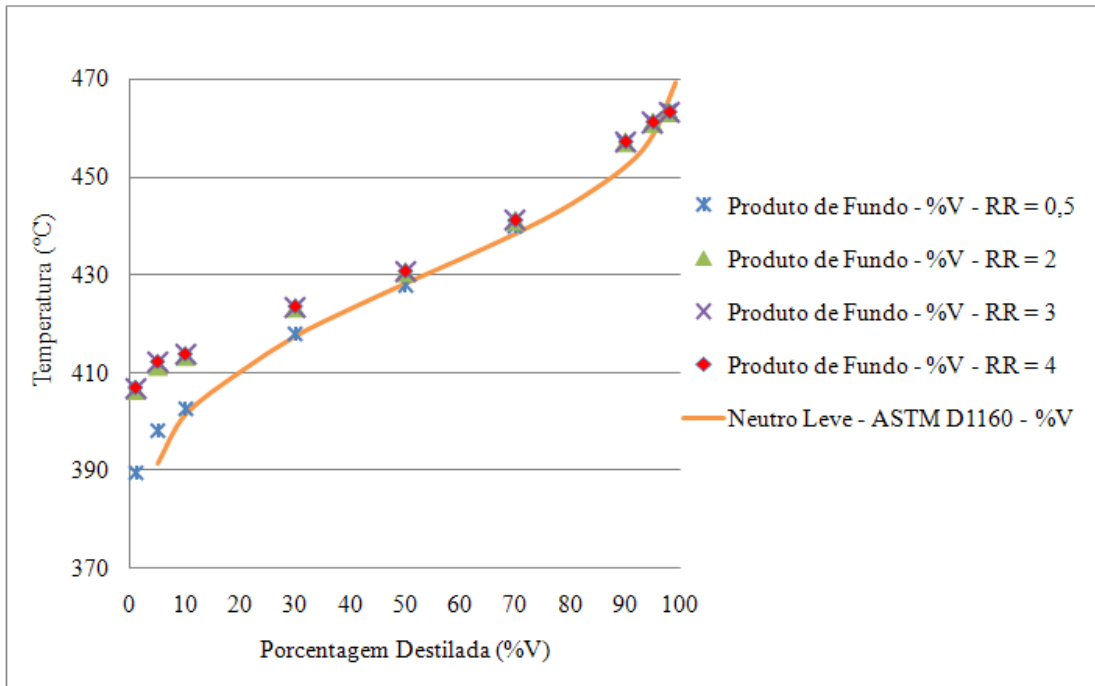


Figura 17. Influência da razão de refluxo na separação do produto de fundo para a carga leve

Para a carga média ocorre o efeito contrário, razões de refluxo baixas dificultam o processo, enquanto que, valores maiores ou iguais a dois melhoram, mas não se modificam ao longo da faixa estudada, tanto para as seções de topo, lateral e fundo, como indicam as Figuras 18, 19 e 20.

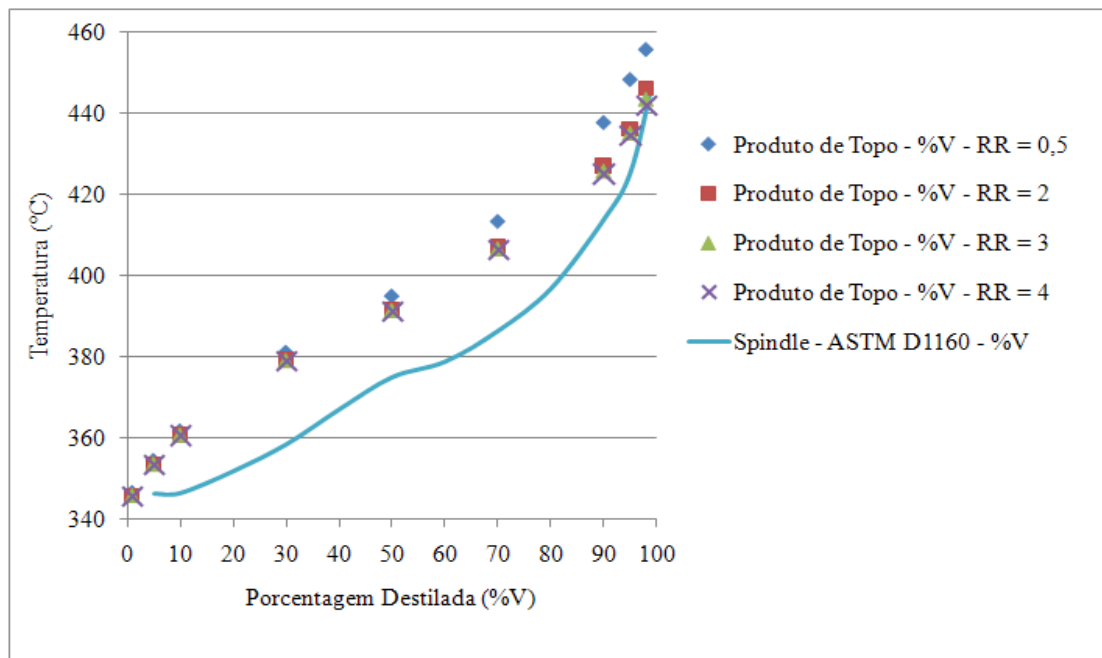


Figura 18. Influência da razão de refluxo na separação do produto de topo para a carga média

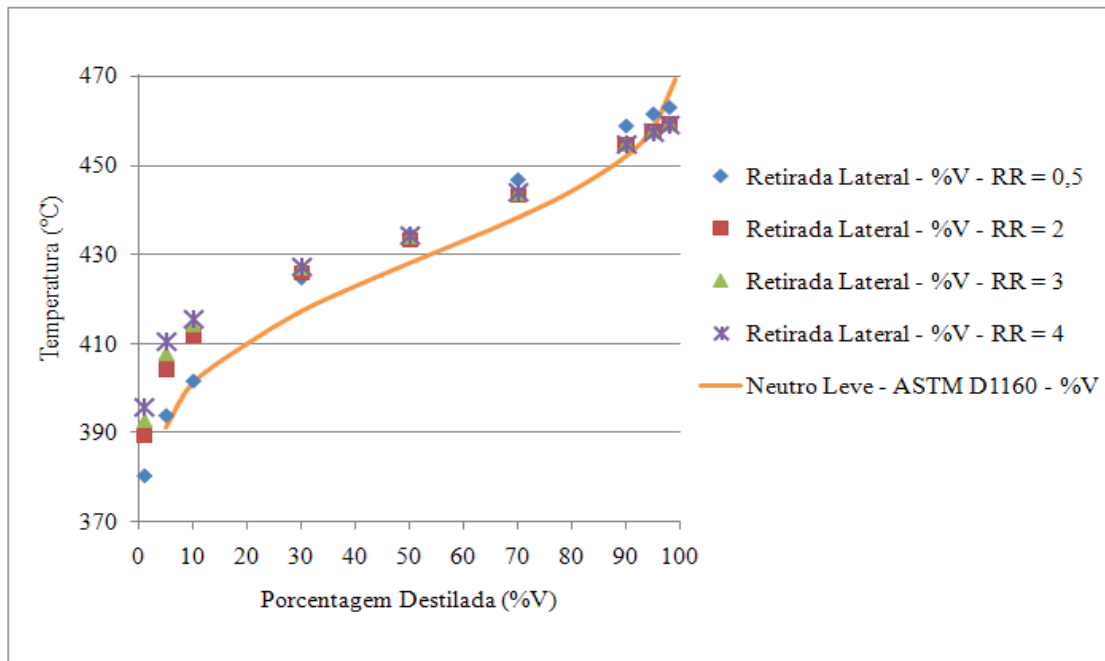


Figura 19. Influência da razão de refluxo na separação da retirada lateral para a carga média

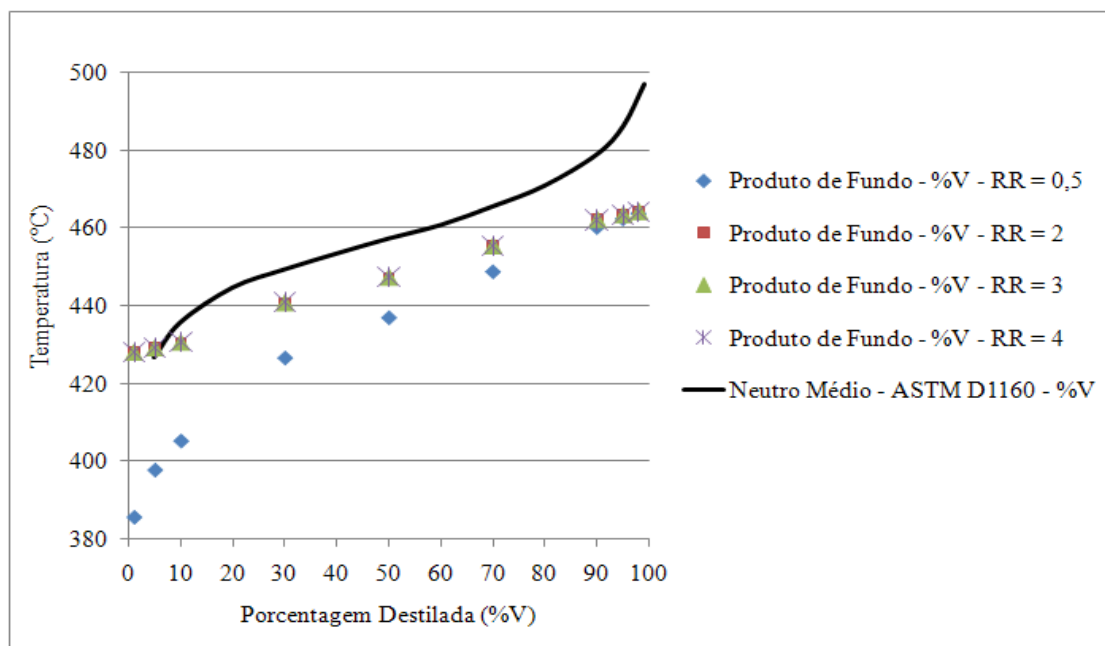


Figura 20. Influência da razão de refluxo na separação do produto de fundo para a carga média

Para a carga pesada, os resultados mostram que não houve influência significativa da variação da razão de refluxo sobre os produtos em questão, conforme pode ser observado nas Figuras 21 a 23.

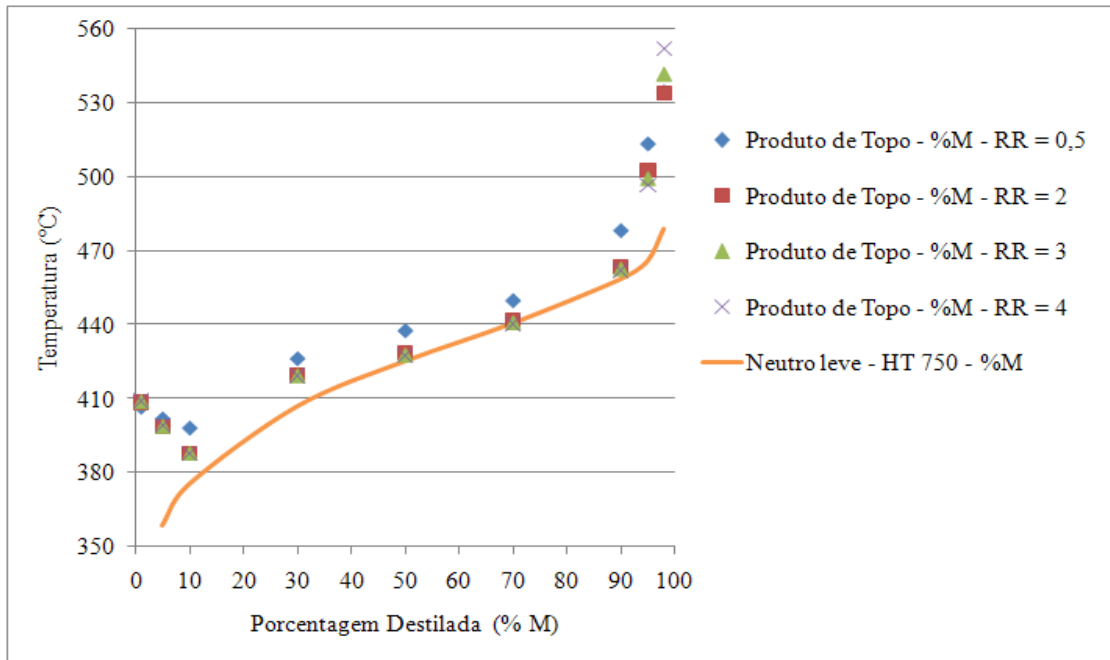


Figura 21. Influência da razão de refluxo na separação do produto de topo para a carga pesada

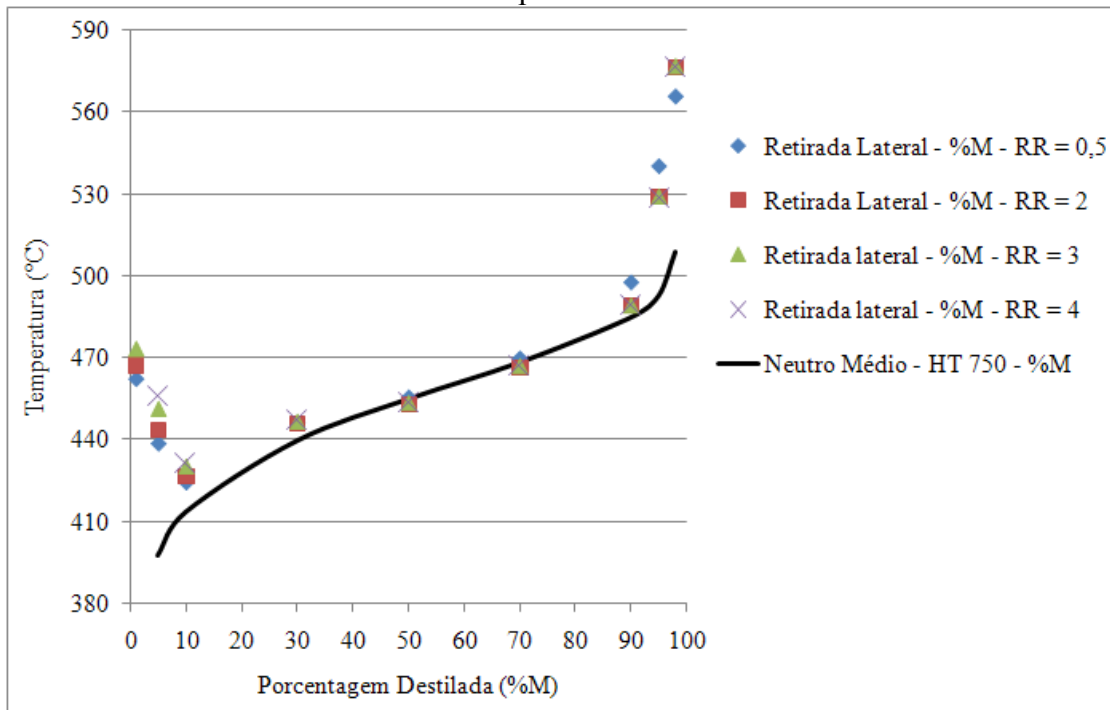


Figura 22. Influência da razão de refluxo na separação da retirada lateral para a carga pesada

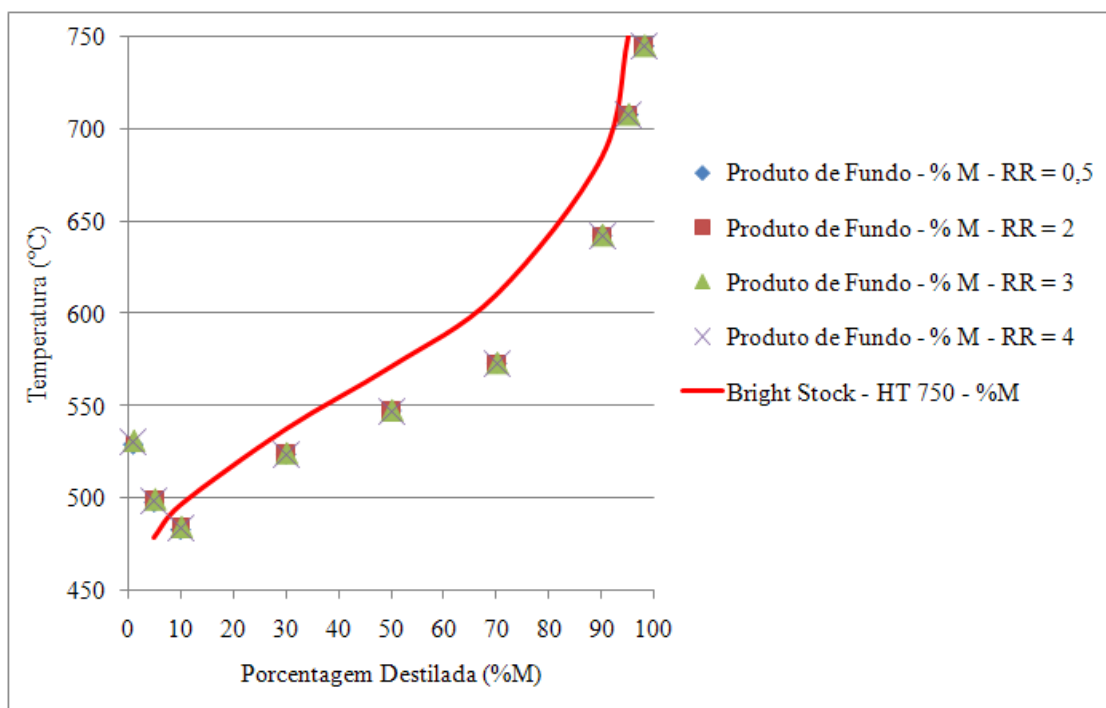


Figura 23. Influência da razão de refluxo na separação do produto de fundo para a carga pesada

5.4.3 Influência da vazão de alimentação

Outra variável que foi analisada foi a vazão da alimentação, que é de grande importância na questão da perda de carga na coluna.

A Tabela 11 apresenta, para cada tipo de carga, uma maior queda de pressão na coluna quanto maior a vazão da corrente de entrada, indicando que para esse processo, a vazão de 1Kg/h é a mais indicada.

Esse resultado não quer dizer que esta deverá ser a perda de carga real da coluna, porém, essa análise mostra uma tendência que poderá ocorrer na etapa experimental.

Tabela 11. Perda de carga para duas vazões para cada tipo de carga (Kg/h)

Estágio	Carga leve		Carga Média		Carga Pesada	
	F = 1	F = 2	F = 1	F = 2	F = 1	F = 2
1	50,00	50,00	30,00	30,00	10,00	10,00
2	50,00	50,00	30,00	30,00	10,00	10,00
3	50,03	50,10	30,02	30,09	10,06	10,24
4	50,05	50,20	30,05	30,18	10,13	10,48
5	50,08	50,30	30,07	30,27	10,19	10,71
6	50,11	50,40	30,09	30,36	10,26	10,94
7	50,13	50,49	30,12	30,45	10,32	11,15
8	50,16	50,59	30,14	30,54	10,38	11,35
9	50,18	50,69	30,17	30,62	10,44	11,55
10	50,21	50,78	30,19	30,71	10,49	11,74
11	50,21	50,80	30,20	30,74	10,53	11,89

12	50,22	50,83	30,20	30,77	10,58	12,04
13	50,23	50,85	30,21	30,80	10,63	12,20
14	50,23	50,87	30,22	30,83	10,67	12,36
15	50,24	50,90	30,23	30,86	10,71	12,49
16	50,25	50,92	30,24	30,89	10,75	12,60
17	50,25	50,95	30,24	30,91	10,77	12,67

5.4.4 Influência da temperatura da carga

Assim como ocorreu com a pressão, as curvas geradas nas temperaturas de 280°C e 300°C são praticamente iguais para o caso da carga leve, de acordo com a Figura 24. Isto mostra que é possível trabalhar dentro dessa faixa de temperatura, o que também foi verificado por Oliveira (2008).

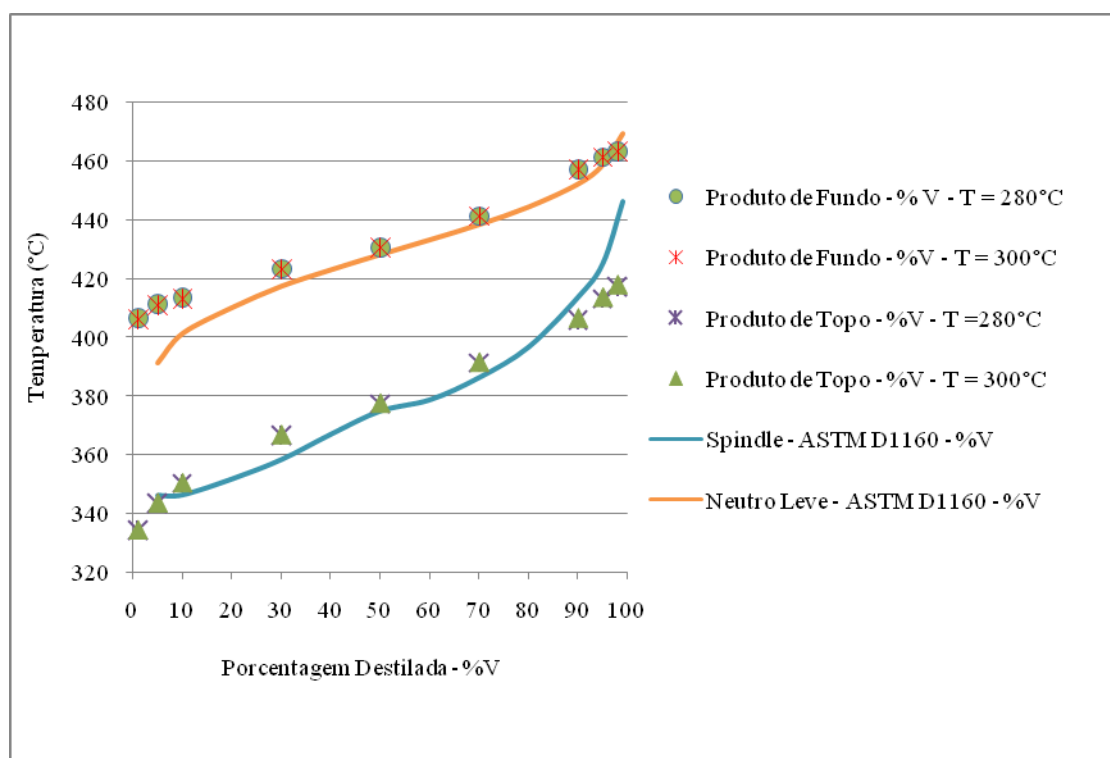


Figura 24. Influência da temperatura na separação dos produtos *spindle* e neutro leve, presentes na carga leve

O mesmo fato ocorre para a carga média e a pesada, pois a diferença de apenas 20°C não é suficiente para modificar substancialmente o perfil de temperatura e de composição, logo não altera a qualidade do produto final.

5.4.5 Influência da vazão dos produtos

Conforme foi investigado por Orlando Jr. (2007), a variável que mais influenciava o processo era justamente a vazão de saída dos produtos. Por esse motivo, foi feito um estudo adicional de simulações para uma avaliação dessa variável.

Esse estudo já se inicia com as melhores condições encontradas nos estudos preliminares, com o objetivo de otimizar o processo. Portanto, foi adotada a vazão de entrada de carga de 1Kg/h que foi constatada ser a melhor para essa operação, pois

oferece menor perda de carga, além das pressões de 50, 30 e 10mbar para as cargas, leve, média e pesada, respectivamente.

Para a carga leve, conforme a Tabela 7 mostra (isto é, partindo da premissa que as vazões no topo e no fundo são 0,6 e 0,395Kg/h, respectivamente), o melhor resultado ocorreu com razão de refluxo 0,5 (vide Figuras 10 e 11). Porém, este valor só converge com vazões de 0,6 ou 0,5Kg/h no topo. Em face disso, adotou-se a razão de refluxo 2 para a avaliação das vazões 0,4 e 0,3Kg/h no topo.

O planejamento das simulações para a carga leve está apresentado na Tabela 12, onde foi estudada a variação da vazão do produto de topo e do produto de fundo.

Tabela 12. Planejamento das simulações para estudo da influência das vazões dos produtos – carga leve (pós-*revamp*)

	Caso 1*	Caso 2*	Caso 3**	Caso 4**
Vazão do Produto de Topo (Kg/h)	0,6	0,5	0,4	0,3
Vazão do Produto de Fundo (Kg/h)	0,395	0,495	0,595	0,695

*Razão de refluxo 0,5

** Razão de refluxo 2

Para as cargas média e pesada, as simulações foram realizadas com razão de refluxo 2 (partindo da premissa que as vazões no topo, retirada lateral e no fundo são 0,6, 0,2Kg/h e 0,195Kg/h, respectivamente, para as cargas média e pesada) variando-se as vazões dos produtos de topo e de fundo (casos 1, 2 e 3 abaixo), mantendo-se fixa a vazão da retirada lateral e, na segunda ocasião, variando-se as vazões do topo e da retirada lateral, mantendo-se fixa a vazão do fundo da coluna (casos 4, 5 e 6 abaixo). O planejamento das simulações para essas cargas encontra-se na Tabela 13.

Avaliando-se cada uma das simulações, para a carga leve pode-se perceber que as vazões de saída mais adequadas são aquelas que mais se aproximam da composição da carga original. Sendo a carga leve composta por 60% em volume de *spindle* (59% em massa) e 40% em volume (41% em massa) de neutro leve, as vazões entre 0,5 e 0,6Kg/h para o topo entre 0,495 e 0,395Kg/h para o fundo são as que fornecem os melhores resultados, conforme pode ser observado na Figura 25.

Tabela 13. Planejamento das simulações para estudo da influência das vazões dos produtos – cargas média e pesada

	Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4	Caso 5	Caso 6
Vazão do Produto de Topo (Kg/h)	0,6	0,5	0,4	0,5	0,4	0,3
Vazão da Retirada Lateral (Kg/h)	0,2	0,2	0,2	0,3	0,4	0,5
Vazão do Produto de Fundo (Kg/h)	0,195	0,295	0,395	0,195	0,195	0,195

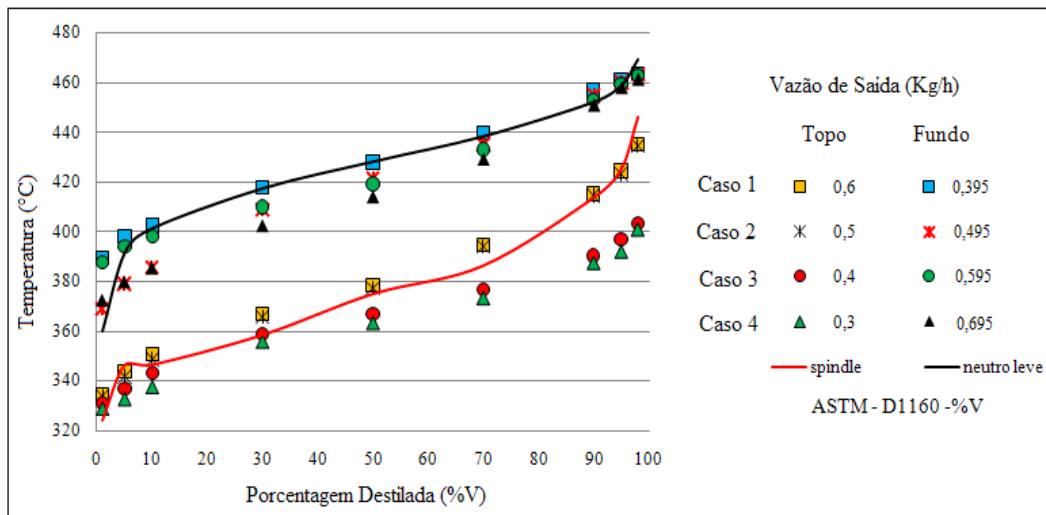


Figura 25. Influência da vazão de saída dos produtos para a carga leve

Portanto, vazões mássicas mais elevadas no topo e, conseqüentemente, menores no fundo, favorecem a separação, tanto do *spindle*, quanto do neutro leve, como ocorre no caso 1 quando comparado aos casos 3 e 4. Ao contrário, com vazões elevadas do produto de fundo, a separação não é bem sucedida, gerando produtos mais leves do que os originais. Nesse caso, poderia estar ocorrendo arraste de leves junto com o produto de fundo.

Avaliando a carga média, observando-se o planejamento da Tabela 13 e a Figura 26, a vazão da retirada lateral foi mantida constante em 0,2Kg/h. Com isso, percebe-se que, em todos os casos, a variação da vazão do produto de fundo não influenciou substancialmente a qualidade do neutro médio, pois os pontos simulados apresentam-se de forma concordante entre si, porém, bastante afastados dos dados experimentais.

Entretanto, menores vazões para o produto de topo (caso 3) melhoram razoavelmente a qualidade do *spindle* e, conseqüentemente, a qualidade da retirada lateral é afetada positivamente quando a vazão do produto de topo diminui. Além disso, parte do neutro leve é “arrastado” para o produto de topo, o que pode ser comprovado porque este se apresenta um pouco mais pesado (caso3).

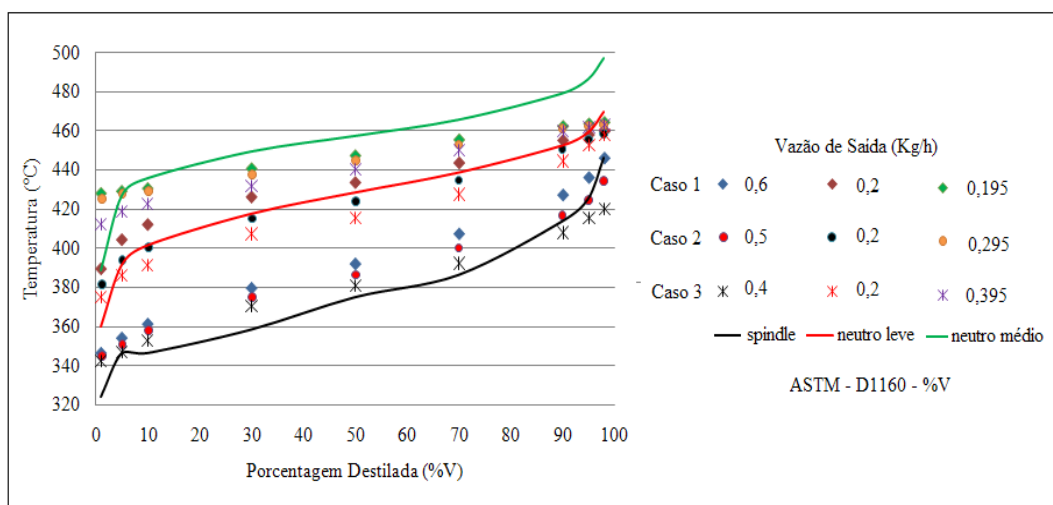


Figura 26. Influência da vazão de saída dos produtos para a carga média, com vazão da retirada lateral constante.

Entretanto, variando-se a vazão da retirada lateral, mantendo-se fixa e baixa a do produto de fundo, percebe-se mais uma vez que, a qualidade deste produto pouco é afetada, enquanto que para o produto de topo, maiores vazões da retirada lateral, promovem uma pequena melhoria na qualidade do *spindle*.

Como o produto de fundo não foi bem separado em nenhum dos casos, dependendo de qual produto (*spindle* ou neutro leve) se queira privilegiar, pode-se escolher entre os casos 3 ou 6, conforme mostrado nas Figura 26 e 27.

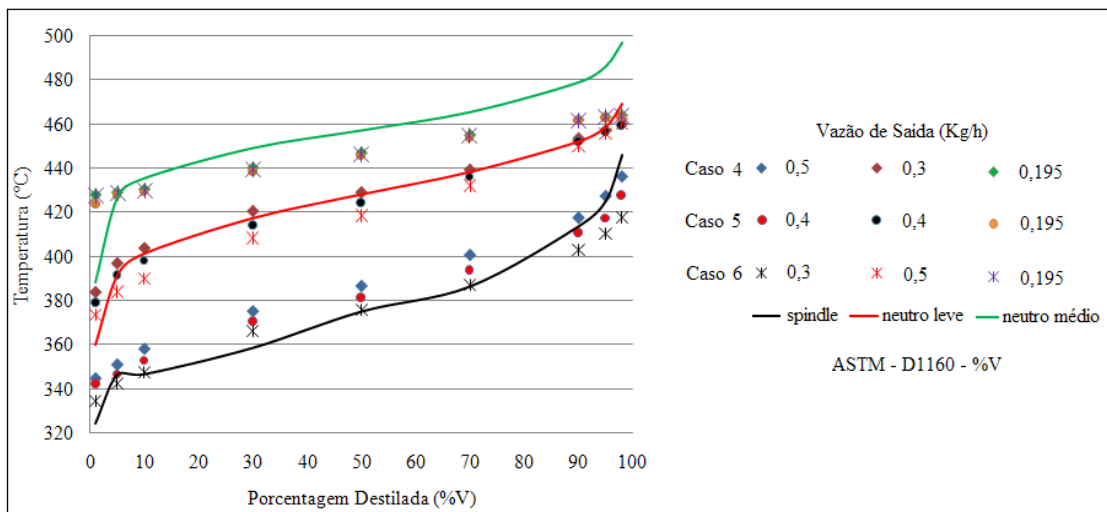


Figura 27. Influência da vazão de saída dos produtos para a carga média, com vazão do produto de fundo constante.

Para a carga pesada, as diferentes vazões de saída não influenciaram na qualidade dos produtos de topo e retirada lateral, porém, houve uma melhoria substancial quando se trabalhou com vazões mais baixas no fundo e vazões mais elevadas no topo, mantendo a retirada lateral constante, conforme indica a Figura 28 (caso 1).

A carga pesada, por se constituir de uma grande quantidade de *bright stock* e neutro médio, se encaminha para o fundo e para a retirada lateral da coluna, respectivamente. Vazões elevadas do produto de fundo carregam os produtos mais leves, acarretando em um produto de fundo mais leve do que o *bright stock* original. Portanto, no caso da carga mais pesada, deve-se trabalhar com menores vazões para o produto de fundo.

A fim de aperfeiçoar os resultados anteriores, a vazão do produto de fundo foi fixada em 0,195Kg/h, e foram testadas diferentes vazões para o produto de topo e retirada lateral, conforme mostrado na Figura 29. Assim, com essa estratégia, houve uma melhoria geral na qualidade dos produtos (caso 5), inclusive do *bright stock*.

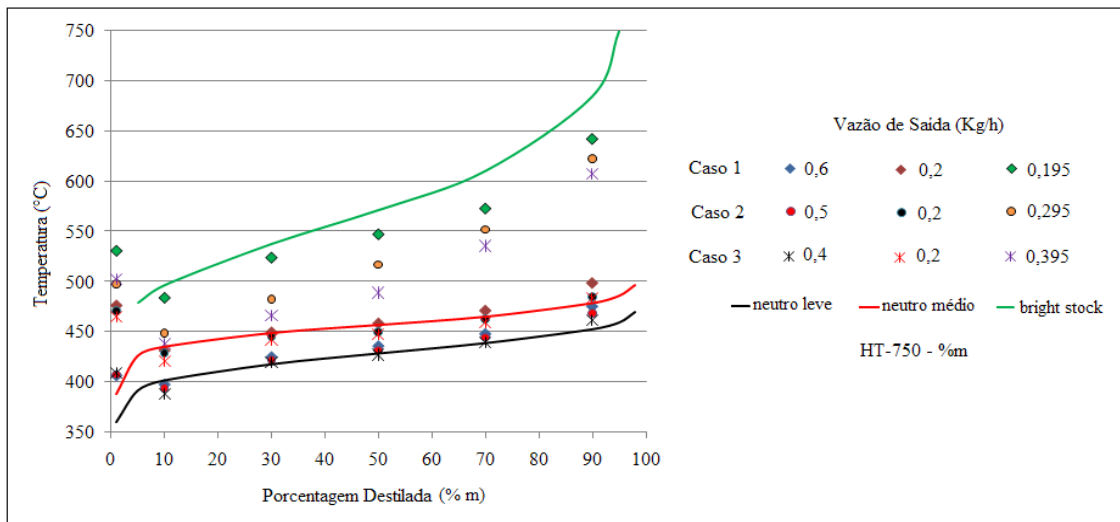


Figura 28. Influência da vazão de saída dos produtos para a carga pesada, com vazão de retirada lateral constante.

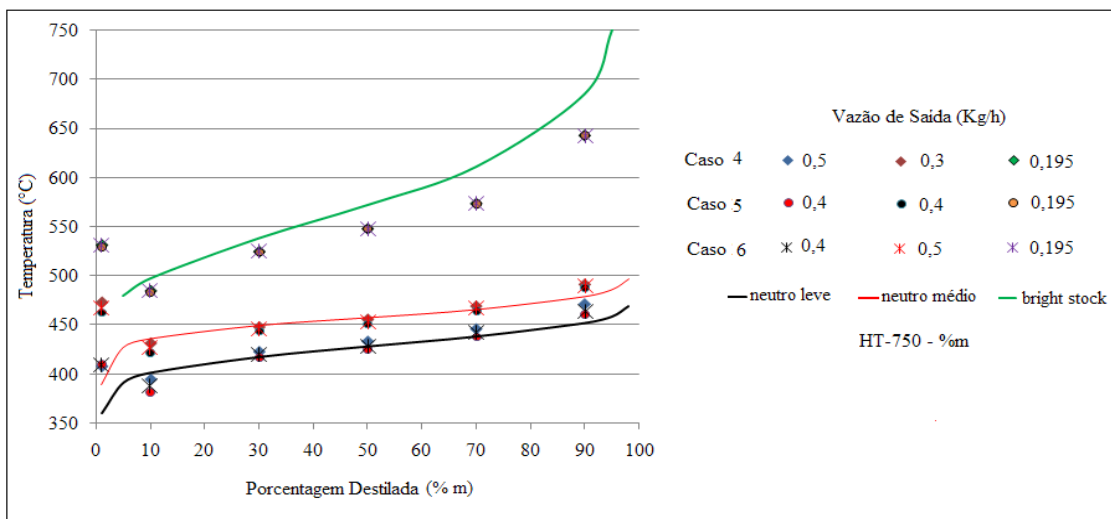


Figura 29. Influência da vazão de saída dos produtos para a carga pesada, com vazão do produto de fundo constante.

5.4.6 – Influência do número de estágios teóricos

O presente trabalho foi realizado utilizando-se 17 estágios teóricos (ou 18, no caso antes da *revamp*), tendo sido baseado nos baixos desvios encontrados por Orlando Jr. (2007), para a separação de uma mistura de óleos básicos constituída de neutro médio e *bright stock*; cuja simulação o autor havia utilizado 16 estágios teóricos. Conforme foi mostrado nas Figuras anteriores e nas Tabelas do apêndice G, a média dos desvios obtidos variaram entre 1 e 10%. As melhores condições obtidas nas simulações para as cargas leve, média e pesada, foram avaliadas com diferentes números de estágios teóricos.

Para esta análise, um novo planejamento de simulações (vide Tabela 14) foi realizado com o objetivo de avaliar a influência do número de estágios na qualidade dos produtos obtidos no processo, totalizando 24 novas simulações.

Tabela 14. Planejamento das simulações com diferentes estágios teóricos para as cargas leve, média e pesada, utilizando as melhores condições encontradas anteriormente, para a situação pós *revamp*.

CARGA LEVE								
Pressão de operação	50mbar							
Temperatura da carga	280°C							
Vazão de alimentação	1kg/h							
Vazão de saída dos produtos	Topo – 0,6kg/h e Fundo – 0,395kg/h							
Razão de refluxo	2							
NÚMERO DE ESTÁGIOS TEÓRICOS	14	15	16	17*	18	19	20	21
CARGA MÉDIA								
Pressão de operação	30mbar							
Temperatura da carga	280°C							
Vazão de alimentação	1kg/h							
Vazão de saída dos produtos	Topo – 0,4kg/h , Lateral – 0,2kg/h e Fundo – 0,395kg/h							
Razão de refluxo	2							
NÚMERO DE ESTÁGIOS TEÓRICOS	14	15	16	17*	18	19	20	21
CARGA PESADA								
Pressão de operação	10mbar							
Temperatura da carga	280°C							
Vazão de alimentação	1kg/h							
Vazão de saída dos produtos	Topo – 0,4kg/h – Lateral – 0,4kg/h e Fundo – 0,195kg/h							
Razão de refluxo	2							
NÚMERO DE ESTÁGIOS TEÓRICOS	14	15	16	17*	18	19	20	21

*Já simulado nos casos anteriores

Com essa variação de número de estágios, mudou-se a posição do prato de alimentação e da posição das correntes de saída dos produtos de fundo e da retirada lateral. Quando se trata da posição da alimentação e da retirada do produto de fundo, tais modificações são idênticas para todas as cargas, porém, a variação da posição da retirada lateral só tem efeito quando se avalia a carga média e a pesada.

Porém, a altura dos leitos recheados permanece a mesma, variando o HETP em cada caso. As novas posições da alimentação e das retiradas lateral e de fundo são apresentadas na Tabela 15.

Uma observação importante está no fato de que, quando o número de estágios é par, a alimentação pode ser feita exatamente no meio das duas seções de topo de fundo, entretanto, quando este número é ímpar, necessariamente as seções de topo ou de fundo, recebem um estágio a mais, nas simulações realizadas, foi adotado 1 estágio a mais na seção de topo.

Tabela 15. Posição da alimentação e retirada lateral para os casos em que o número de estágios teóricos variou.

N	Alimentação	Retirada lateral*	Produto de Fundo**
14	8	4	13
15	9	5	14
16	9	5	15
17	10	6	16
18	10	6	17
19	11	7	18
20	11	7	19
21	12	7	20

*Considerado apenas para as cargas média e pesada

**Retirado no último prato, isto é, respeitando a condição pós *revamp*

Com todos os casos simulados, percebeu-se que não houve variação substancial na qualidade dos produtos obtidos, conforme pode-se observar nas Figuras 30 a 32.

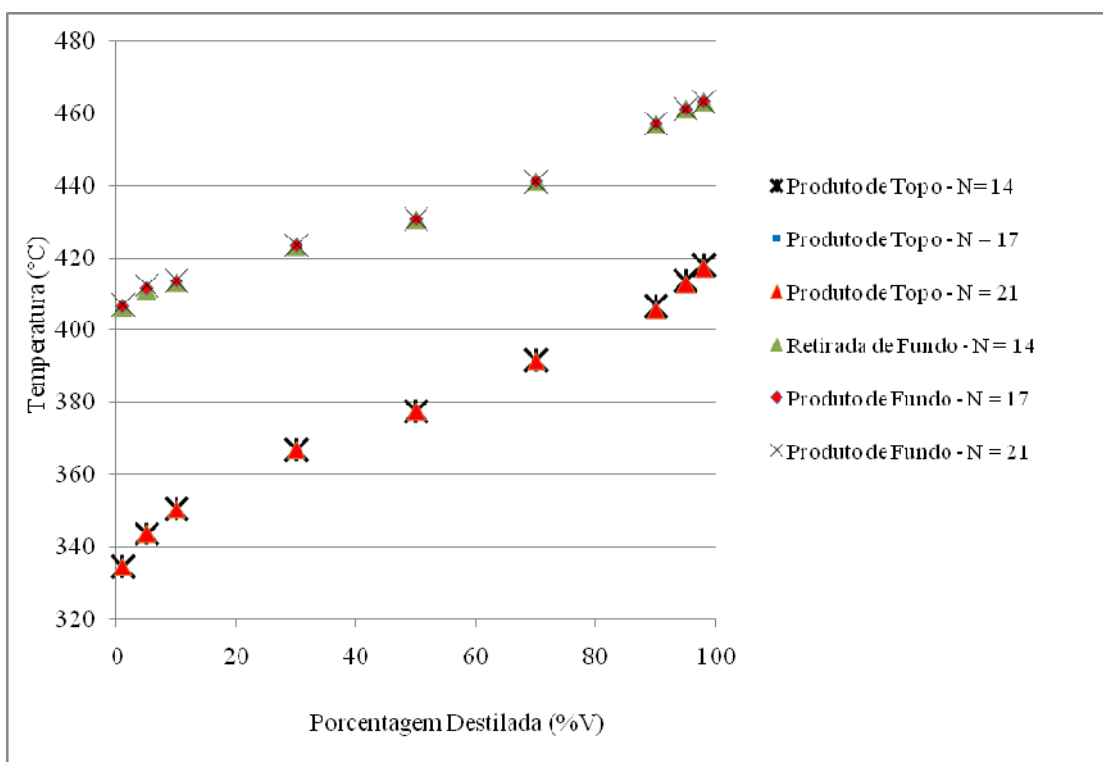


Figura 30. Influência do número de estágios na separação dos produtos da carga leve

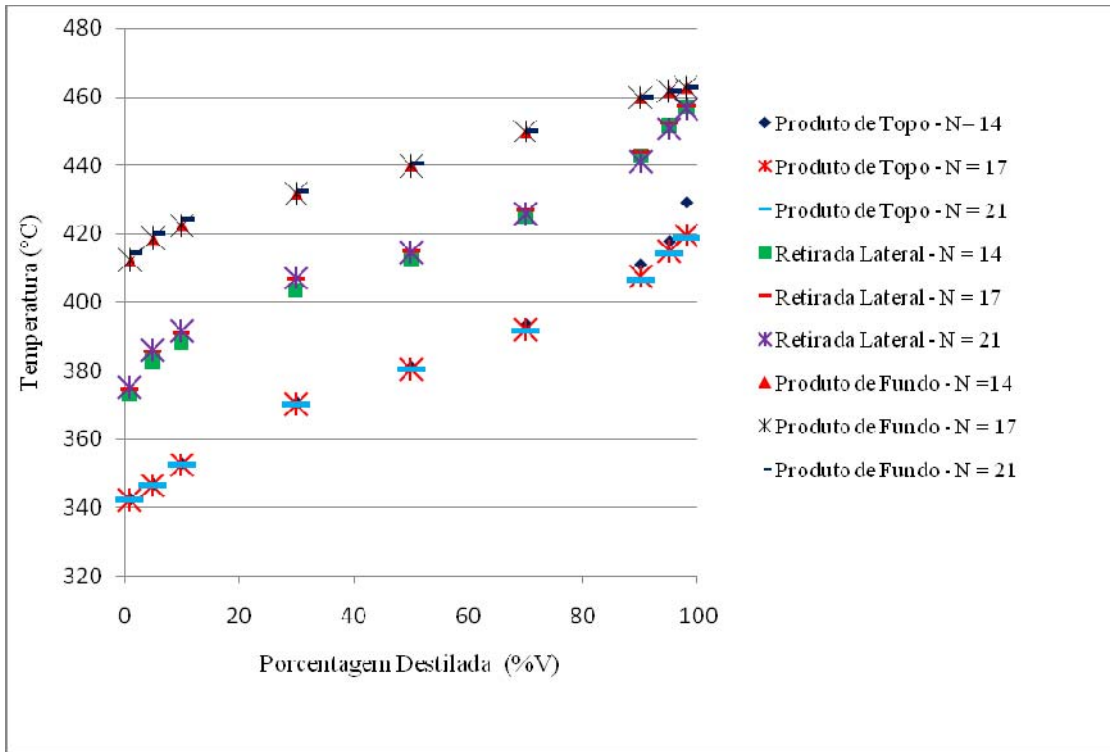


Figura 31. Influência do número de estágios na separação dos produtos da carga média

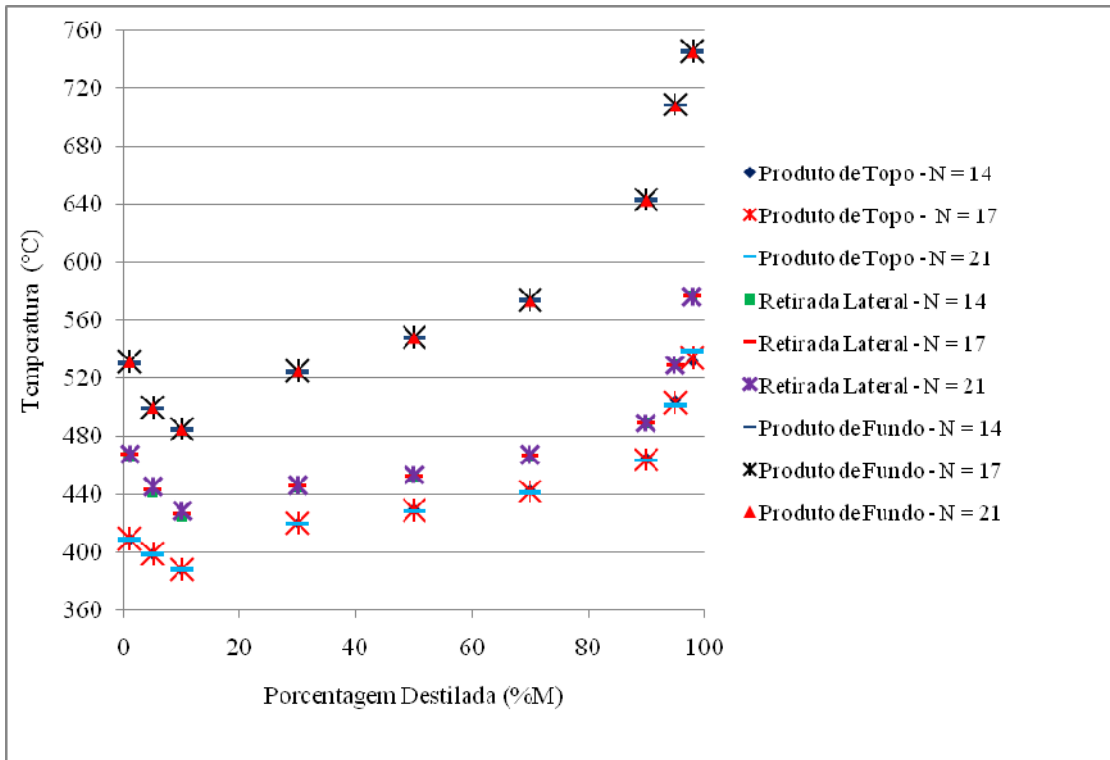


Figura 32. Influência do número de estágios na separação dos produtos da carga pesada

A variação do número de estágios de equilíbrio (14 a 21 estágios) não acarretou mudanças significativas na separação, devido ao fato dos perfis de temperatura e de pressão da coluna terem variado muito pouco dentro da faixa estudada. Isso pode ser

explicado pelo fato de terem sido fixadas as temperaturas do condensador e do refervedor nas simulações, fazendo com que os métodos iterativos do próprio software tendessem a convergir para os valores previamente fixados.

Com essa pequena variação do perfil de temperatura e sabendo-se que as propriedades físicas das fases líquida e vapor (densidade, viscosidade e tensão superficial) são dependentes principalmente da temperatura, estas também não sofreram grandes alterações, não modificando assim, o comportamento da separação. Os perfis de temperatura e a média das propriedades físicas para cada seção da coluna podem ser observados nas Tabelas 16 e 17.

Tabela 16. Perfil de temperatura e média das temperaturas para as seções de topo, lateral e fundo para os diferentes números de estágios.

	CARGA LEVE			CARGA MÉDIA			CARGA PESADA		
	Número de estágios			Número de estágios			Número de estágios		
	14	17	21	14	17	21	14	17	21
ESTÁGIO	T (°C)			T (°C)			T (°C)		
1	248,6	248,6	248,6	236,9	236,6	236,5	253,1	253	252,9
2	262,4	262,3	262,1	251,4	249,8	249,5	269,8	269,2	268,7
3	269,3	268,8	268,5	260	256,8	256,1	276,3	275,5	274,7
4	272,9	272,2	271,6	266,1	261,2	259,9	280,1	278,9	277,9
5	275,4	274,1	273,3	271,5	264,7	262,7	283,1	281,4	280
6	277,6	275,6	274,4	275,4	268,4	265,4	286,5	283,7	281,4
7	280,1	277	275,2	278,2	272,4	268,3	289	286,6	282,7
8	285,8	278,6	276,1	282,4	275,6	271,6	296,1	288,7	284,2
9	289	280,8	277,1	285	278,2	274,5	306	290,4	286,6
10	291,3	286,4	278,5	287,1	282,2	276,8	313,7	297	288,7
11	293,3	289,6	280,5	289,1	284,6	278,8	321,4	306,5	290,4
12	295,6	291,8	285,9	291,4	286,3	282,6	332,8	312,8	296,8
13	298,6	293,8	288,7	294,5	287,9	284,8	355	317,6	306,1
14	302,6	296	290,5	299,4	289,5	286,2	408,2	323,5	311,8
15	-	298,9	291,8	-	291,6	287,4	-	333,9	315
16	-	302,8	293,2	-	294,5	288,5	-	355,5	317,2
17	-	308,3	294,7	-	299,3	289,6	-	408,3	319,8
18	-	-	296,6	-	-	290,9	-	-	324,5
19	-	-	299,3	-	-	292,6	-	-	334,3
20	-	-	303	-	-	295,3	-	-	355,6
21	-	-	308,4	-	-	299,7	-	-	408,4
média topo	269,5	270,9	271,4	253,6	256,3	256,9	269,8	273,6	274
média lateral	-	-	-	276,9	277,1	276,9	288,7	290,7	289,3
média fundo	293,8	295,9	295,2	291,1	290,5	291,3	339,5	336,9	335,8

Tabela 17. Variação das propriedades físicas das fases líquido e vapor para os diferentes números de estágios para a carga leve.

14 estágios	topo	fundo	média topo*	média fundo**
ρ líquido (Kg/m ³)	761,077	758,345	759,753	758,345
ρ vapor (Kg/m ³)	0,357	0,396	0,314	0,389
μ líquido (Kg/(m.s))	$5,29 \cdot 10^{-4}$	$5,21 \cdot 10^{-4}$	$5,23 \cdot 10^{-4}$	$5,20 \cdot 10^{-4}$
μ vapor (Kg/(m.s))	$8 \cdot 10^{-6}$	$8 \cdot 10^{-6}$	$7 \cdot 10^{-6}$	$8 \cdot 10^{-6}$
tensão superficial (dyn/cm)	17,545	16,137	16,973	16,342
17 estágios				
	topo	fundo	média topo*	média fundo**
ρ líquido (Kg/m ³)	761,036	758,433	759,482	758,450
ρ vapor (Kg/m ³)	0,357	0,400	0,326	0,389
μ líquido (Kg/(m.s))	$5,23 \cdot 10^{-4}$	$5,23 \cdot 10^{-4}$	$5,21 \cdot 10^{-4}$	$5,20 \cdot 10^{-4}$
μ vapor (Kg/(m.s))	$7,70 \cdot 10^{-6}$	$7,90 \cdot 10^{-6}$	$7,00 \cdot 10^{-6}$	$8,00 \cdot 10^{-6}$
tensão superficial (dyn/cm)	17,544	16,018	16,926	16,254
21 estágios				
	topo	fundo	média topo*	média fundo**
ρ líquido (Kg/m ³)	760,996	758,398	759,248	758,199
ρ vapor (Kg/m ³)	0,357	0,400	0,338	0,390
μ líquido (Kg/(m.s))	$5,28 \cdot 10^{-4}$	$5,23 \cdot 10^{-4}$	$5,20 \cdot 10^{-4}$	$5,18 \cdot 10^{-4}$
μ vapor (Kg/(m.s))	$7,70 \cdot 10^{-6}$	$7,90 \cdot 10^{-6}$	$7,00 \cdot 10^{-6}$	$8,00 \cdot 10^{-6}$
tensão superficial (dyn/cm)	17,542	16,014	16,872	16,271

*Calculado pela média dos valores dos estágios 1 até a alimentação

** Calculado pela média dos valores dos estágios da alimentação até o fundo

Para as cargas média e pesada o comportamento seguiu a mesma tendência, isto é, as propriedades físicas variando muito pouco com o número de estágios teóricos.

5.5 - Influência da *revamp* no processo

Sendo a carga leve composta por apenas dois tipos de óleos lubrificantes básicos, *spindle* e neutro leve, não há vantagem em se trabalhar com a retirada lateral, pois nesse ponto seria obtido um corte constituído dos elementos mais leves do produto de fundo e os mais pesados do produto de topo. Por esse motivo, o estudo com a carga leve, tanto com o modelo antes da *revamp*, quanto com o pós-*revamp*, foi realizado sem a retirada lateral. Sendo assim, as únicas diferenças entre as duas configurações estão, no modelo antes da *revamp*, no maior número de estágios teóricos e de se ter um refulvador parcial.

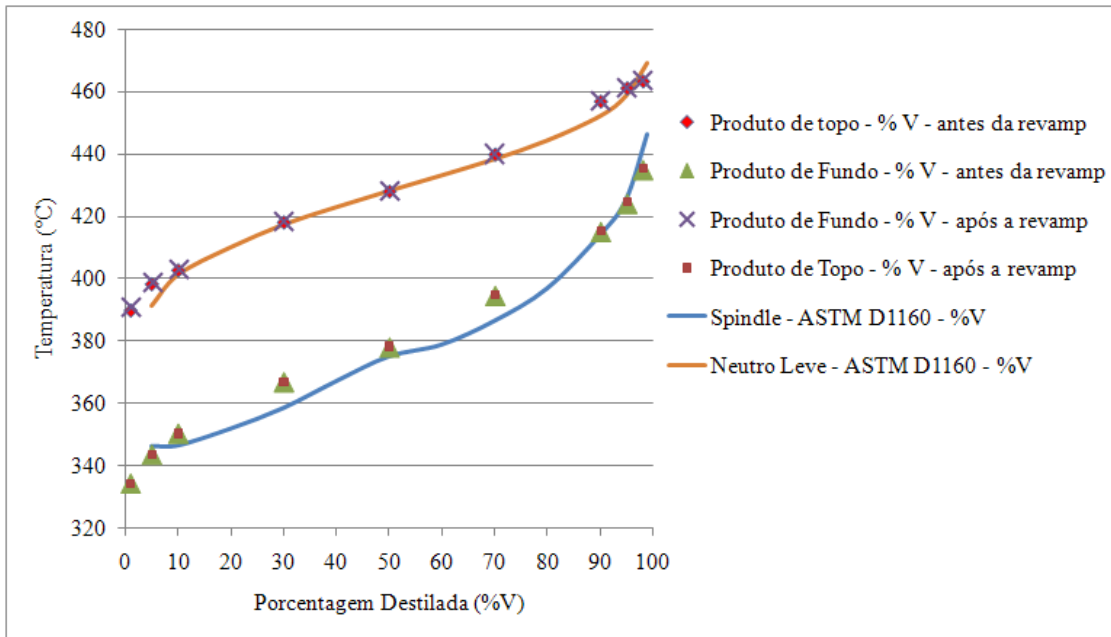


Figura 33. Comparação entre as curvas originais da carga leve e as obtidas por simulação antes e após a *revamp*

Conforme pode ser observado na Figura 33, tanto o produto de topo quanto o de fundo ficam bem caracterizados com a coluna antes da *revamp* ou pós *revamp*, pois os pontos simulados se correlacionam bem com os dados originais. Pode-se concluir, então, que a diminuição de um estágio teórico e a transformação de um refulvador parcial para um total que, em termos de simulação não foi “percebido” pelo programa, e não afetaram os resultados.

Para a carga média, sem a *revamp*, o produto de topo é constituído de um produto intermediário ao *spindle* e neutro leve, isto é, uma mistura dos dois óleos, enquanto que o produto de fundo é constituído por um produto intermediário ao neutro leve e neutro médio, conforme mostra a Figura 34. Isto significa que, sem a *revamp*, ou seja, sem a retirada lateral, o neutro leve se divide entre o produto de topo e de fundo, o que não é desejável.

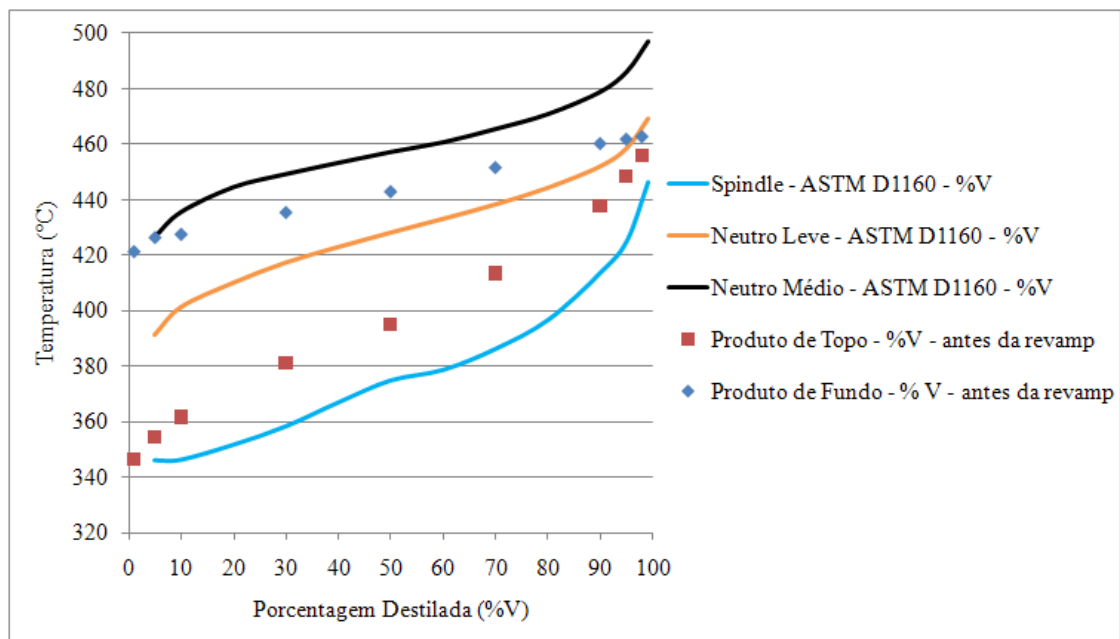


Figura 34. Comparação entre as curvas originais da carga média e as obtidas por simulação antes da *revamp*.

Com a *revamp*, há uma melhora na separação dos óleos mais leves, conforme indicado na Figura 35, pois nessa configuração pode-se retirar o neutro leve como produto intermediário, ajustando-se o produto dentro das especificações do *spindle*.

Para o produto de fundo, a presença da retirada lateral não afeta substancialmente sua separação, pois a retirada lateral encontra-se na seção de absorção.

Com relação à carga pesada, a nova retirada lateral aprimorou a separação dos produtos, pois se pode retirar o neutro médio como produto intermediário. Os resultados simulados do produto de fundo apresentam melhor concordância com a curva experimental do *bright stock* no caso pós-*revamp*, enquanto que sem a *revamp*, o neutro médio e o *bright stock* se confundem como produto de fundo, conforme indicam as Figuras 36 e 37.

Sem a *revamp*, o produto de fundo era recolhido com a presença de compostos mais leves, e assim os resultados das simulações são muito discordantes do *bright stock* original.

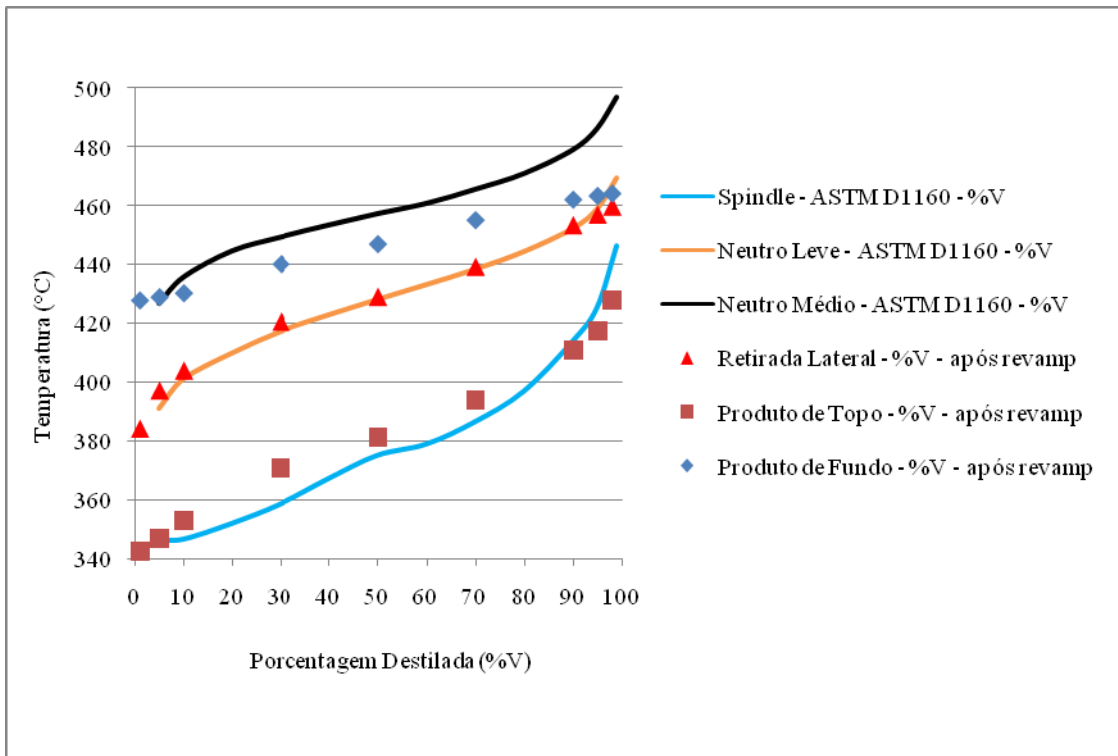


Figura 35. Comparação entre as curvas originais da carga média e as obtidas por simulação após a *revamp*.

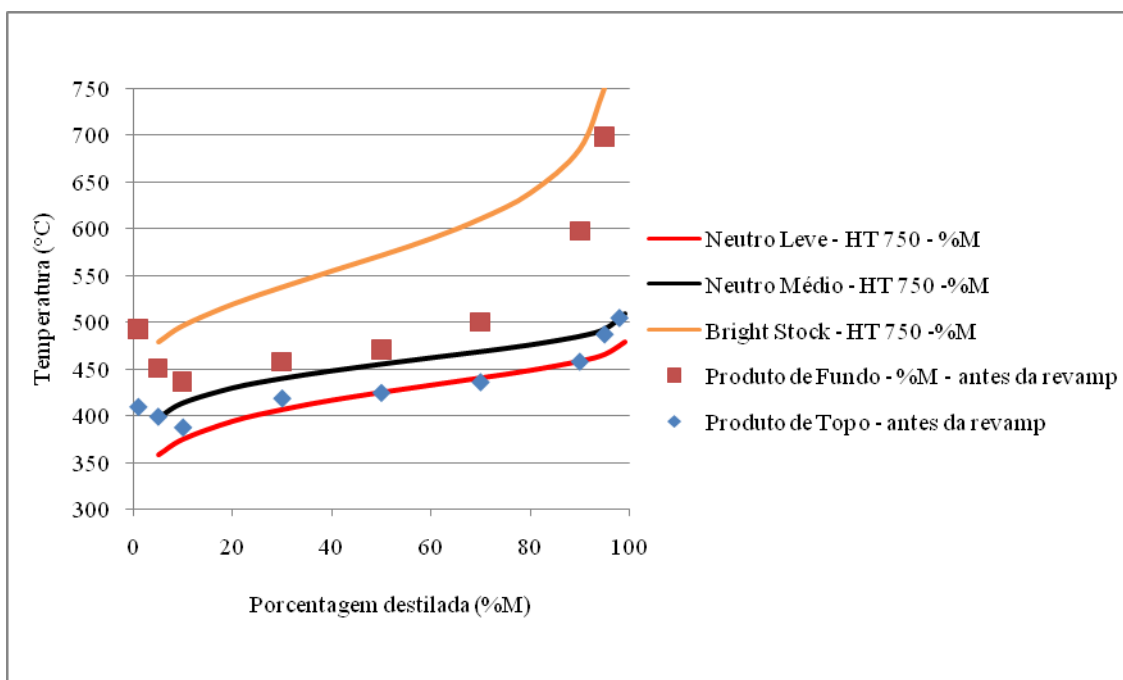


Figura 36. Comparação entre as curvas originais da carga pesada e as obtidas por simulação antes da *revamp*.

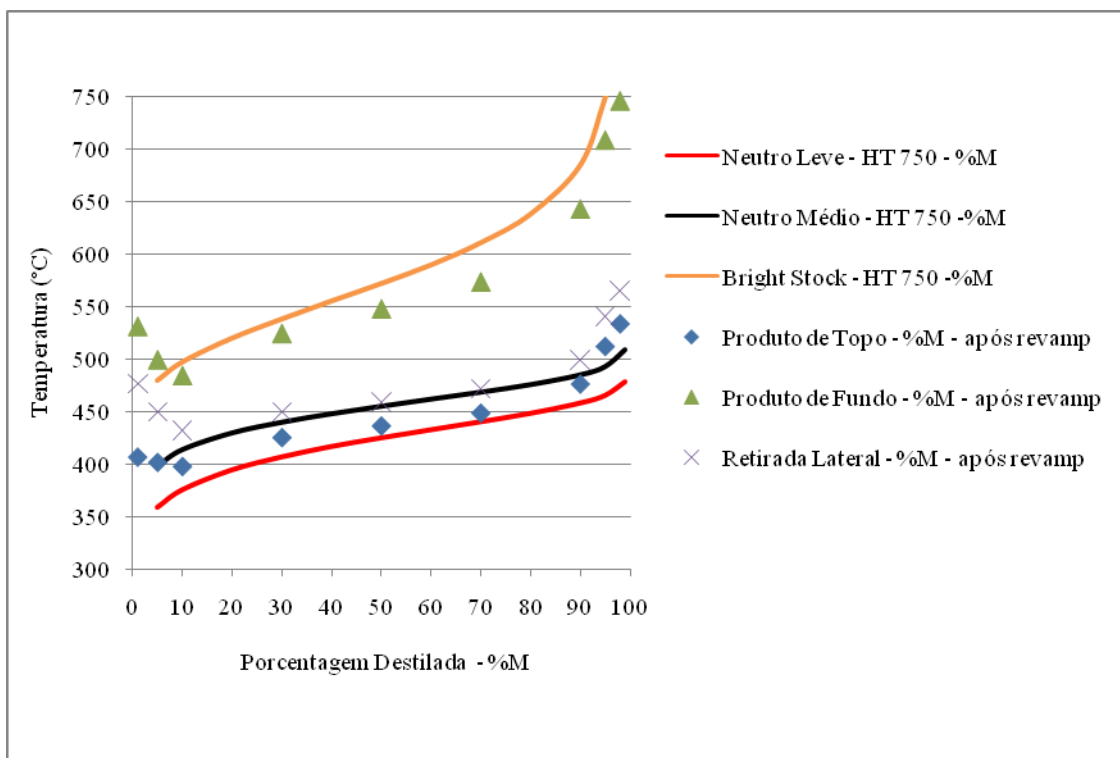


Figura 37. Comparação entre as curvas originais da carga pesada e as obtidas por simulação após a *revamp*.

5.6 - Experimentos na coluna QVF

Após oito meses sem operar, a coluna foi posta a funcionar quando o eletroímã foi alinhado com o divisor de refluxo, e o primeiro experimento com a carga leve foi realizado com alimentação no meio da coluna. Os seguintes dados de entrada foram ajustados no sistema operacional *WinErs*: pressão de 50mbar, temperatura da carga de 280°C, vazão de alimentação de 1Kg/h, razão de refluxo 0,5, vazão de saída de produtos de 0,6 e 0,4Kg/h para o topo e fundo, respectivamente, e a temperatura de 308°C para o fundo. Esta foi a temperatura encontrada na etapa de simulação para a carga leve conforme mencionado na Tabela 10.

Essas condições foram escolhidas por serem as melhores obtidas na etapa de simulação, conforme indica a Figura 25.

Mesmo com a pressão controlada, houve recolhimento de produto de topo durante a operação a refluxo total (condição de partida da unidade) o que acarretaria em erros no experimento. Entretanto, o fator que mais contribuiu para o insucesso do experimento foi o controle da vazão de saída dos produtos, pois a válvula do produto de fundo estava demasiadamente rígida. Quando testada no início do experimento, pareceu estar totalmente fechada, mas estava minimamente aberta, deixando passar produto (vapor) que era recolhido no vaso coletor, durante todo o experimento, desde a condição de refluxo total. Assim, o produto de fundo, acabou ficando mais leve do que o esperado.

Assim, a vazão de saída estipulada para os produtos, através das simulações, não foi respeitada, o que comprometeu muito os resultados, pois essa variável era importante para fechar o balanço de massa na coluna e para as análises.

As vazões para o produto de topo foram muito baixas, indicando que a razão de refluxo adotada não era a ideal para o experimento, mesmo apresentando bons

resultados para a simulação. Por esse motivo, com a entrada de 1Kg/h de carga no meio da coluna e uma vazão no topo muito abaixo do esperado, o produto de fundo foi recolhido com uma vazão bastante elevada, descaracterizando completamente os produtos esperados.

Os demais experimentos foram conduzidos segundo o planejamento presente na Tabela 18.

Tabela 18. Condições operacionais para os experimentos 2 e 3

Experimento	Pressão de operação (mbar)	Temperatura da carga (°C)	Vazão da alimentação (Kg/h)	Razão de refluxo
2	50	280	1	2
3	50	280	1	3

Ainda assim, todos os produtos obtidos nos três experimentos foram caracterizados através de testes de viscosidade, densidade e cromatografia gasosa (destilação simulada HT 750 - %m). Os resultados encontram-se nos Anexos D, E e F.

Como o PRO II[®] não fornece curvas do tipo HT 750 (%m), foi necessário utilizar outras curvas também em porcentagem mássica, fornecida pelo programa, como a D2887, para fins de comparação com a HT 750.

Os pontos experimentais ficaram bem mais leves do que os simulados, tanto para o produto de topo (*spindle*) como para o produto de fundo (neutro leve). Esse comportamento já era de se esperar tendo em vista os problemas operacionais da unidade, não só na partida a refluxo total que já recolhia produto (devido ao problema com a válvula solenóide, já mencionada anteriormente) começando com os mais leves, obviamente, até chegar ao *spindle*. Além disso, com o problema da válvula de fundo que, emperrada, “comandava” uma retirada no fundo fazendo com que o neutro leve também saísse impuro.

Nas Figuras 38 a 40 seguem as curvas dos três experimentos realizados. Como se pode observar, em todos os experimentos, o problema se repetiu.

A unidade de destilação QVF é bastante complexa e necessita de, pelo menos três pessoas para operá-la satisfatoriamente. Após os três experimentos, esperou-se um tempo para que as análises de viscosidade e cromatografia gasosa ficassem prontas, para que se pudessem programar, a partir dos resultados, os experimentos seguintes.

No entanto, quando a nova série de experimentos ia ser iniciada, a unidade apresentou novos problemas. Desta vez, com relação à comunicação entre o *software WinErs* e o controle automático da unidade, cujos relés estavam quase todos apagados, apesar de existir corrente no equipamento. Infelizmente, não se conseguiu profissional que, ao mesmo tempo, entendesse de um programa tão específico e de um sistema de controle tão complexo quanto da unidade QVF. Sendo assim, não houve condições de realizar novos experimentos.

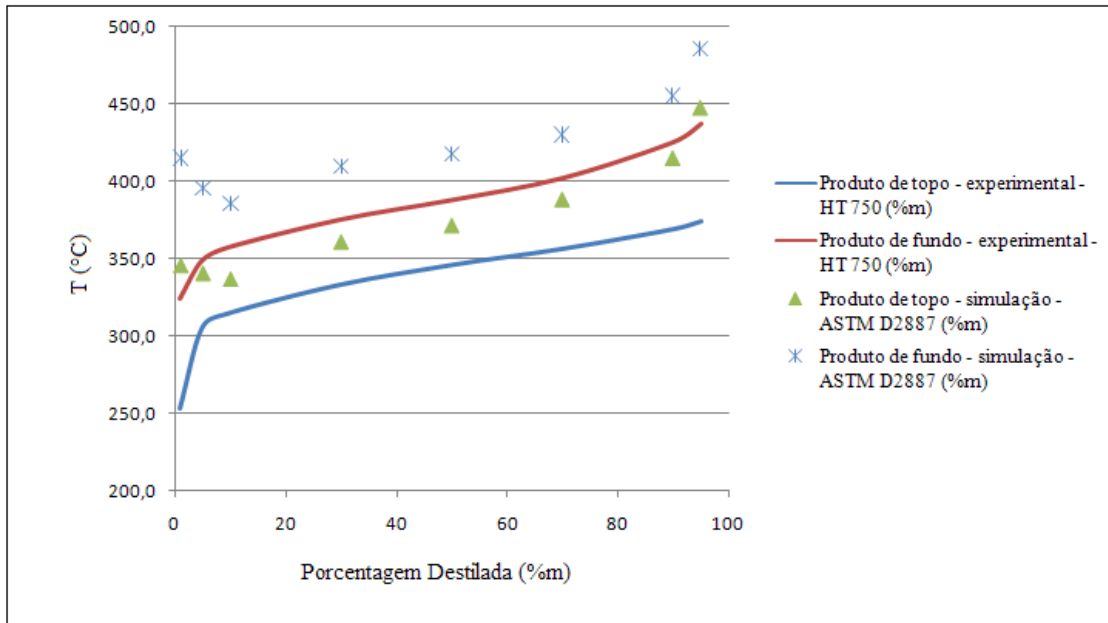


Figura 38. Comparação entre o resultado do experimento 1 obtido na unidade QVF com os dados simulados

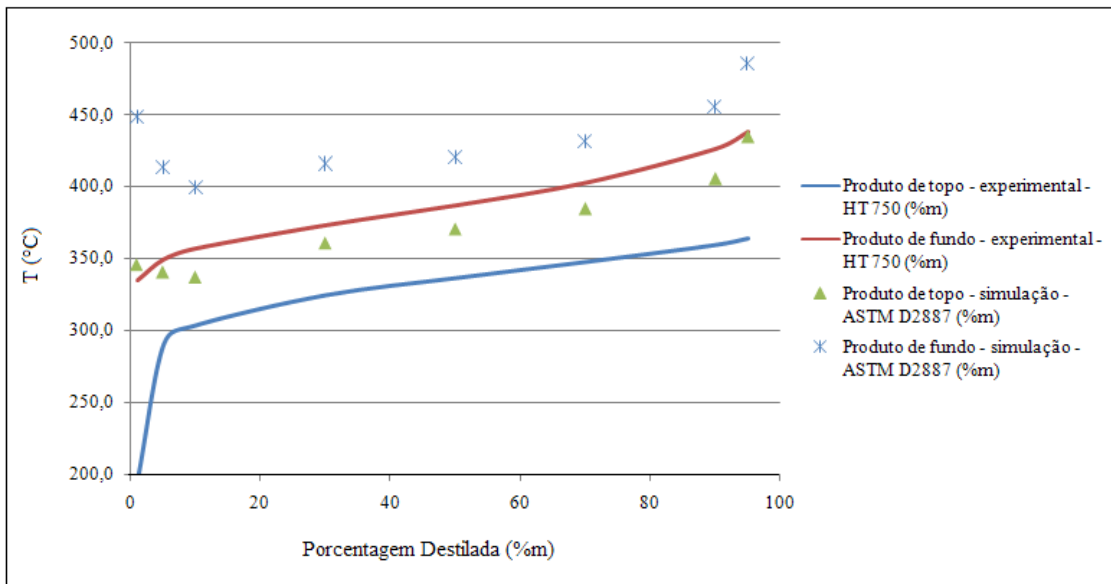


Figura 39. Comparação entre o resultado do experimento 2 obtido na unidade QVF com os dados simulados

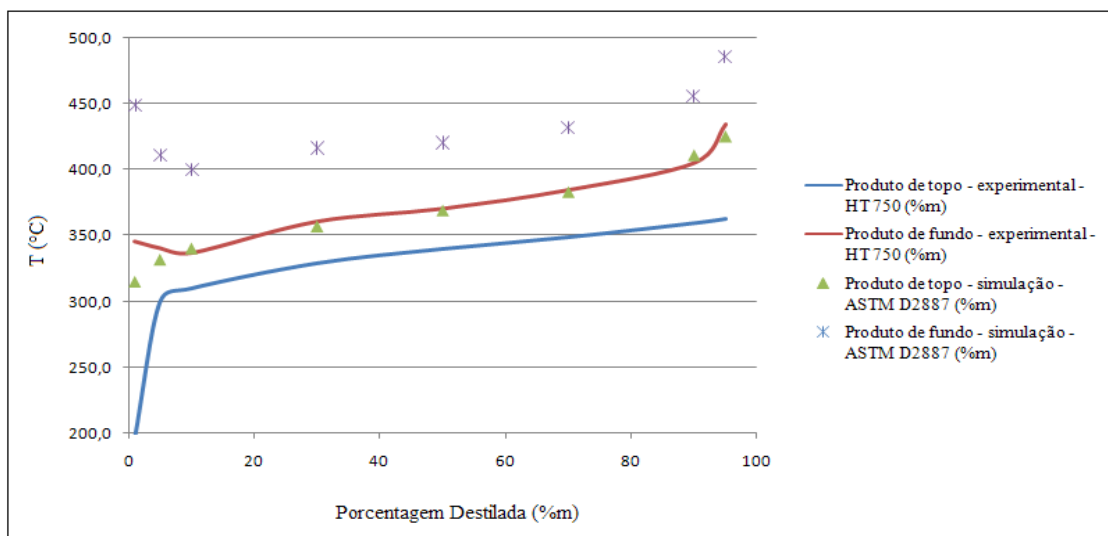


Figura 40. Comparação entre o resultado do experimento 3 obtido na unidade QVF com os dados simulados

5.7 - Análise de Desempenho do Recheio Sulzer DX

O desempenho do recheio Sulzer DX foi avaliado através do conceito de HETP (Altura Equivalente ao Prato Teórico), neste trabalho representado pelo HETP previsto (simulado), visto que os desvios obtidos entre os pontos simulados e as curvas dos óleos lubrificantes básicos, fornecidos pelo CENPES/PETROBRAS, foram baixos. Adicionalmente, o HETP previsto foi comparado ao obtido através do modelo empírico de Carrillo e colaboradores (2000) e dos modelos de transferência de massa de Olujic *et al.* (2004), Olujic *et al.* (2004) modificado e de Bravo, Rocha e Fair (1985), modificado por Orlando Jr. (2007).

5.7.1 HETP previsto

Na avaliação do desempenho de um recheio através do conceito de HETP (Altura Equivalente ao Prato Teórico), fez-se necessária a determinação do número de estágios de equilíbrio. O HETP pode ser estimado, então, pela razão entre a altura da coluna e o número de pratos teóricos. Assim:

$$\text{HETP} = \frac{Z}{N} \quad (51)$$

5.7.2 Análise de desempenho do recheio da Sulzer DX

A análise do desempenho do recheio Sulzer DX foi feita através de um modelo empírico (Carrillo *et al.*, 2000) e três modelos teóricos de transferência de massa, a saber: o de Bravo, Rocha e Fair (1985), modificado por Orlando Jr. (2007), o de Olujic e colaboradores (2004) original e a sua versão modificada.

Para isso, fazem-se necessárias as propriedades físicas das fases, líquida e vapor, das várias seções obtidas dos relatórios do PRO II[®]. É de suma importância a concordância entre as curvas obtidas pela simulação e as curvas originais dos produtos, para que os relatórios gerados pelas simulações possam ser utilizados.

Após o cálculo do HETP de cada seção, foi calculado o HETP médio, através da média geométrica dos HETPs, segundo a fórmula:

$$HETP_{MED} = \sqrt{(HETP_{TOPO}) \cdot (HETP_{FUNDO})} \quad (52)$$

ou

$$HETP_{MED} = \sqrt[3]{(HETP_{TOPO}) \cdot (HETP_{MEIO}) \cdot (HETP_{FUNDO})} \quad (53)$$

Com os HETPs médios determinados, foram calculados os desvios médios para cada modelo, em relação ao HETP previsto (representando o HETP simulado), através da equação:

$$Desvio\% = \frac{|HETP_{MED} - HETP_{PREV}|}{HETP_{PREV}} \times 100 \quad (54)$$

Sendo assim, o HETP previsto de cada mistura obtido através dos resultados da simulação com o *software* PRO II[®], para as seções da coluna pós-*revamp* podem ser visualizados na Tabela 19.

Tabela 19. Valores de HETPs previstos (simulado) para as cargas leve, média e pesada para as diferentes seções, considerando 17 estágios teóricos.

Carga	HETP _{prev,} TOPO* (m)	HETP _{prev,} MEIO* (m)	HETP _{prev,} FUNDO** (m)	HETP _{prev,} MÉDIO (m)
Leve	0,138	-	0,129	0,133
Média	0,138	0,138	0,129	0,135
Pesada	0,138	0,138	0,129	0,135

*Determinado por $Z/n = 0,55/4 = 0,138$, conforme a Tabela 6

**Determinado por $Z/n = 0,90/7 = 0,129$, conforme a Tabela 6

Para a carga leve, considerar o HETP simulado idêntico ao HETP previsto é uma boa aproximação, tendo em vista o pequeno desvio entre as curvas. Para as cargas média e pesada, os desvios foram maiores, todavia, os cálculos foram feitos para todas as cargas, para fins de comparação.

No presente trabalho os desvios variaram em torno de 2 a 6% em média, conforme indica o Anexo G.

A planilha de cálculo para os modelos de Carrillo *et al.* (2000), Olujić *et al.* (2004), Olujić *et al.* modificado (2004) e Bravo, Rocha e Fair (1985) modificado por Orlando Jr. (2007), encontram-se nos Anexos H e I

5.8 Resultados das estimativas de HETP

Para a estimativa de HETP, foram escolhidas as melhores condições operacionais dentre as simuladas para a carga leve, média e pesada. Tais condições foram aquelas que forneceram os resultados mais concordantes com as curvas experimentais fornecidas pelo CENPES/PETROBRAS.

Para a carga leve, o melhor resultado obtido nas simulações foi aquele em que se utilizaram as vazões de saída de 0,6 e 0,395Kg/h para o produto de topo e fundo respectivamente, utilizando a razão de refluxo de 0,5, conforme indica o caso 1 na

Figura 25. Mesmo tendo esse valor como o melhor, segundo as simulações, foram investigados os casos em que se utilizaram as razões de refluxo 2 e 3 (casos 2 e 3 da Tabela 20), a fim de analisar a influência desta variável, utilizando as mesmas vazões anteriormente mencionadas.

Além disso, foram também avaliados os casos em que se variou a vazão de alimentação, a vazão de saída dos produtos, a pressão de operação e a temperatura da carga (casos 4, 5, 6 e 7 respectivamente – Tabela 20). É importante ter em mente que o caso 5, onde foram utilizadas as vazões de 0,4 e 0,595Kg/h para o topo e o fundo, a razão de refluxo utilizada foi 2, pois conforme já mencionado na Tabela 12, a razão de refluxo 0,5 não funcionou para esses valores de vazão.

A Tabela 20 apresenta os casos, com suas respectivas condições operacionais, que foram utilizadas no estudo da estimativa de HETP. Vale lembrar que os casos citados nas Tabelas 20, 21 e 22, não necessariamente concordam com os casos citados nas Figuras 25 a 29.

Para a carga média, as vazões de 0,4, 0,2 e 0,395Kg/h para os produtos de topo, retirada lateral e fundo, respectivamente, foi a que forneceu o melhor resultado dentre as simulações (caso 3 – Figura 26). Enquanto que para a pesada, as vazões mais adequadas foram de 0,6, 0,2 e 0,195Kg/h (caso 1 – Figura 28), para o topo, retirada lateral e fundo, respectivamente. Seguindo a mesma metodologia para a carga leve, estes valores foram utilizados em combinação com as razões de refluxo 2 e 3 e vazão de alimentação de 2Kg/h para ambas as cargas, conforme o planejamento das Tabelas 21 e 22.

Os diferentes casos apresentados para todas as cargas são importantes para que se possam comparar os resultados e avaliar a influência de cada variável na análise do HETP.

Tabela 20. Condições operacionais para estimativa de HETP para a carga leve

Carga Leve						
	P(mbar)	T(°C)	F(Kg/h)	RR	D(Kg/h)	B(Kg/h)
Caso 01*	50	280	1	0,5	0,6	0,395
Caso 02	50	280	1	2	0,6	0,395
Caso 03	50	280	1	3	0,6	0,395
Caso 04	50	280	2	0,5	1,2	0,790
Caso 05*	50	280	1	2	0,4	0,595
Caso 06	70	280	1	0,5	0,6	0,395
Caso 07	50	300	1	2	0,6	0,395

*Os casos 01 e 05, equivalem aos casos 1 e 3 da Figura 25; o restante são casos escolhidos a fim de se estudar a influência das demais variáveis nas estimativas de HETP.

Tabela 21. Condições operacionais para estimativa de HETP para a carga média

Carga Média				
	P(mbar)	T(°C)	F(Kg/h)	RR
Caso 01*	30	280	1	2
Caso 02	30	280	1	3
Caso 03	30	300	1	2
Caso 04	30	280	2	2
Caso 05**	30	280	1	2
Caso 06	40	280	1	2

* equivalente ao caso 3 da Figura 26

** equivalente ao caso 6 da Figura 27

Tabela 22. Condições operacionais para estimativa de HETP para a carga pesada

	Carga Pesada			
	P(mbar)	T(°C)	F(Kg/h)	RR
Caso 01*	10	280	1	2
Caso 02	10	280	1	3
Caso 03	10	300	1	2
Caso 04	10	280	2	2
Caso 05**	10	280	1	2
Caso 06	20	280	1	2

* equivalente ao caso 1 da Figura 28

** equivalente ao caso 5 da Figura 29

Com o HETP previsto, para fins de comparação, foram estudados os modelos de Carrillo *et al.* (2000), Olujić *et al.* (2004), Olujić *et al.* (2004) modificado e Rocha, Bravo e Fair (1985) modificado, para avaliar que modelo melhor descreve o desempenho do recheio Sulzer DX[®] na separação das misturas de óleos lubrificantes básicos.

5.8.1 Modelo de Carrillo *et al.* (2000)

Conforme mencionado no Capítulo IV, a correlação de Carrillo *et al.* (2000) é um modelo baseado nas propriedades físicas das fases líquido e vapor, além da pressão de operação.

Um dos motivos para a adoção deste modelo foi justamente a fácil acessibilidade a tais propriedades, pois todas são obtidas através dos resultados no PRO II[®]. Além disso, foram levados em consideração os baixos desvios obtidos por Orlando Jr. (2007) para a mistura C10-C13, da faixa do querosene, com o uso dessa correlação. Essa decisão foi tomada embora o referido autor tenha trabalhado com pressões mais elevadas e uma carga bem diferente da atual.

Assim, os resultados dos casos propostos nas Tabelas 20 a 22 anteriores, estão apresentados nas Tabelas 23 a 25.

Tabela 23. Resultados de estimativa de HETP utilizando a correlação de Carrillo *et al.* (2000) e o desvio em relação ao HETP previsto (simulado) para a carga leve.

		Fv (Pa ^{0,5})	HETPcalc	Desvio (%)
Caso 01	Topo	0,330	0,075	45,50
	Fundo	0,053	0,032	73,08
	Médio	-	0,051	61,70
Caso 02	Topo	0,684	0,102	26,27
	Fundo	0,308	0,072	43,88
	Médio	-	0,086	35,67

Caso 03	Topo	0,923	0,115	16,47
	Fundo	0,480	0,087	32,47
	Médio	-	0,100	24,89
Caso 04	Topo	0,659	0,101	27,12
	Fundo	0,108	0,047	63,68
	Médio	-	0,069	48,55
Caso 05	Topo	0,454	0,086	37,81
	Fundo	0,113	0,048	62,89
	Médio	-	0,096	27,83
Caso 06	Topo	0,282	0,078	43,16
	Fundo	0,148	0,059	53,98
	Médio	-	0,068	48,86
Caso 07	Topo	0,683	0,102	26,31
	Fundo	0,225	0,063	50,80
	Médio	-	0,080	39,79

O modelo de Carrillo *et al.* (2000) é altamente dependente das vazões de vapor no interior da coluna, refletidas na Tabela 23 pela razão de refluxo adotada em cada caso. Os casos 1, 2 e 3 mostram valores crescentes de razão de refluxo e, conseqüentemente, de HETP, havendo um ajuste com relação ao HETP previsto, conforme demonstrado pela diminuição dos desvios.

Quando se dobrou a vazão de alimentação (casos 1 e 4), como era de se esperar, os valores de F_v aumentam, ocorrendo, assim, um ajuste com relação aos valores de HETP.

Analisando-se os casos 2 e 7, pode-se observar que a diferença da temperatura da carga, dentro da faixa estudada, em nada influenciou no desvio entre os valores do HETP previsto e do calculado pelo modelo.

Portanto, cargas leves, operando acima de 50mbar com razões de refluxo mais elevadas podem ser analisadas pela correlação de Carrillo *et al.* (2000) (caso 3), em que o desvio no topo foi em torno de 16%.

Ao serem analisadas as Tabelas 24 e 25 relativas às cargas média e pesada, pode-se observar que o comportamento das seções de topo e intermediária são semelhantes para ambas as cargas, ou seja, produziram valores de HETP bem próximos em todos os casos. Esse padrão obedeceu à uniformidade dos valores de F_v para essas seções. Já a seção de fundo fugiu, na maioria das vezes, dessa tendência.

Tabela 24. Resultados de estimativa de HETP utilizando a correlação de Carrillo *et al.* (2000) e o desvio em relação ao HETP previsto (simulado) para a carga média.

		Fv (Pa ^{0,5})	HETPcalc	Desvio (%)
Caso 01	Topo	0,549	0,071	48,63
	Meio	0,534	0,069	49,29
	Fundo	0,092	0,025	80,26
	Médio	-	0,050	62,81
Caso 02	Topo	0,739	0,080	41,87
	Meio	0,732	0,080	42,20
	Fundo	0,222	0,037	71,50
	Médio	-	0,062	54,25
Caso 03	Topo	0,548	0,072	48,69
	Meio	0,536	0,07	49,24
	Fundo	0,051	0,02	84,48
	Médio	-	0,046	65,68
Caso 04	Topo	1,097	0,095	31,31
	Meio	1,064	0,093	32,28
	Fundo	0,185	0,034	73,46
	Médio	-	0,071	50,21
Caso 05	Topo	0,548	0,071	48,64
	Meio	0,525	0,069	49,66
	Fundo	0,092	0,025	80,33
	Médio		0,050	62,95
Caso 06	Topo	0,48	0,076	44,58
	Meio	0,473	0,075	45,02
	Fundo	0,187	0,039	69,81
	Médio	-	0,061	54,86

Tabela 25. Resultados de estimativa de HETP utilizando a correlação de Carrillo *et al.* (2000) e o desvio em relação ao HETP previsto (simulado) para a carga pesada

		Fv (Pa ^{0,5})	HETPcalc	Desvio (%)
Caso 01	Topo	1,377	0,053	61,27
	Meio	1,344	0,052	61,76
	Fundo	0,76	0,032	75,22
	Médio	-	0,045	66,77
Caso 02	Topo	1,843	0,060	56,27
	Meio	1,792	0,059	56,96
	Fundo	1,036	0,036	71,83
	Médio		0,051	62,44
Caso 03	Topo	1,377	0,053	61,27
	Meio	1,341	0,052	61,78
	Fundo	0,486	0,026	79,46
	Médio		0,042	68,77
Caso 04	Topo	2,706	0,071	48,69
	Meio	2,551	0,069	50,29
	Fundo	1,423	0,041	67,59
	Médio		0,058	56,69
Caso 05	Topo	0,922	0,045	67,26
	Meio	0,909	0,045	67,46
	Fundo	0,479	0,026	79,50
	Médio		0,037	72,04
Caso 06	Topo	0,992	0,074	46,19
	Meio	0,978	0,074	46,55
	Fundo	0,682	0,049	50,15
	Médio		0,064	52,34

Tal como ocorreu para a carga leve, as cargas média e pesada apresentaram comportamentos semelhantes com relação à variação da razão de refluxo e da vazão de alimentação.

5.8.2. HETP previsto com diferentes números de estágios

Conforme analisado no item 5.4.6, onde foram estudadas as influências dos diferentes números de estágios, pode-se perceber que não houve modificações nas correntes de saída dos produtos obtidos a partir das cargas leve, média e pesada. Porém, com a variação do número de estágios, o HETP previsto, se modifica, pois este é inversamente proporcional ao número de estágios teóricos.

Levando-se em conta que as propriedades das fases, líquida e vapor, são praticamente constantes na faixa estudada, o HETP previsto com N (número de estágios) 14 a 21, foram comparados com os valores de HETP calculados segundo a correlação de Carrillo *et al.* (2000) para os casos 2, (carga leve), e casos 1 para as cargas média e pesada, (conforme as Tabelas 26 a 28). A comparação foi realizada entre o HETP previsto e os casos acima mencionados, pois as condições operacionais utilizadas nas simulações do item 5.4.6 são as mesmas para os casos anteriormente mencionados.

Tabela 26. Influência da variação de N na estimativa de HETP para a carga leve

CASO 2 (Carga leve)									
N	N TOPO*	N FUNDO*	HETP PREVISTO (Z/N)		HETP Carrillo <i>et al.</i> (2000) (N = 17)			desvio topo (%)	desvio fundo (%)
			Topo**	Fundo**	topo	fundo	médio		
14	6***	6***	0,183	0,150	0,102	0,072	0,086	44,36	52,00
15	7	6	0,157	0,150				35,09	52,00
16	7	7	0,157	0,129				35,09	44,00
17	8	7	0,138	0,129				26,27	43,88
18	8	8	0,138	0,113				25,82	36,00
19	9	8	0,122	0,113				16,54	36,00
20	9	9	0,122	0,100				16,54	28,00
21	10	9	0,110	0,113				7,27	28,00

*Número de estágios das seções de topo e fundo

**Calculado por Z/N_{topo} e Z/N_{fundo}

*** a soma de N TOPO + N FUNDO + condensador + refeedor = N, sendo que o PRO II sempre conta o refeedor e condensador como estágios de equilíbrio.

Tabela 27. Influência da variação de N na estimativa de HETP para a carga média

CASO 1 (Carga média)													
N	N TOPO	N MEIO	N FUNDO	HETP PREVISTO (Z/N)			HETP Carrillo <i>et al.</i> (2000) (N = 17)				desvio topo	desvio meio	desvio fundo
				topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	médio			
14	4	4	4	0,138	0,138	0,225	0,071	0,069	0,025	0,050	48,36	49,81	61,78
15	4	4	5	0,138	0,138	0,180					48,36	49,81	52,22
16	4	4	6	0,138	0,138	0,150					48,36	49,81	42,67
17	4	4	7	0,138	0,138	0,129					48,36	49,81	33,11
18	4	4	8	0,138	0,138	0,113					48,36	49,81	23,56

19	4	4	9	0,138	0,138	0,100					48,36	49,81	14,00
20	4	4	10	0,138	0,138	0,090					48,36	49,81	4,44
21	4	4	11	0,138	0,138	0,082					48,36	49,81	5,11

Tabela 28. Influência da variação de N na estimativa de HETP para a carga pesada

CASO 1 (Carga pesada)													
				HETP PREVISTO (Z/N)			HETP Carrillo <i>et al.</i> (2000) (N = 17)				desvio topo	desvio meio	desvio fundo
N	N TOPO	N MEIO	N FUNDO	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	médio			
14	4	4	4	0,138	0,138	0,225	0,053	0,052	0,032	0,086	61,27	61,76	85,78
15	4	4	5	0,138	0,138	0,180					61,27	61,76	82,22
16	4	4	6	0,138	0,138	0,150					61,27	61,76	78,67
17	4	4	7	0,138	0,138	0,129					61,27	61,76	75,11
18	4	4	8	0,138	0,138	0,113					61,27	61,76	71,56
19	4	4	9	0,138	0,138	0,100					61,27	61,76	68,00
20	4	4	10	0,138	0,138	0,090					61,27	61,76	64,44
21	4	4	11	0,138	0,138	0,082					61,27	61,76	60,89

Conforme os resultados obtidos, percebe-se que o HETP (como era de se esperar) diminui com o aumento de N, e assim, no caso da carga leve, a correlação de Carrillo *et al.* (2000) representa melhor as simulações com maior número de estágios, fornecendo menores desvios (em torno de 7 e 28% para o topo e fundo, respectivamente).

Para as cargas, média e pesada, a correlação só demonstra efeito com relação à seção de esgotamento, pois as seções de topo e intermediárias permanecem com N constante. Assim, o maior número de estágios na seção de fundo, faz com que os desvios sejam diminuídos, aprimorando os resultados, principalmente, para a carga média, mas não o suficiente para a pesada.

5.8.3 Comparação entre Carrillo *et al.* (2000) e valores de HETP do fabricante

A comparação entre o modelo de Carrillo *et al.* (2000) e a curva fornecida pelo fabricante é possível, pois ambos são obtidos experimentalmente. Essa comparação permite verificar se o modelo adotado descreve de maneira satisfatória ou não a separação da mistura de óleos lubrificantes básicos.

A curva do fabricante (SULZER) é disponibilizada quando se adquire o recheio, sob a forma de um gráfico de HETP versus fator de separação (Fv), como apresentada na Figura 41.

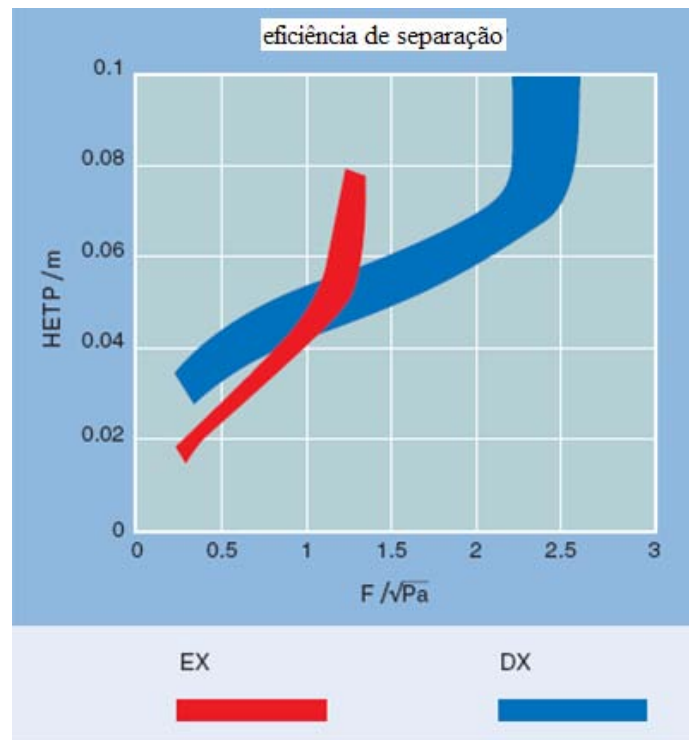


Figura 41. Estimativa de HETP vs Fv fornecido pelo fabricante

As Tabelas 29, 30 e 31 mostram a faixa dos desvios entre o modelo de Carrillo e colaboradores (2000) e o da Sulzer, para as cargas leve, média e pesada, respectivamente. Como a curva abrange uma faixa de valores de HETP, para cada valor de Fv (vazão de vapor) optou-se por estabelecer essa faixa em termos de mínimo (MIN) e máximo (MAX) nas tabelas.

Tabela 29. Desvio entre o HETP fornecido pelo fabricante (Sulzer) e o HETP obtido através da correlação de Carrillo *et al.* (2000) para a carga leve

CASO	Fv*	Fv	Topo		Fundo	
			MIN	MAX	MIN	MAX
1	0,330	0,053	48,00	53,33	-	-
2	0,684	0,308	51,96	59,80	45,83	52,78
3	0,923	0,480	52,17	64,35	52,87	58,62
4	0,659	0,108	52,48	60,40	-	-
5	0,454	0,792	54,65	58,14	51,85	62,04
6	0,282	0,148	51,28	55,13	-	-
7	0,638	0,225	52,94	60,78	41,27	46,03

Conforme observado nas Tabelas 29 e 30, os desvios encontram-se na faixa de 35 a 65%, demonstrando que a correlação de Carrillo *et al.* (2000) não se aplica a uma estimativa rápida de HETP desse tipo de recheio, na separação de óleos lubrificantes básicos.

Vale ressaltar que os valores de HETP fornecidos pelo fabricante se baseiam em testes realizados com misturas binárias de composição conhecida, a refluxo total, isto é, condições bem diferentes das utilizadas no presente trabalho.

Tabela 30. Desvio entre o HETP fornecido pelo fabricante (Sulzer) e o HETP obtido através da correlação de Carrillo *et al.* (2000) para a carga média

CASO	Fv* Topo	Topo		Meio		Fundo			
		Fv Meio	Fv Fundo	MIN	MAX	MIN	MAX	MIN	MAX
1	0,549	0,534	0,092	36,62	40,85	36,23	40,58	-	-
2	0,739	0,732	0,222	37,50	50,00	37,50	50,00	-	-
3	0,548	0,536	0,051	37,50	41,67	38,57	41,43	-	-
4	1,097	1,064	0,185	38,95	52,63	38,71	52,69	-	-
5	0,548	0,525	0,092	36,62	40,85	37,68	44,93	-	-
6	0,48	0,473	0,187	46,05	52,63	44,00	53,33	-	-

Tabela 31. Desvio entre o HETP fornecido pelo fabricante (Sulzer) e o HETP obtido através da correlação de Carrillo *et al.* (2000) para a carga pesada

CASO	Fv* Topo	Topo		Meio		Fundo			
		Fv Meio	Fv Fundo	MIN	MAX	MIN	MAX	MIN	MAX
1	1,377	1,344	0,760	3,77	11,32	3,85	11,54	-	-
2	1,843	1,792	1,036	5,00	6,67	5,08	6,78	22,22	58,33
3	1,377	1,341	0,486	3,77	11,32	3,85	11,54	42,31	61,54
4	2,706	2,551	1,423	-	-	-	-	26,83	46,34
5	0,922	0,909	0,479	8,89	22,22	11,11	20,00	38,46	57,69
6	0,992	0,978	0,682	41,89	24,32	43,24	24,32	4,26	12,77

*Fv em (Pa^{0,5})

A Tabela completa com todos os valores de HETP encontra-se no Anexo J.

Pode-se observar, analisando-se a Tabela 31, que os desvios apresentados para a carga pesada foram bem inferiores às demais, principalmente no que se refere às seções de topo e intermediária. Cabe ressaltar, no entanto, que no caso 4, onde a vazão da alimentação da carga foi dobrada (2kg/h), houve a extrapolação da faixa de vazão de vapor da curva fornecida pelo fabricante.

Com isso, comparando-se o modelo de Carrillo *et al.* (2000) e o simulado, percebe-se que, em média, os maiores desvios ocorreram para a carga pesada e os menores, para a carga leve, ao contrário de quando se compara o modelo de Carrillo *et al.* (2000) e o fornecido pelo fabricante, na qual a carga pesada mostrou menores desvios e a carga leve, os maiores.

Os desvios foram próximos para a carga média, tanto quando se compara o modelo de Carrillo *et al.* (2000) com o simulado e do fabricante.

Resumidamente, a curva do fabricante não fornece uma boa previsão de estimativa de HETP para esse tipo de carga, justamente por ter sido desenvolvida para cargas menos complexas e o modelo de Carrillo *et al.* (2000) atende razoavelmente às condições de razão de refluxo mais elevadas e cargas mais leves.

5.8.4 Avaliação de HETP através de modelos de transferência de massa

A estimativa de HETP através dos modelos teóricos necessita de cálculos do coeficiente de transferência de massa do gás (k_g), do coeficiente de transferência de massa do líquido (k_l) e da área superficial efetiva de transferência de massa (a_e), juntamente com as velocidades superficiais da fase vapor, da fase líquida e o fator de esgotamento, dados estes experimentais, para cálculo do HETP.

No presente trabalho, foram estudados os modelos de Olujić *et al.* (2004), Olujić *et al.* (2004) modificado e de Bravo, Rocha e Fair (1985), modificado por Orlando Jr. (2007). A diferença entre cada modelo e suas versões encontra-se nos cálculos dos parâmetros k_l , k_g e a_e , sendo assim, pode-se avaliar como cada uma dessas variáveis influenciam na estimativa de HETP.

Para os modelos de Olujić *et al.* (2004) e Olujić *et al.* (2004) modificado, a única diferença está no cálculo da área efetiva de transferência de massa, pois o modelo modificado não leva em consideração a correlação de Onda *et al.* (1968) e sim, a correlação de área de Rocha, Bravo e Fair (1993,1996).

O modelo de Bravo, Rocha e Fair (1985, modificado) utiliza a mesma equação para o cálculo da área superficial efetiva que Olujić *et al.* (2004) modificado, porém apresenta resultados diferentes de área em relação a este modelo, pois se diferencia no cálculo do diâmetro hidráulico equivalente, além dos cálculos de k_g e k_l . Os resultados das velocidades superficiais das fases, líquido e vapor, da área superficial efetiva e dos coeficientes de transferência de massa podem ser observados nas Tabelas 25 a 27.

Tabela 32. Determinação das velocidades superficiais, dos coeficientes de transferência de massa para as fases líquida e vapor e da área superficial efetiva da carga leve, para as seções de topo e de fundo

modelo		ugs		uls		Kl		kg		ae	
		Topo	fundo	topo	fundo	topo	Fundo	topo	fundo	topo	fundo
Caso 01	Olujić (Onda)	0,548	0,123	8,5E-05	1,6E-04	8,9E-05	1,2E-04	0,018	0,010	120,59	141,43
	Olujić*					6,3E-05	8,4E-05	0,0143	0,005	695,17	663,63
	BRF					6,3E-05	8,4E-05	0,0143	0,005	702,50	672,17
Caso 02	Olujić (Onda)	1,128	0,704	3,7E-04	4,7E-04	1,5E-04	1,7E-04	0,027	0,028	177,33	184,99
	Olujić*					1,0E-04	1,2E-04	0,025	0,021	615,78	601,18
	BRF					1,0E-04	1,2E-04	0,025	0,021	626,20	612,19
Caso 03	Olujić (Onda)	1,519	1,093	5,7E-04	6,6E-04	1,7E-04	2,3E-04	0,034	0,048	182,64	190,54
	Olujić*					1,2E-04	1,6E-04	0,034	0,038	587,65	576,17
	BRF					1,2E-04	1,6E-04	0,034	0,038	599,21	588,20

* Versão modificada

Conforme pode ser observado nas Tabelas 25 a 27, pode-se perceber que houve coerência entre os valores de u_{gs} e u_{ls} quando se aumentou a razão de refluxo entre os casos 1, 2 e 3 para a carga leve e nos casos 1 e 2 para as cargas média e pesada.

Tabela 33. Determinação das velocidades superficiais, dos coeficientes de transferência de massa para as fases líquida e vapor e da área superficial efetiva da carga média, para as seções de topo, meio e fundo

modelo		ugs			uls			kl			kg			ae		
		topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo
Caso 01	Olujić (Onda)	1,106	1,061	0,28	2,60E-04	1,80E-04	2,10E-04	1,10E-04	9,70E-05	1,10E-04	0,032	0,032	0,016	139,72	130,80	137,07
	Olujić*							637,71			656,68			648,64		
	BRF							7,90E-05	6,80E-05	8,10E-05	0,028	0,028	0,011	647,31	665,53	657,81
modelo		topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo
Caso 02	Olujić (Onda)	1,485	1,449	0,671	3,90E-04	3,30E-04	3,70E-04	1,30E-04	6,50E-05	1,40E-04	0,038	0,039	0,027	152,46	147,74	153,64
	Olujić*							611,81			624,06			616,69		
	BRF							9,20E-05	4,50E-05	9,70E-05	0,035	0,037	0,021	622,45	634,21	627,13
modelo		topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo
Caso 03**	Olujić (Onda)	0,844	0,82	0,494	2,60E-04	1,90E-04	3,60E-04	1,20E-04	9,90E-05	1,40E-04	0,024	0,025	0,020	153,51	144,46	167,26
	Olujić*							636,80			654,66			617,72		
	BRF							8,10E-05	6,90E-05	9,90E-05	0,021	0,022	0,016	646,42	663,58	628,10

* Versão modificada

** O caso 03 é equivalente ao caso 06 da Tabela 18

Tabela 34. Determinação das velocidades superficiais, dos coeficientes de transferência de massa para as fases líquida e vapor e da área superficial efetiva da carga pesada, para as seções de topo, meio e fundo

modelo		ugs			uls			kl			kg			ae		
		topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo
Caso 01	Olujić (Onda)													96,85	92,99	105,26
	Olujić*	4,517	4,32	3,693	3,80E-04	3,10E-04	5,30E-04	1,20E-04	9,80E-05	1,20E-04	0,114	0,116	0,118	614,13	627,71	591,74
	BRF							7,50E-05	6,90E-05	8,30E-05	0,110	0,114	0,114	624,73	637,77	603,32
modelo		topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo
Caso 02	Olujić (Onda)													105,31	103,21	112,00
	Olujić*	6,013	5,668	4,909	5,70E-04	5,00E-04	7,20E-04	1,20E-04	1,20E-04	1,30E-04	0,135	0,137	0,138	586,69	596,36	570,06
	BRF							8,60E-05	8,20E-05	9,30E-05	0,139	0,144	0,147	598,43	607,70	582,55
modelo		topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo	topo	meio	fundo
Caso 03**	Olujić (Onda)													132,02	126,87	148,23
	Olujić*	2,345	2,289	2,434	3,80E-04	3,10E-04	6,50E-04	1,10E-04	1,00E-04	1,30E-04	0,058	0,060	0,068	613,39	626,91	577,39
	BRF							7,70E-05	7,20E-05	9,20E-05	0,055	0,057	0,068	623,98	636,95	589,51

* Versão modificada

** O caso 03 é equivalente ao caso 06 da Tabela 19

Além disso, os valores de a_e das seções de topo e fundo para a carga leve e as seções de topo, intermediária e fundo para as cargas média e pesada são semelhantes quando se compara o modelos de Bravo, Rocha e Fair (1985 – modificado) e o modelos de Olujić *et al.* (2004).

Isso ocorre devido à proximidade dos valores do diâmetro equivalente calculados, que são os mesmos para as cargas leve, média e pesada, pois a determinação de d_{eq} é função apenas da geometria do recheio para ambos os modelos, sendo que, para Olujić *et al.* (2004) (tanto o original quanto o modificado) também é função da espessura do filme líquido, que é praticamente constante em todos os casos estudados.

Tabela 35. Diâmetro equivalente para as cargas leve, média e pesada, determinados a partir de Bravo, Rocha e Fair (1985 – modificado) e Olujić *et al.* (2004)

Bravo, Rocha e Fair (1985 – modificado)	Olujić <i>et al.</i> (2004)
0,0024	0,0034

Como era de se esperar, o modelo de Olujić *et al.* (2004) original, (isto é, levando-se em conta a correlação de Onda – 1968), fornece valores de área superficial muito inferiores aos valores reais, fazendo com que os HETP's obtidos fossem bem maiores do que o esperado, conforme mostra as Tabelas 29 a 31, principalmente a baixas pressões (carga pesada).

Tabela 36. Valores de HETP para os modelos de Olujić *et al.* (2004), Olujić *et al.* (2004 - modificado) e Bravo, Rocha e Fair (BRF) [1985 – modificado por Orlando Jr. (2007)] para a carga leve

		Carga Leve								
		Olujić (Onda)		Olujić*		RBF		Desvios (%)		
		Fv	HETP	Fv	HETP	Fv	HETP	Olujić	Olujić*	RBF
Caso 01	Topo	0,330	0,109	0,330	0,019	0,407	0,024	20,85	86,27	82,39
	Fundo	0,075	0,045	0,075	0,010	0,093	0,016	65,39	92,62	87,74
	Médio	0,203	0,070	0,203	0,013	0,250	0,020	47,66	89,94	85,31
Caso 02	Topo	0,679	0,174	0,679	0,048	0,837	0,052	26,16	65,59	62,33
	Fundo	0,431	0,097	0,431	0,029	0,531	0,038	24,83	77,70	70,93
	Médio	0,555	0,130	0,555	0,037	0,684	0,044	2,62	72,30	66,90
Caso 03	Topo	0,913	0,196	0,913	0,061	1,126	0,063	41,71	56,03	54,59
	Fundo	0,668	0,117	0,668	0,039	0,823	0,046	9,65	70,11	64,12
	Médio	0,791	0,151	0,791	0,048	0,974	0,054	13,15	63,74	59,64

Tabela 37. Valores de HETP para os modelos de Olujić *et al.* (2004), Olujić *et al.* (2004 - modificado) e Bravo, Rocha e Fair (BRF) [1985 – modificado por Orlando Jr. (2007)] para a carga média

		Carga Média								
		Olujić (Onda)		Olujić*		RBF		Desvios (%)		
		Fv	HETP	Fv	HETP	Fv	HETP	Olujić	Olujić*	RBF
Caso 01	Topo	0,550	0,177	0,550	0,039	0,678	0,045	28,55	71,83	67,58
	Meio	0,536	0,188	0,536	0,038	0,661	0,043	36,30	72,85	69,12
	Fundo	0,146	0,095	0,146	0,020	0,180	0,030	26,49	84,46	76,77
	Médio	0,411	0,147	0,411	0,031	0,506	0,039	8,80	77,18	71,45
Caso 02	Topo	0,739	0,200	0,739	0,050	0,910	0,054	44,68	63,99	60,93
	Meio	0,732	0,215	0,732	0,051	0,902	0,054	55,49	63,30	60,94
	Fundo	0,350	0,131	0,350	0,033	0,431	0,041	1,78	74,73	68,51
	Médio	0,607	0,178	0,607	0,044	0,748	0,049	31,80	67,79	63,64
Caso 03	Topo	0,420	0,165	0,420	0,039	0,517	0,045	19,81	71,73	67,55
	Meio	0,415	0,178	0,415	0,039	0,511	0,044	29,12	72,12	68,43
	Fundo	0,257	0,114	0,257	0,030	0,317	0,038	11,95	76,69	70,65
	Médio	0,364	0,150	0,364	0,036	0,448	0,042	10,85	73,61	68,90

Tabela 38. Valores de HETP para os modelos de Olujić *et al.* (2004), Olujić *et al.* (2004 - modificado) e Bravo, Rocha e Fair (BRF) [1985 – modificado por Orlando Jr. (2007)] para a carga pesada

		Carga Pesada								
		Olujić (Onda)		Olujić*		RBF		Desvios (%)		
		Fv	HETP	Fv	HETP	Fv	HETP	Olujić	Olujić*	RBF
Caso 01	Topo	1,384	0,358	1,384	0,056	1,706	0,061	159,09	59,14	56,18
	Meio	1,366	0,433	1,366	0,064	1,683	0,067	213,78	53,51	51,64
	Fundo	1,225	0,236	1,225	0,042	1,510	0,048	83,01	67,15	62,72
	Médio	1,325	0,332	1,325	0,054	1,633	0,058	145,95	60,34	57,09
Caso 02	Topo	1,843	0,395	1,843	0,071	2,271	0,072	185,88	48,68	47,90
	Meio	1,792	0,479	1,792	0,083	2,209	0,081	246,83	39,97	41,36
	Fundo	1,628	0,272	1,628	0,055	2,007	0,058	110,95	57,63	54,86
	Médio	1,754	0,372	1,754	0,068	2,162	0,070	175,52	49,27	48,34
Caso 03	Topo	0,719	0,267	0,719	0,058	0,886	0,063	93,60	58,33	54,73
	Meio	0,724	0,318	0,724	0,064	0,892	0,068	130,58	53,33	50,71
	Fundo	0,807	0,194	0,807	0,050	0,995	0,055	50,44	61,28	57,44
	Médio	0,750	0,255	0,750	0,057	0,924	0,062	88,67	57,77	54,38

Para as cargas leve e média, esse modelo apresentou melhores resultados, isto é, menores desvios em relação ao HETP previsto, mostrando que os baixos valores das áreas são compensados, principalmente para pressões mais elevadas.

Para os modelos de Olujić *et al.* (2004) modificado e Bravo, Rocha e Fair modificado (1985), houve uma coerência nos valores das áreas superficiais efetivas, tendo em vista a pequena diferença entre os diâmetros equivalentes. Com isso, os desvios encontrados para o HETP para todas as cargas foram semelhantes para esses dois modelos, e os valores das áreas, bem mais próximos da realidade.

CAPÍTULO VI - CONCLUSÕES E SUGESTÕES

As simulações realizadas para se determinar as melhores condições operacionais na etapa experimental foram bem sucedidas, tendo em vista o baixo desvio obtido, principalmente para a carga leve (no máximo 5%), com relação às curvas dos óleos lubrificantes básicos fornecidas pelos CENPES/PETROBRAS.

Para as cargas média e pesada, os desvios variaram entre 5 e 10%, o que é uma margem aceitável, afinal, para estas cargas o trabalho foi dificultado por ser levado em conta a retirada lateral na separação dos produtos.

Porém, a nova retirada lateral trouxe a vantagem de retirar um produto intermediário nesta seção, flexibilizando o processo de separação dessas cargas. As demais modificações e inovações propostas auxiliaram na otimização do processo. Essas vantagens puderam ser observadas nas simulações do processo.

Conforme observado nos resultados obtidos, as melhores condições de separação para todas as cargas foram as de baixas pressões e menores vazões de alimentação. No caso específico da carga leve, a razão de refluxo 0,5 e para as cargas média e pesada, maiores razões de refluxo, de acordo com as simulações, foram as condições mais adequadas.

Constatou-se também que a variável que mais influenciou na qualidade da separação dos produtos foi a vazão de saída dos mesmos, enquanto que a temperatura da carga, na faixa estudada, não influenciou de maneira substancial a separação.

Com relação à etapa experimental, esta não foi bem sucedida devido aos problemas operacionais tanto da unidade QVF quanto do sistema operacional *WinErs*, mas ainda assim, foram realizados experimentos e os produtos obtidos, foram caracterizados pelo Laboratório de Avaliação de Petróleos do CENPES/PETROBRAS.

Foi observado que, para os experimentos com a carga leve, a menor razão de refluxo (que segundo as simulações era a melhor condição operacional), na realidade era insuficiente para que o refluxo líquido molhasse bem o topo da coluna, impossibilitando o contato líquido-vapor nessa região. Sendo assim, as melhores condições foram aquelas em que se utilizaram as razões de refluxo 2 ou 3..

Na análise de desempenho da coluna utilizando o conceito de HETP, foram escolhidas duas abordagens: uma mais prática, fazendo uso de um modelo aproximado, o de Carrillo e colaboradores (2000), sendo comparado à curva do fabricante; e outra mais teórica, utilizando os modelos de transferência de massa mais discutidos na literatura especializada. Os modelos para estimativa de HETP foram avaliados baseados nos resultados das simulações, os quais foram adotados como valores experimentais, devido à boa concordância obtida nesta etapa do trabalho.

Dentre os modelos utilizados, Carrillo *et al.* (2000) demonstraram que descreve de maneira satisfatória o comportamento da carga leve a elevadas razões de refluxo, principalmente com um maior número de estágios teóricos, ao contrário das outras cargas.

A curva do fabricante, embora o Sulzer DX seja um recheio apropriado para uso em escala de laboratório, não se mostrou adequado para cargas complexas como misturas de óleos lubrificantes básicos.

Os modelos teóricos investigados não descrevem bem a situação proposta no presente trabalho, principalmente devido ao contra-senso ocorrido entre os modelos de Olujić *et al.* (2004) e a sua versão modificada. Como era de se esperar, o modelo de Olujić *et al.* (2004) original, isto é, levando-se em conta a correlação de Onda (1968), fornece valores de área muito inferiores aos valores reais, fazendo com que os valores

de HETP obtidos pela correlação sejam muito maiores e, portanto, tornando os projetos muito conservadores. O uso da versão modificada da correlação de Olujić e colaboradores (2004), no entanto, corrige o cálculo da área superficial efetiva, mas não conseguiu retratar o comportamento da mistura de óleos lubrificantes básicos, em termos de estimativa de HETP, com desvios entre 40 – 80%. Desvios da mesma ordem de grandeza foram encontrados com a correlação de Bravo, Rocha e Fair (1985), modificada por Orlando Jr. (2007).

Para os futuros trabalhos a serem realizados na unidade QVF, é importante, em primeiro lugar, fazer alguns ajustes vitais na unidade de forma a possibilitar o seu retorno à condição de operação, tais como: a configuração de um novo divisor de refluxo, para que se evite a retirada de produto na condição de refluxo total; a adequação de uma nova válvula de controle de vazão de saída dos produtos e, finalmente, a solução do problema de falta de comunicação *software*-coluna.

A participação de uma equipe de pelo menos dois técnicos aptos para operação e manutenção é essencial, não só por motivos de segurança, como também para o bom desempenho operacional da unidade.

Com a unidade pronta para operar, novos testes com a carga leve e média devem ser realizados, para comparar os resultados simulados, experimentais e os fornecidos pelo CENPES/PETROBRAS, além de testar novos recheios para a separação dessas misturas.

Avaliar o HETP utilizando modelos teóricos para diferentes números de estágios e assim avaliar o comportamento hidráulico da unidade em termos de simulação em uma tentativa de melhorar os resultados obtidos.

Mesmo com uma suposta melhoria dos desvios utilizando os modelos de transferência de massa com a análise de parâmetros adequada, deve-se propor um modelo para estimativa de HETP para mistura de óleos básicos lubrificantes, pois os modelos estudados apresentaram desvios elevados.

Realizar um estudo de integração energética, visando à minimização de energia do processo, estando de acordo com as normas ambientais.

Fazer um *scale up* da coluna, com o intuito de desenvolver a produção de óleos lubrificantes mediante a rota do hidrorrefino.

ANEXOS

Anexo A. Caracterização das cargas leve, média e pesada por destilação ASTM D1160 e análises de viscosidade, densidade e outros

Método	Ensaio	Unidade	CARGA LEVE	CARGA MÉDIA	CARGA PESADA
	Amostragem		sim	sim	sim
ISO 12185	Densidade (°API)	-	23,2	22,6	21,0
	Densidade Relativa (a 20/4°C)	-	0,9110	0,9144	0,9243
D 445	Viscosidade				
	a 030,0°C	mm ² /s		48,38	
	a 040,0°C	mm ² /s	22,03	29,79	134,6
	a 050,0°C	mm ² /s	14,93		66,30
	a 060,0°C	mm ² /s	10,68	13,69	39,53
D1160	Destilação %Volume	°C			
	PIE		333,0	340,1	378,9
	5		355,6	364,9	417,9
	10		362,7	372,0	428,5
	20		371,9	384,6	441,4
	30		381,1	394,3	446,8
	40		390,4	404,2	453,8
	50		399,8	413,2	459,0
	60		408,8	423,7	466,6
	70		418,9	432,9	476,1
	80		429,7	441,8	497,8
	90		441,8	451,5	562,5
	94,1		-	-	598,3
	95		451,1	458,1	-
	PFE 99%		464,9	464,6	-
D 5950-02	Ponto de Fluidez	°C	21	20	36
D 6045-02	Cor Saybolt		< -16,0	< -16,0	-
D 4629-02	Nitrogênio Total	mg/Kg	712,37	812,79	960
D 1747	Índice de Refração	70°C	1,491	1,4928	1,4977
D 524/9 D 4530	Resíduo de Carbono	% m/m	0,38	1,05	0,37
D 93	Ponto de Fulgor	°C	190,5	202	210,5

Anexo B. Caracterização dos óleos lubrificantes *spindle*, neutro leve, neutro médio e *bright stock* por destilação ASTM D1160 e destilação simulada HT-750, análises de viscosidade e densidade

Ensaio	Unidade	SPINDLE	NEUTRO LEVE	NEUTRO MÉDIO	BRIGHT STOCK	Método
Amostragem		sim	sim	sim	sim	
Densidade (°API)	-	23,7	22,1	20,9	19,7	ISO 12185
Densidade Relativa (a 20/4°C)	-	0,9079	0,9173	0,9246	0,9318	
Viscosidade						D 445
a 040,0°C	mm ² /s	15,190	37,760	80,450		
a 060,0°C	mm ² /s	7,886	16,580	30,860	267,500	
a 082,2°C	mm ² /s				75,150	
a 100,0°C	mm ² /s	3,220	5,474	8,530	38,450	
Destilação - % Volume	° C					D1160
PIE		324,1	359,9	388,4	-	
5		346,3	391,3	426,6	-	
10		346,5	401,3	435,6	-	
20		351,9	410,1	444,6	-	
30		358,5	417,4	449,3	-	
40		367,1	423,0	453,4	-	
50		375,0	428,2	457,3	-	
60		378,8	433,2	460,8	-	
70		386,4	438,4	465,6	-	
80		396,8	444,4	471,0	-	
90		413,8	452,2	479,1	-	
95		425,3	458,8	486,4	-	
99		446,2	469,3	497,1	-	
Destilação Simulada (%m)						HT-750
5			358,5	397,4	479,2	
10			375,3	413,3	496,8	
30			406,8	439,5	537,8	
50			425,1	454,8	571,6	
70			440,5	468,2	610,6	
90			458,4	484,7	685,0	
95			465,7	492,6	750,0	
98			478,7	508,7	-	

Anexo C. Pseudo-componentes gerados pelo PRO II para o caso 1 da carga leve da Figura 25

Pseudo-componente	Produto de Topo				Produto de Fundo			
	Fração molar		Fração Mássica		Fração Molar		Fração Mássica	
	X	Y	X	Y	X	Y	X	Y
NBP 313	0,017	0,074	0,013	0,063	6.8e-8	9,2e-7	4,6e-8	6,5e-7
NBP 324	0,042	0,139	0,035	0,124	1,1e-6	1,2e-5	7,7e-7	8,6e-6
NBP 327	0,041	0,096	0,036	0,089	1,2e-5	9,6e-5	8,9e-6	7,4e-5
NBP 351	0,117	0,185	0,108	0,182	4,1e-4	0,002	3,2e-4	0,0019
NBP 364	0,216	0,238	0,207	0,245	0,006	0,024	0,005	0,021
NBP 378	0,186	0,136	0,186	0,146	0,029	0,089	0,025	0,079
NBP 392	0,150	0,072	0,156	0,080	0,076	0,161	0,067	0,148
NBP 405	0,137	0,042	0,150	0,049	0,163	0,238	0,152	0,232
NBP 419	0,072	0,014	0,084	0,017	0,209	0,208	0,205	0,214
NBP 438	0,019	0,002	0,023	0,002	0,430	0,251	0,449	0,274
NBP 461	1,5e-5	6,6e-7	1,9e-5	9,4e-7	0,084	0,024	0,095	0,028

Anexo D. Caracterização dos produtos de topo e de fundo por destilação simulada HT-750, análise de viscosidade e densidade para o experimento 1

Propriedades	Unidade	Produto de Topo	Produto de Fundo	Método
Densidade	°API	24,6	23,3	D 1298 (densímetro)
Densidade relativa	a 20/4°C	0,9026	0,9100	D 1298 (densímetro)
Viscosidade Dinâmica				ASTM D 7042-04
a 040,0°C	mm ² /s	8,743	21,13	
a 082,2°C	mm ² /s	3,101	5,752	
a 100,0°C	mm ² /s	2,280	3,983	
Destilação Simulada	0	253,6	324,6	HT 750
	5	305,7	349,4	
	10	315,2	358,1	
	15	321,3	364,0	
	20	326,0	368,8	
	25	330,2	372,2	
	30	333,4	375,8	
	35	336,6	379,1	
	40	340,0	382,5	
	45	343,1	385,1	
	50	346,1	388,4	
	55	348,3	391,8	
	60	350,8	395,0	
	65	353,7	398,4	
	70	356,5	402,6	
	75	359,6	406,8	
	80	361,8	412,1	
85	365,2	418,1		
90	369,2	425,9		

Anexo E. Caracterização dos produtos de topo e de fundo por destilação simulada HT-750, análise de viscosidade e densidade para o experimento 2

Propriedades	Unidade	Produto de Topo	Produto de Fundo	Método
Densidade	°API	26,3	23,3	D 1298 (densímetro)
Densidade relativa	a 20/4°C	0,8931	0,9105	D 1298 (densímetro)
Viscosidade Dinâmica				ASTM D 7042-04
a 040,0°C	mm ² /s	7,197	21,06	
a 082,2°C	mm ² /s	2,720	5,679	
a 100,0°C	mm ² /s	2,029	3,900	
Destilação Simulada	0	195,4	334,4	HT 750
	5	289,8	349,0	
	10	303,3	356,7	
	15	310,1	362,0	
	20	315,7	366,3	
	25	319,9	370,1	
	30	324,3	373,0	
	35	327,7	376,6	
	40	331,0	380,1	
	45	333,7	383,5	
	50	336,2	386,9	
	55	339,2	390,6	
	60	342,0	394,4	
	65	344,8	398,2	
	70	347,4	402,7	
	75	349,5	407,2	
	80	352,4	412,7	
85	355,6	418,8		
90	359,2	426,5		

Anexo F. Caracterização dos produtos de topo e de fundo por destilação simulada HT-750, análise de viscosidade e densidade para o experimento 3

Propriedades	Unidade	Produto de Topo	Produto de Fundo	Método
Densidade	°API	26,0	23,8	D 1298 (densímetro)
Densidade relativa	a 20/4°C	0,8948	0,9074	D 1298 (densímetro)
Viscosidade Dinâmica		7,556	15,02	ASTM D 7042-04
a 040,0°C	mm ² /s	-	-	
a 082,2°C	mm ² /s	2,830	4,506	
a 100,0°C	mm ² /s	2,112	3,166	
Destilação Simulada	0	195,2	314,9	HT 750
	5	299,3	331,7	
	10	310,0	340,2	
	15	316,8	345,3	
	20	321,8	349,7	
	25	325,8	353,4	
	30	329,2	357,1	
	35	332,2	359,9	
	40	334,7	363,0	
	45	337,4	366,0	
	50	340,1	369,2	
	55	342,6	372,1	
	60	345,1	375,3	
	65	347,3	379,2	
	70	349,0	383,2	
	75	351,2	388,2	
	80	353,8	394,0	
85	356,5	401,6		
90	359,7	411,3		

Anexo G. Desvios entre os dados dos óleos básicos originais e os resultados obtidos por simulação para os casos estudados nas Tabelas 16, 17 e 18

CARGA LEVE

CASO 1	CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO		DESVIO	
	%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	TOPO	FUNDO	TOPO
1	324,1	359,9	334,46	389,51	3,10	7,60
5	346,3	391,3	343,67	398,02	0,77	1,69
10	346,5	401,3	350,47	402,51	1,13	0,30
30	358,5	417,4	367,01	417,93	2,32	0,13
50	375,0	428,2	378,23	427,86	0,85	0,08
70	386,4	438,4	394,81	439,78	2,13	0,31
90	413,8	452,2	415,29	456,88	0,36	1,02
95	425,3	458,8	424,47	461,16	0,19	0,51
98	446,2	469,3	435,15	463,39	2,54	1,27
MÉDIA*					1,49	1,44

*média dos desvios (para todos os casos)

CASO 2	CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO		DESVIO	
	%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	TOPO	FUNDO	TOPO
1	324,1	359,9	331,05	387,75	2,10	7,18
5	346,3	391,3	336,78	393,93	2,83	0,67
10	346,5	401,3	343,15	398,07	0,98	0,81
30	358,5	417,4	358,67	409,81	0,05	1,85
50	375,0	428,2	366,72	419,20	2,26	2,15
70	386,4	438,4	376,41	432,92	2,65	1,27
90	413,8	452,2	390,08	453,09	6,08	0,20
95	425,3	458,8	396,85	459,15	7,17	0,08
98	446,2	469,3	403,06	462,65	10,70	1,44
MÉDIA					3,87	1,74

CASO 3	CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO		DESVIO	
	%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	TOPO	FUNDO	TOPO
1	324,1	359,9	331,02	391,88	2,09	8,16
5	346,3	391,3	336,75	395,50	2,84	1,06
10	346,5	401,3	343,12	398,82	0,99	0,62
30	358,5	417,4	358,60	409,95	0,03	1,82
50	375,0	428,2	366,52	419,21	2,31	2,14
70	386,4	438,4	375,76	432,93	2,83	1,26
90	413,8	452,2	388,80	453,10	6,43	0,20
95	425,3	458,8	393,36	459,15	8,12	0,08
98	446,2	469,3	401,17	462,65	11,22	1,44
MÉDIA					4,10	1,86

CASO 4		CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO		DESVIO	
%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	TOPO	FUNDO	TOPO	FUNDO	
1	324,1	359,9	334,46	389,52	3,10	7,61	
5	346,3	391,3	343,67	398,03	0,76	1,69	
10	346,5	401,3	350,47	402,51	1,13	0,30	
30	358,5	417,4	367,01	417,93	2,32	0,13	
50	375,0	428,2	378,23	427,86	0,85	0,08	
70	386,4	438,4	394,81	439,77	2,13	0,31	
90	413,8	452,2	415,29	456,88	0,36	1,02	
95	425,3	458,8	424,48	461,16	0,19	0,51	
98	446,2	469,3	435,15	463,39	2,54	1,27	
MÉDIA					1,49	1,44	

CASO 5		CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO		DESVIO	
%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	TOPO	FUNDO	TOPO	FUNDO	
1	324,1	359,9	334,34	406,74	3,06	11,51	
5	346,3	391,3	343,57	412,13	0,79	5,05	
10	346,5	401,3	350,37	413,68	1,10	2,99	
30	358,5	417,4	366,80	423,48	2,26	1,44	
50	375,0	428,2	377,48	430,71	0,66	0,58	
70	386,4	438,4	391,37	441,15	1,27	0,62	
90	413,8	452,2	405,74	457,18	1,99	1,09	
95	425,3	458,8	412,83	461,19	3,02	0,52	
98	446,2	469,3	417,14	463,26	6,97	1,30	
MÉDIA					2,35	2,79	

CASO 6		CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO		DESVIO	
%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	TOPO	FUNDO	TOPO	FUNDO	
1	324,1	359,9	334,35	400,42	3,06	10,12	
5	346,3	391,3	343,57	406,03	0,79	3,63	
10	346,5	401,3	350,37	409,75	1,10	2,06	
30	358,5	417,4	366,80	421,26	2,26	0,92	
50	375,0	428,2	377,53	429,53	0,67	0,31	
70	386,4	438,4	392,05	440,78	1,44	0,54	
90	413,8	452,2	410,66	457,10	0,76	1,07	
95	425,3	458,8	417,45	461,18	1,88	0,52	
98	446,2	469,3	428,02	463,30	4,25	1,30	
MÉDIA					1,80	2,27	

CASO 7	CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO		DESVIO		
	%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	TOPO	FUNDO	TOPO	FUNDO
1	324,1	359,9	334,34	406,09	3,06	11,37	
5	346,3	391,3	343,57	410,83	0,79	4,75	
10	346,5	401,3	350,37	413,19	1,10	2,88	
30	358,5	417,4	366,80	423,21	2,26	1,37	
50	375,0	428,2	377,48	430,57	0,66	0,55	
70	386,4	438,4	391,46	441,14	1,29	0,62	
90	413,8	452,2	406,46	457,18	1,81	1,09	
95	425,3	458,8	413,56	461,19	2,84	0,52	
98	446,2	469,3	417,82	463,26	6,79	1,30	
				MÉDIA	2,29	2,72	

CARGA MÉDIA

CASO 1	CARGA ORIGINAL			SIMULAÇÃO			DESVIO			
	%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	Neutro Médio	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO
1	324,1	359,9	388,4	361,59	395,05	450,38	1,68	8,90	13,76	
5	346,3	391,3	426,6	352,02	382,50	423,81	11,53	2,30	0,66	
10	346,5	401,3	435,6	338,63	376,41	408,19	15,73	6,61	6,71	
30	358,5	417,4	449,3	364,31	400,18	423,82	12,28	4,30	6,01	
50	375,0	428,2	457,3	373,42	405,90	429,34	12,66	5,49	6,51	
70	386,4	438,4	465,6	385,21	418,44	439,94	11,27	4,77	5,83	
90	413,8	452,2	479,1	406,98	442,56	457,91	8,26	2,18	4,63	
95	425,3	458,8	486,4	436,71	476,16	485,31	2,15	3,65	0,23	
98	446,2	469,3	497,1	454,54	496,32	501,19	0,16	5,44	0,82	
							MÉDIA	8,41	4,85	5,02

CASO 2	CARGA ORIGINAL			SIMULAÇÃO			DESVIO			
	%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	Neutro Médio	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO
1	324,1	359,9	388,4	361,67	399,04	464,79	2,67	9,81	16,43	
5	346,3	391,3	426,6	352,05	384,69	431,52	10,89	1,72	1,14	
10	346,5	401,3	435,6	338,55	379,11	412,24	14,90	5,85	5,67	
30	358,5	417,4	449,3	364,17	399,46	425,88	12,48	4,49	5,50	
50	375,0	428,2	457,3	373,12	403,36	430,66	13,37	6,16	6,19	
70	386,4	438,4	465,6	384,73	412,50	440,67	12,87	6,28	5,66	
90	413,8	452,2	479,1	405,72	435,51	457,96	10,01	3,83	4,62	
95	425,3	458,8	486,4	435,74	466,47	485,11	4,27	1,64	0,27	
98	446,2	469,3	497,1	453,75	513,94	500,97	3,28	8,69	0,77	
							MÉDIA	9,42	5,39	5,14

CASO 3		CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO			DESVIO		
%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	Neutro Médio	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO
1	324,1	359,9	388,4	361,29	395,99	404,11	1,92	9,11	3,89
5	346,3	391,3	426,6	351,90	386,66	396,72	10,33	1,20	7,53
10	346,5	401,3	435,6	338,82	381,88	392,18	14,07	5,09	11,07
30	358,5	417,4	449,3	364,82	405,59	419,73	10,78	2,91	7,04
50	375,0	428,2	457,3	374,71	413,07	427,54	10,71	3,66	6,96
70	386,4	438,4	465,6	387,69	425,13	438,87	9,52	3,12	6,09
90	413,8	452,2	479,1	411,19	448,96	457,87	6,71	0,72	4,64
95	425,3	458,8	486,4	439,84	479,42	485,66	1,46	4,30	0,15
98	446,2	469,3	497,1	490,04	497,70	501,70	0,12	5,71	0,92
MÉDIA							7,29	3,98	5,37

CASO 4		CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO			DESVIO		
%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	Neutro Médio	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO
1	324,1	359,9	388,4	361,59	395,03	450,64	1,68	8,89	13,81
5	346,3	391,3	426,6	352,02	382,47	424,11	11,54	2,31	0,59
10	346,5	401,3	435,6	338,63	376,37	408,34	15,74	6,62	6,68
30	358,5	417,4	449,3	364,31	400,10	423,86	12,30	4,32	6,00
50	375,0	428,2	457,3	373,43	405,83	429,36	12,68	5,51	6,51
70	386,4	438,4	465,6	385,22	418,34	439,95	11,30	4,80	5,83
90	413,8	452,2	479,1	406,98	442,42	457,91	8,29	2,21	4,63
95	425,3	458,8	486,4	436,70	476,08	485,30	2,17	3,63	0,23
98	446,2	469,3	497,1	454,54	496,28	501,18	0,17	5,44	0,81
MÉDIA							8,43	4,86	5,01

CASO 5		CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO			DESVIO		
%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	Neutro Médio	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO
1	324,1	359,9	388,4	334,41	375,93	423,192	3,32	4,27	8,22
5	346,3	391,3	426,6	342,05	387,11	427,645	10,20	1,08	0,24
10	346,5	401,3	435,6	347,37	392,27	429,019	11,05	2,30	1,53
30	358,5	417,4	449,3	365,5	409,2	438,358	9,80	2,00	2,50
50	375,0	428,2	457,3	374,82	419	445,742	9,14	2,20	2,59
70	386,4	438,4	465,6	386,09	432,63	454,116	7,62	1,33	2,53
90	413,8	452,2	479,1	401,45	450,38	461,643	6,38	0,40	3,78
95	425,3	458,8	486,4	407,02	455,94	463,027	6,68	0,63	5,05
98	446,2	469,3	497,1	416,07	459,99	463,858	8,07	2,02	7,17
MÉDIA							8,03	1,80	3,73

CASO 6		CARGA ORIGINAL		SIMULAÇÃO			DESVIO		
%V	<i>Spindle</i>	Neutro Leve	Neutro Médio	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO
1	324,1	359,9	388,4	361,54	394,33	463,76	1,50	8,73	16,25
5	346,3	391,3	426,6	352,00	381,64	434,18	11,78	2,53	1,75
10	346,5	401,3	435,6	338,67	375,03	411,83	16,15	7,01	5,77
30	358,5	417,4	449,3	364,39	397,64	425,54	12,99	4,97	5,58
50	375,0	428,2	457,3	373,64	403,16	430,44	13,43	6,21	6,24
70	386,4	438,4	465,6	385,65	413,02	440,56	12,73	6,15	5,68
90	413,8	452,2	479,1	407,62	436,31	457,96	9,81	3,64	4,62
95	425,3	458,8	486,4	437,05	469,26	485,15	3,65	2,23	0,26
98	446,2	469,3	497,1	454,70	503,46	501,03	1,26	6,79	0,78
MÉDIA							9,26	5,36	5,21

CARGA PESADA

CASO 1		CARGA ORIGINAL			SIMULAÇÃO			DESVIO		
%M	Neutro Leve	Neutro Médio	<i>Bright Stock</i>	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO	
1	-	-	-	406,73	476,82	531,25	-	-	-	
5	358,5	397,4	479,2	401,73	449,85	499,51	10,76	11,66	4,07	
10	375,3	413,3	496,8	397,81	432,03	484,47	5,66	4,34	2,54	
30	406,8	439,5	537,8	425,23	450,03	524,47	4,33	2,34	2,54	
50	425,1	454,8	571,6	436,28	458,98	547,72	2,56	0,91	4,36	
70	440,5	468,2	610,6	448,45	471,66	573,33	1,77	0,73	6,50	
90	458,4	484,7	685,0	475,99	499,14	642,62	3,70	2,89	6,59	
95	465,7	492,6	750,0	511,70	540,31	708,10	8,99	8,83	5,92	
98	478,7	508,7	-	533,13	565,01	745,25	10,21	9,97	-	
MÉDIA							6,00	5,21	4,65	

CASO 2		CARGA ORIGINAL			SIMULAÇÃO			DESVIO		
%M	Neutro Leve	Neutro Médio	<i>Bright Stock</i>	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO	
1	-	-	-	406,79	478,32	531,31	-	-	-	
5	358,5	397,4	479,2	401,75	443,87	499,54	10,77	10,47	4,07	
10	375,3	413,3	496,8	397,78	433,03	484,49	5,65	4,56	2,54	
30	406,8	439,5	537,8	425,03	451,03	524,47	4,29	2,56	2,54	
50	425,1	454,8	571,6	435,99	459,65	547,72	2,50	1,05	4,36	
70	440,5	468,2	610,6	448,18	471,98	573,34	1,71	0,80	6,50	
90	458,4	484,7	685,0	475,54	499,28	642,64	3,60	2,92	6,59	
95	465,7	492,6	750,0	511,44	540,35	708,11	8,94	8,84	5,92	
98	478,7	508,7	-	532,98	565,00	745,25	10,18	9,96	-	
MÉDIA							5,96	5,14	4,65	

CASO 3				CARGA ORIGINAL			SIMULAÇÃO			DESVIO		
%M	Neutro Leve	Neutro Médio	<i>Bright Stock</i>	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO			
1	-	-	-	406,73	476,82	531,21	-	-	-			
5	358,5	397,4	479,2	401,73	449,85	499,47	10,76	11,66	4,06			
10	375,3	413,3	496,8	397,81	432,03	484,42	5,66	4,34	2,56			
30	406,8	439,5	537,8	425,23	450,03	524,45	4,33	2,34	2,55			
50	425,1	454,8	571,6	436,28	458,98	547,72	2,56	0,91	4,36			
70	440,5	468,2	610,6	448,45	471,67	573,34	1,77	0,74	6,50			
90	458,4	484,7	685,0	475,99	499,19	642,64	3,70	2,90	6,59			
95	465,7	492,6	750,0	511,70	540,36	708,11	8,99	8,84	5,92			
98	478,7	508,7	-	533,13	565,07	745,26	10,21	9,98	-			
MÉDIA							6,00	5,21	4,65			

CASO 4				CARGA ORIGINAL			SIMULAÇÃO			DESVIO		
%M	Neutro Leve	Neutro Médio	<i>Bright Stock</i>	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO			
1	-	-	-	406,72	476,73	531,23	-	-	-			
5	358,5	397,4	479,2	401,73	450,13	499,50	10,76	11,71	4,06			
10	375,3	413,3	496,8	397,81	431,96	484,47	5,66	4,32	2,55			
30	406,8	439,5	537,8	425,24	449,97	524,47	4,34	2,33	2,54			
50	425,1	454,8	571,6	436,30	458,94	547,73	2,57	0,90	4,36			
70	440,5	468,2	610,6	448,47	471,64	573,35	1,78	0,73	6,50			
90	458,4	484,7	685,0	476,02	499,12	642,67	3,70	2,89	6,59			
95	465,7	492,6	750,0	511,72	540,31	708,13	8,99	8,83	5,91			
98	478,7	508,7	-	533,15	565,02	745,28	10,21	9,97	-			
MÉDIA							6,00	5,21	4,64			

CASO 5				CARGA ORIGINAL			SIMULAÇÃO			DESVIO		
%M	Neutro Leve	Neutro Médio	<i>Bright Stock</i>	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO			
1	-	-	-	408,66	467,04	530,96	-	-	-			
5	358,5	397,4	479,2	398,83	443,14	499,30	10,11	10,32	4,03			
10	375,3	413,3	496,8	387,95	426,32	484,35	3,26	3,05	2,57			
30	406,8	439,5	537,8	419,70	445,55	524,43	3,07	1,36	2,55			
50	425,1	454,8	571,6	428,74	452,6	547,72	0,85	0,49	4,36			
70	440,5	468,2	610,6	441,98	466,29	573,32	0,34	0,41	6,50			
90	458,4	484,7	685,0	463,68	489,04	642,62	1,14	0,89	6,59			
95	465,7	492,6	750,0	502,92	529,09	708,09	7,40	6,90	5,92			
98	478,7	508,7	-	534,19	576,64	745,25	10,39	11,78	-			
MÉDIA							4,57	4,40	4,64			

CASO 6	CARGA ORIGINAL			SIMULAÇÃO			DESVIO			
	%M	Neutro Leve	Neutro Médio	<i>Bright Stock</i>	TOPO	MEIO	FUNDO	TOPO	MEIO	FUNDO
1	-	-	-	-	406,69	474,65	531,14	-	-	-
5	358,5	397,4	479,2	401,73	450,07	499,45	10,76	11,70	4,05	
10	375,3	413,3	496,8	397,83	431,56	484,45	5,66	4,23	2,55	
30	406,8	439,5	537,8	425,33	449,51	524,48	4,36	2,23	2,54	
50	425,1	454,8	571,6	436,43	458,58	547,75	2,60	0,82	4,35	
70	440,5	468,2	610,6	448,60	471,43	573,42	1,80	0,69	6,48	
90	458,4	484,7	685,0	476,26	498,87	642,83	3,75	2,84	6,56	
95	465,7	492,6	750,0	511,90	540,18	708,24	9,02	8,81	5,90	
98	478,7	508,7	-	533,28	564,97	745,35	10,23	9,96	-	
						MÉDIA	6,02	5,16	4,63	

Anexo H. Planilha de cálculo de estimativa de HETP, utilizando o *MS Excel*, para o modelo de Carrillo *et al.* (2000)

Carga leve	estágio	densidade vapor (Kg/m ³)	Vazão vapor (Kg/s)	densidade liquido (Kg/m ³)	Vazão do Liquido (Kg/s)	Ugs
P	1					
	2					Fv
	3					
	4					HETP calc topo
	5					
	6					HETP calc fundo
	7					
	8					HETP calc médio
	9					
	10					desvio topo
	11					
	12					desvio fundo
	13					
	14					desvio médio
	15					
	16					
	17					
	média topo					
	média fundo					

Anexo I. Planilha de cálculo de estimativa de HETP, utilizando o *MS Excel*, para os modelos de transferência de massa

DADOS DE ENTRADA	Produto de Topo			Retirada Lateral			Produto de Fundo		
lgpe	T (°C)			T (°C)			T (°C)		
hpe	T (K)			T (K)			T (K)		
α	P (mbar)			P (mbar)			P (mbar)		
α_L	P (atm)			P (atm)			P (atm)		
b		chave leve	chave pesado		chave leve	chave pesado		chave leve	chave pesado
h	x (MOLAR)			x (MOLAR)			x (MOLAR)		
s	y (MOLAR)			y (MOLAR)			y (MOLAR)		
ε	X (MÁSSICO)			X (MÁSSICO)			X (MÁSSICO)		
ap	Y (MÁSSICO)			Y (MÁSSICO)			Y (MÁSSICO)		
g	Massa Molecular			Massa Molecular			Massa Molecular		
dc	Volume molar			Volume molar			Volume molar		
j	NBP (°C)			NBP (°C)			NBP (°C)		
A	NBP (K)			NBP (K)			NBP (K)		
sin(α)	Tc(°C)			Tc(°C)			Tc(°C)		
sin(α)	Tc(K)			Tc(K)			Tc(K)		
lg,pe	Pc (mbar)			Pc (mbar)			Pc (mbar)		
Pt	Pc(atm)			Pc(atm)			Pc(atm)		
Pd	Vc (m³/Kgmol)			Vc (m³/Kgmol)			Vc (m³/Kgmol)		
P	Zc			Zc			Zc		
deq (1985)	V do soluto (m³/Kgmol)			V do soluto (m³/Kgmol)			V do soluto (m³/Kgmol)		
Ω	M da solução (Kg/Kgmol)			M da solução (Kg/Kgmol)			M da solução (Kg/Kgmol)		
cos γ	M solvente			M solvente			M solvente		
	μ solução (cP)			μ solução (cP)			μ solução (cP)		
	DG			DG			DG		
	DI			DI			DI		
	α			A			α		
	λ			Λ			λ		

Anexo I - Continuação

	topo	meio	fundo		topo	meio	fundo	
ugs				uG ef				
uls				Γ				
δ				uL ef				
hl				Re				
uge				Sc				
ule				Sh				
dhg				Kl				
Scg				Kg				
Regrv				ae				
ζgl				HETP (1985 modif)				
Shg turb								
Shg, lam					topo	meio	fundo	médio
kg, turb				HETP Olujíc - Onda				
kg, lam				HETP Olujíc				
kg				RBF				
kl								
ReL				desvios	topo	meio	fundo	médio
WeL								
FrL								
n								
ae (Olujíc- Onda)								
ae (Olujíc)								
HETP (Olujíc - Onda)								
HETP (Olujíc)								

Anexo J. Valores de HETP através da curva do fabricante (Sulzer) em função de Fv para as cargas leve, média e pesada

Carga Leve

CASO	Fv		HETP – Topo (m)		HETP – Fundo (m)	
	Topo	Fundo	MIN	MAX	MIN	MAX
1	0,33	0,053	0,035	0,039	-	-
2	0,684	0,308	0,041	0,049	0,034	0,039
3	0,923	0,48	0,041	0,055	0,036	0,041
4	0,659	0,108	0,04	0,048	-	-
5	0,454	0,792	0,036	0,039	0,041	0,052
6	0,282	0,148	0,035	0,038	-	-
7	0,638	0,225	0,04	0,048	0,034	0,037

Carga Média

CASO	Fv			HETP – Topo (m)		HETP – Meio (m)		HETP – Fundo (m)	
	Topo	Meio	Fundo	MIN	MAX	MIN	MAX	MIN	MAX
1	0,549	0,534	0,092	0,042	0,045	0,041	0,044	-	-
2	0,739	0,732	0,222	0,04	0,05	0,04	0,05	-	-
3	0,548	0,536	0,051	0,042	0,045	0,041	0,043	-	-
4	1,097	1,064	0,185	0,045	0,058	0,044	0,057	-	-
5	0,548	0,525	0,092	0,042	0,045	0,038	0,043	-	-
6	0,48	0,473	0,187	0,036	0,041	0,035	0,042	-	-

Carga Pesada

CASO	Fv			HETP – Topo (m)		HETP – Meio (m)		HETP – Fundo (m)	
	Topo	Meio	Fundo	MIN	MAX	MIN	MAX	MIN	MAX
1	1,377	1,344	0,760	0,051	0,059	0,050	0,058	-	-
2	1,843	1,792	1,036	0,057	0,064	0,056	0,063	0,044	0,057
3	1,377	1,341	0,486	0,051	0,059	0,050	0,058	0,037	0,042
4	2,706	2,551	1,423	-	-	-	-	0,052	0,060
5	0,922	0,909	0,479	0,041	0,055	0,040	0,054	0,036	0,041
6	0,992	0,978	0,682	0,043	0,056	0,042	0,056	0,041	0,049

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABADIE, E. **Apostila distribuída nos diversos cursos de extensão universitária para engenheiros** – Petrobrás / SEPES / DIVEN / SEM- Rio – Processo de Refinação.

BRAVO, J. L.; ROCHA, J.A.; FAIR, J. R. Mass-transfer in gauze packings. **Hydrocarbon Processing**, v. 64, n. 1, p. 91-95, 1985.

BRAVO, J. L. PATWARDHAN, A. A. and EDGAR, T. F., Influence of Effective Interfacial Areas in Operation and Control of Packed Distillation Columns, **Industrial Engineering Chemistry Research**, 31, p.604 (1992).

BRUNAZZI, E; PAGLIANTI, A. Liquid-film mass-transfer coefficient in a column equipped with structured packings. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 36, n. 9, p. 3792-3799, Sep 1997.

BRUNAZZI, E.; NARDINI, G.; PAGLIANTI, A.; PETARCA, L. Interfacial area of Mellapak packing: absorption of 1,1,1-Trichloroethane by Genosorb 300. **Chemical Engineering & Technology**, v. 18, p. 248-255, 1995.

CALDAS, J. N.; LACERDA, A I.; VELOSO, E.; PASCHOAL, L.C.M. **Internos de torres: pratos e recheios**. Rio de Janeiro: EdUERJ, 2003.

CALDAS, J. N. ASCHOAL, L. C. M. Recheio Adequado para cada serviço. **Petro & Gás**, Rio de Janeiro, v. 32, p. 14 – 27, 1991.

CARRILLO, F.; MARTIN, A.; ROSELLO, A. A shortcut method for the estimation of structured packings HEPT in distillation. **Chemical Engineering & Technology**, v. 23, n. 5, p. 425-428, May 2000.

CHEN, G.K. Packed Column Internals. **Chemical Engineering**, pp 40-51; Mar. 1984.

FAIR, J. R.; GUALITO, J.J.; CERINO, F.J.; CARDENAS, J.C.; ROCHA, J.A. Structured packing performance – experimental evaluation of two predictive models. **Industrial & Engineering Chemistry Research**. v. 39, n. 6, p. 1788-1796, June 2000.

FAIR, J. R.; BRAVO, J.L. Distillation columns containing structured packing. **Chemical Engineering Progress**, v. 86, n. 1, p.. 19-29, 1990.

FERREIRA, A. A.; NETO, F. R. A. A destilação simulada na indústria do petróleo. **Química Nova**, v. 28, n. 3, p. 478-482, 2005.

FITZ, C. W.; KUNESH, J. G.; SHARIAT, A. Performance of structured packing in a commercial-scale column at pressures of 0.02-27.6 bar. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 38, n. 2, p. 512-518, Feb. 1999.

GUALITO, J. J.; CERINO, F.J.; CARDENAS, J.C.; ROCHA, J.A. Design method for distillation columns filled with metallic, ceramic, or plastic structured packings. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 36, n. 5, p. 1747-1757, May 1997.

HIGBIE, R. The rate of absorption of a pure gas into a still liquid during short period of exposure. **Transactions of the American Institute of Chemical Engineers**, v. 31, p.365, 1935.

HUFTON, J. R.; BRAVO, J. L.; FAIR, J. R. **Scale-up of laboratory data for distillation columns containing corrugated metal-type structured packing.** **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 27, n. 11, p. 2096-2100, 1988.

KISTER, H. Z. **Distillation design.** New York: McGraw-Hill, 1992.

LASO, M.; BRITO, M. H.; BROMIO, P.; STOCKAR, U. Liquid-side mass transfer characteristics of a structured packing. **The Chemical Engineering Journal and the Biochemical Engineering Journal**, v. 58, p. 251-258, Aug. 1995.

LOCKETT, M. J. Easily predict structured-packing HETP. **Chemical Engineering Progress**, v. 94, n. 1, p. 60-66, Jan 1998.

McCABE, W. L.; SMITH, J. C.; HARRIOT, P. **Unit operations of chemical engineering.** 7th ed. New York: McGraw-Hill, 2005.

MEIER, W.; STOECKER, W. D.; WEINSTEIN, B. Performance of a new, high-efficiency packing. **Chemical Engineering Progress**, v. 73, n. 11, p. 71-77, 1977.

McGLAMERY, G.G. **Liquid Film Transport Characteristics of Textured Metal Surfaces,** PhD Dissertation, The University of Texas at Austin, 1988.

MURRIETA, C.R.; SEIBERT, A. F.; FAIR, J. R.; ROCHA, J. A. Liquid-side mass-transfer resistance of structured packings. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 43, n. 22, p. 7113-7120, Oct 2004.

NAWROCKI, P. A.; XU, Z.P.; CHUANG, K. T. Mass-transfer in structured corrugated packing. **Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 69, n. 6, p. 1336-1343, Dec 1991.

NICOLAIEWSKY, E. M. A. **Escoamento de Líquido e Geração de Área Superficial em Recheios Estruturados.** 1999. Tese de Doutorado – Escola de Química, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro.

NICOLAIEWSKY, E. M. A.; TAVARES, F. W.; RAJAGOPAL, K.; FAIR, J. R. Liquid film flow and area generation in structured packed columns. **Powder Technology**, v. 104, p. 84-94, Aug. 1999.

OLIVEIRA, R. L. **Análise de Revamp de Coluna de Destilação para Obtenção de Óleos Lubrificantes.** Rio de Janeiro, RJ, 2008. Trabalho de Conclusão de Curso, Universidade Federal do Rio de Janeiro.

OLUJIC, Z.; BEHRENS, M.; COLLO, L.; PAGLIANTI, A. Predicting the efficiency of corrugated sheet structured packings with large specific surface area. **Chemical and Biochemical Engineering Quarterly**, v. 18, p. 89-96, June. 2004.

OLUJIĆ, Z.; SEIBERT, A. F.; KAIBEL, B.; JANSEN, H.; RIETFORT, T.; ZICH, E. Performance characteristics of a new high capacity structured packing. **Chemical Engineering and Processing**, v. 42, p. 55-60, Jan. 2003.

OLUJIĆ, Z.; JANSEN, H.; KAIBEL, B.; RIETFORT, T.; ZICH, E. Stretching the capacity of structured packings. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 40, p. 6172-6180, 2001.

OLUJIĆ, Z.; SEIBERT, A. F.; FAIR, J. R. Influence of corrugation geometry on the performance of structured packings: an experimental study. **Chemical Engineering and Processing**, v. 39, p. 335-342, July 2000.

OLUJIĆ, Z.; KAMERBEEK, A. B.; GRAAUW, J. A corrugation geometry based model for efficiency of structured distillation packing. **Chemical Engineering and Processing**, v. 38, p. 683-695, Sept. 1999.

OLUJIĆ, Z. Effect of column diameter on pressure drop of a corrugated sheet structured packing. **Trans IChemE**, v. 77, part A, Sept. 1999.

OLUJIĆ, Z. Development of a complete simulation model for predicting the hydraulic and separation performance of distillation columns equipped with structured packings **Chemical and Biochemical Engineering Quarterly**, v. 11, n. 1, p. 31-46, Mar. 1997.

ORLANDO Jr., A. E. **Simulação e otimização preliminar de coluna de recheio estruturado na obtenção de óleos lubrificantes**. Rio de Janeiro, RJ: março 2005. Originalmente apresentado como projeto final de curso, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2005.

ORLANDO Jr., A. E. **Análise de Desempenho de Coluna de Destilação Contendo Recheio Estruturado**. 2007. Dissertação de Mestrado – Escola de Química, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro.

ORLANDO JR., A.E., MEDINA, L.C., MENDES, M.F., NICOLAIEWSKY, E.M.A. **HETP Evaluation of Structured Packing Distillation Column**. 2008. Aceito para publicação na revista Brazilian Journal of Chemical Engineering, Dezembro 2008.

PELKONEN, S.; GÓRAK, A.; OHLIGSCHLÄGER, A.; KAESEMANN, R. Experimental study on multicomponent distillation in packed columns. **Chemical Engineering and Processing**, v. 40, p. 235-243, May 2001.

PERRY, R. H.; GREEN, D. W. *Perry's Chemical Engineers' Handbook*, 6. ed. New York: McGraw-Hill, 1984.

ROCHA, J. A.; BRAVO, J. L.; FAIR, J. R. Distillation columns containing structured packings: a comprehensive model for their performance. 2. Mass-transfer model. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 35, n. 5, p. 1660-1667, May 1996.

ROCHA, J. A.; BRAVO, J. L.; FAIR, J. R. Distillation columns containing structured packings: a comprehensive model for their performance. 1. Hydraulic models. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 32, n. 4, p. 641-651, Apr. 1993.

SHI, M. G. e MERSMANN, A. Effective interfacial area in packed columns. **German Chemical Engineering**, v. 8, p.87, 1985.

SMITH, J. M.; VAN NESS, H. C.; ABBOTT, M. M. **Introdução à termodinâmica de engenharia química**. 5. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2000.

SULZER CHEMTECH, Structured Packings for Laboratory and Pilot Columns. Catálogo da Sulzer

TORRES, G. A. S. **Análise de desempenho de uma coluna industrial com recheios estruturados**. 2007. Dissertação de Mestrado – Escola de Química - Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro.

VERSCHOOF, H.J.; OLUJIĆ, Z; FAIR, J. R. A general correlation for predicting the loading point of corrugated sheet structured packings. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 38, n. 10, p. 3663-3669, Oct 1999.

WANG, G.Q.; YUAN, X. G.; YU, K. T. A method for calculating effective interfacial area of structured packed distillation columns under elevated pressures. **Chemical Engineering and Processing**. v. 45, n. 8, p 691-697, Aug. 2006.

WANG, G.Q.; YUAN, X. G.; YU, K. **Review of Mass-Transfer Correlations for Packed Columns.** **Industrial & Engineering Chemistry Research**. v. 44, n. 23, p. 8715-8729, 2005.

WEILAND, R. H.; AHLGREN, K. R.; EVANS, M. Mass-transfer characteristics of some structured packings. **Industrial & Engineering Chemistry Research**. v. 32, n. 7, p. 1411-1418, July 1993.