



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA QUÍMICA
A. C.: Desenvolvimento de Processos Químicos

PROJETO OTIMIZADO DE UMA UNIDADE DE *AIR*
***STRIPPING* PARA REMOVER *VOCs* CLORADOS**
DE ÁGUAS RESIDUÁRIAS

Dissertação de Mestrado apresentada
à Faculdade de Engenharia Química
como parte dos requisitos exigidos
para a obtenção do título de Mestre
em Engenharia Química.

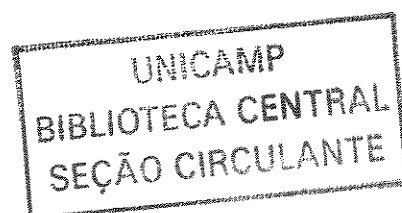
Autor: Édler Lins de Albuquerque

Orientador: Prof. Dr. Reginaldo Guirardello

Campinas - SP

Julho / 2002

UNICAMP



IDADE 30
 CHAMADA TI/UNICAMP
AL15p
 EX
 IMBO BCI 51028
 IOC 16.837102
 DX
 IEÇO R\$11,00
 ATA 27/09/02
 CPD

CM00174295-5

IB ID 259205

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

AL15p

Albuquerque, Édler Lins de

Projeto otimizado de uma unidade de *air stripping* para remover VOCs clorados de águas residuárias / Édler Lins de Albuquerque.--
Campinas, SP: [s.n.], 2002.

Orientador: Reginaldo Guirardello.

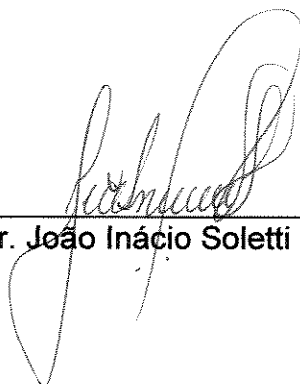
Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Química.

1. Otimização matemática. 2. Compostos orgânicos voláteis. 3. Projetos - Custos. 4. Engenharia química – Equipamento e acessórios.
I. Guirardello, Reginaldo. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Química.
III. Título.

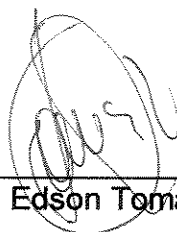
Tese de Mestrado defendida por Édler Lins de Albuquerque e aprovada em 12 de Julho de 2002 pela banca examinadora constituída pelos professores doutores:



Prof. Dr. Reginaldo Guirardello - Orientador



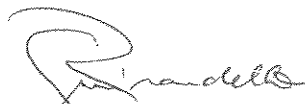
Prof. Dr. João Inácio Soletti (titular)



Prof. Dr. Edson Tomaz (titular)

10245704

Este exemplar corresponde a versão final da tese de Mestrado em Engenharia Química aprovada pelo prof. Dr. Reginaldo Guirardello.



Prof. Dr. Reginaldo Guirardello - Orientador

*À minha família: D. Gal, Zanja, cabeçaço;
Vocês são meu chão, minha morada, meu sustento...*

*À minha doce Elaine;
Meu amor, minha alegria, meu incentivo constante...*

*A todos os verdadeiros amigos que a vida me deu;
Dádivas divinas que me ensinam das mais diversas
formas a amar e respeitar os seres humanos como
eles são...*

*A todos que deixaram suas terras natais em busca do
sonho de tornar-se um pesquisador no Brasil, um país
que ainda não aprendeu a valorizar a educação de sua
população e que ainda não vê a produção científica
como um dos veículos que nos conduzirá à melhoria da
condição sócio-econômica de nosso povo.*

*“Deve ser condenada toda sociedade que tem como réu um homem que
roubou um pão para matar a fome de seus filhos.”*

Charles Chaplin

“Mais que de máquinas, precisamos de humanidade.”

Charles Chaplin

AGRADECIMENTOS

Neste pequeno espaço transcrevo os meus sinceros agradecimentos a todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho. Com tantas dívidas, espero não esquecer de ninguém, porém para aqueles que por algum motivo não forem lembrados, aqui vai meu pedido de desculpas e o agradecimento antecipado.

Na elaboração deste trabalho, gostaria de agradecer:

- Antes de tudo, agradeço a DEUS, por me conceder a graça de chegar a esta oportunidade, por me proporcionar momentos de alegria e de dificuldade os quais têm lapidado meu caráter e minha condição humana, por dar-me forças, saúde e esperança para enfrentar todos os desafios que a vida me proporciona;
- Aos meus familiares por todo apoio, carinho e confiança que depositam em mim. Agradeço-lhes por ser meu porto seguro, minha alegria, um sentido a mais para viver. Em especial à minha mãe, D. Gal, por todo seu amor materno, por toda sua dedicação de mãe, por toda sua luta para me dar uma educação digna, transparente e sincera, por acreditar em mim pelo que sou como pessoa, por investir na realização deste sonho e por tudo que você tem feito por todos nós que tivemos e temos o privilégio de conviver com você nesta existência;
- Às pessoas que por vontade divina não pertencem mais a este plano para desfrutar desta conquista materialmente comigo. Em especial agradeço ao meu pai Elisiano, que me ensinou a ser simples, a lutar por tudo que sempre quis, a ter alegria e a respeitar a individualidade das pessoas. Quero também registrar minha gratidão aos meus avós (Tetéia, Melhinha, Totó, vó Cecília, vô Eliziário), aos parentes queridos (tio Antônio, tia Anália, tia Zefinha, tia Emy) e a todos que de alguma forma marcaram a minha formação intelectual e religiosa;

- À minha namorada Elaine por seu amor sincero, sua dedicação espontânea, sua paciência, sua compreensão nos momentos mais dolorosos de nossa relação durante a realização deste trabalho. Nesta fase de minha vida, você surgiu mostrando valores que eu já havia esquecido. Que DEUS te abençoe;
- Aos meus amigos-irmãos: Cabeção, Pequeno, Luciano, Érick, Júlio, Zezito, Cosme, Tatiana, Loló, Rosely, Help, Silvana, Layse. Todos vocês são pérolas cuja vida me presenteou como amigos, mas que o coração obriga-me a chamá-los de irmãos. Obrigado por sua amizade sincera. Mesmo com toda distância que nos separa, a presença de vocês em minha vida é sempre constante;
- Aos amigos que a vida me deu mais recentemente nesta experiência em Campinas e que hoje são parte presente em minha vida: Denise, Emerson, Joseane e Jane. Conviver com vocês me trouxe ensinamentos que jamais esquecerei. Obrigado por todos os momentos que passamos juntos, por todas as emoções vividas e experiências compartilhadas;
- Ao meu orientador, Professor Reginaldo Guirardello. Agradeço-lhe por sua amizade, pela confiança depositada em mim para a condução deste trabalho, pelas experiências transmitidas e por toda a harmonia existente na relação orientador-orientado;
- Aos colegas do Laboratório de Simulação e Otimização de Processos Químicos: Lucilene, Rafael, Iraí, Michelle, Montserrat, Alexandre, Letivan, Simone. Agradeço-lhes pelas experiências trocadas, pelas críticas, pelos momentos de descontração, por compartilharem um período de suas vidas em minha companhia;
- Ao Eng. Paulo Pascon e aos professores do Curso de Especialização em Engenharia Ambiental, em especial aos professores Reinaldo Sptizner Jr., Pedro Luiz Metropolo e Newton Libânio Ferreira pelas informações e materiais didáticos valiosos transmitidos para a confecção desta dissertação;

- A todos os professores que contribuíram para minha formação profissional. Em especial, nesta oportunidade, gostaria de homenagear os professores da Unicamp; os conhecimentos transmitidos por vocês ampliaram meus conhecimentos e minha visão sobre o papel da profissão que abracei na construção de um mundo melhor. Em especial, gostaria de agradecer ao Prof. Milton Mori por depositar sua confiança em mim na monitoria do Curso de Especialização e pelo estágio que realizei na Coordenação de Extensão da FEQ, ao Prof. Moacir Bufo por sua amizade, por seu bom humor, pelas informações valiosas, discussões acaloradas e por ser o idealizador deste trabalho, a Profa. Tereza Kakuta por sua disposição em ajudar e por todo o material didático disponibilizado para a confecção desta tese, ao professor Edson Tomaz por aceitar ser o meu orientador no doutorado, pela sua amizade e pelo exemplo de profissional competente e dedicado que vem sendo transmitido e, por fim, a atual Coordenadora da Pós-graduação da FEQ Prof. Ana Maria Frattini Fileti por sua dedicação, paciência e bom ânimo em sempre me atender com as freqüentes dúvidas sobre o funcionamento burocrático da Unicamp;
- Aos funcionários da FEQ/Unicamp que atuam no sentido de tornar nosso trabalho mais fácil e amenizam nosso dia-a-dia com exemplos de dedicação, bom humor, e amizade. Em especial gostaria de agradecer ao pessoal da xérox (Rita e Valdevino), ao pessoal da limpeza (Ana e Antônia), aos amigos da Extensão (Noka, Marcos, Karina), às secretárias (Anna Ritta, Célia, Eunir, Silvana, Rosa, Marta etc.) e ao pessoal que cuida da oficina (Alexandre, Valdemir etc);
- Ao CNPq – Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – pelo apoio financeiro dado a esta pesquisa.

RESUMO

Atualmente é cada vez mais comum encontrarmos recursos hídricos contaminados por substâncias resultantes da atividade antropogênica, especialmente aquelas oriundas dos descartes de processos industriais. Estes compostos químicos geralmente representam uma ameaça à saúde humana e ao equilíbrio dos ecossistemas aquáticos. Os efeitos são ainda mais prejudiciais quando tais substâncias se tratam dos VOCs clorados - Compostos Orgânicos Voláteis clorados, pois além de prejuízos aos recursos hídricos e à saúde da população, tais compostos são conhecidos contaminantes atmosféricos que auxiliam na formação de ozônio na troposfera.

Dentre os tipos de tratamento existentes para correntes aquosas contaminadas por VOCs, destaca-se nesta pesquisa o *air stripping* (passagem de ar dentro de uma coluna separadora em contracorrente à corrente aquosa), como uma das tecnologias mais simples, eficiente e econômica para a remoção destes compostos, conforme tem atestado pela U.S. EPA.

Esta pesquisa teve como objetivo sugerir uma configuração ótima em termos de consumo energético e custo fixo da unidade para uma unidade de tratamento empregando *air stripping*. Para efetuar a otimização da unidade foi preciso dimensionar a coluna de stripping (estágios de equilíbrio e projeto hidrodinâmico), a bomba centrífuga que transportaria o líquido contaminado até a coluna, e o soprador que forneceria ar à temperatura ambiente para a coluna. O problema de otimização obtido possuiu, desta forma, equações relacionadas ao dimensionamento dos equipamentos sujeitas a limitações dimensionais dos acessórios constituintes, a restrições operacionais e tendo de respeitar os limites impostos pela legislação quanto ao descarte das substâncias estudadas.

Como resultado, esta pesquisa apresenta a metodologia básica necessária à elaboração do projeto de uma unidade de *air stripping*, ao passo que sugere, dentro das considerações levadas a cabo, parâmetros ótimos para a realização de tal projeto.

Palavras-chave: projeto, *air stripping*, otimização, VOCs, colunas de pratos.

ABSTRACT

At present, it is more and more common to find water resources contaminated by substances resulting from anthropogenic activities, especially those originating from the discards of industrial processes. These chemicals usually represent a threat to human health and to aquatic ecosystems equilibrium. The effects are still more harmful when such substances are chlorinated VOCs - chlorinated Volatile Organic Compounds, because besides damages to water resources and population's health, such substances are known atmospheric pollutants which contribute to ground level ozone formation.

Among the existent treatment types for aqueous mixtures contaminated for VOCs, it is emphasized in this research the air stripping (air passage inside of a separating column in countercurrent to the aqueous mixture), as one of the simplest, efficient and economical technologies used for VOCs removal, as it has been attesting by U.S. EPA.

This research had as objective to suggest optimum configurations, in terms of energy consumption and fixed cost, for an air stripping treatment plant. To carry out the required optimization was necessary to size the stripping column (equilibrium stages and hydrodynamic project), the centrifugal pump that would transport the polluted liquid until the column, and the blower that would supply air at ambient temperature for the column. The obtained optimization problem had, in this way, equations related to the sizing of each piece of equipment, which are subject to dimensional limitations of the constituent accessories, to operational restrictions and to discharge limits imposed by Brazilian Laws to the studied substances.

As result, this research presents the necessary basic methodology for the elaboration of an air stripping unit project, while it suggests, based on the supposed considerations, optimum parameters for the elaboration of such a project.

Key-words: project, air stripping, optimization, VOCs, tray columns.

CAPÍTULO 3 – O MODELO CONSIDERADO	61
3.1 – Considerações iniciais	62
3.2 – Determinação do número de pratos da coluna	67
3.3 – Estabelecimento da configuração da bandeja e cálculo do diâmetro da coluna	70
3.4 – Estimativa da perda de carga na coluna e projeto complementar do vertedouro	76
3.4.1 – Determinação da perda de carga nas bandejas	76
3.4.2 – Projeto complementar do vertedouro	80
3.5 – Ajuste da área perfurada e caracterização do regime de fluxo	81
3.6 – Restrições operacionais à coluna de Stripping projetada	87
3.7 – Determinação da potência requerida para o transporte de fluidos no sistema	90
3.7.1 – Dimensionamento do sistema de bombeamento da água contaminada	92
3.7.2 – Dimensionamento do sistema de aeração da coluna	98
3.8 – Estabelecimento da função objetivo a ser otimizada	104
 CAPÍTULO 4 – OTIMIZAÇÃO DO MODELO PROPOSTO COM O SOFTWARE GAMS	 111
4.1 – A natureza do problema em estudo	112
4.2 – O pacote computacional GAMS	116
4.2.1 – Resolução de problemas de programação não-linear pelo GAMS	118

CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES	125
5.1 – Estudo de Caso 1: Misturas binárias (VOC + água)	127
5.1.1 – Estudo de Caso 1: Discussão dos resultados obtidos	129
5.1.2 – Estudo de Caso 1: Observações relevantes	144
5.2 – Estudo de Caso 2: Misturas contendo 4 VOCs e água	147
5.2.1 – Estudo de Caso 2: Discussão dos resultados obtidos	148
5.2.2 – Estudo de Caso 2: Observações relevantes	161
5.3 – Estudo de Caso 3: Misturas contendo 10 VOCs e água	166
5.3.1 – Estudo de Caso 3: Discussão dos resultados obtidos	168
5.4 – Limitações dos resultados obtidos	169
 CAPÍTULO 6 – CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS	 173
6.1 – Principais conclusões da pesquisa realizada	173
6.2 – Sugestões para trabalhos futuros	175
 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	 179
ANEXOS	189
ANEXO 1 – INFORMAÇÕES ADICIONAIS SOBRE VOCs CLORADOS	190
ANEXO 2 – RECOMENDAÇÕES DE PROJETO PARA COLUNAS DE PRATOS	196
ANEXO 3 – RECOMENDAÇÕES DE INSTALAÇÃO E PROJETO PARA SISTEMAS QUE TRANSPORTAM FLUIDOS	205
ANEXO 4 – RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES EFETUADAS PARA VARIÁVEIS DE INTERESSE SELECIONADAS	209

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Unidade proposta para o tratamento de correntes aquosas contaminadas com VOCs clorados.	5
Figura 2.1 – Principais tipos de perfis de fluxo em colunas de pratos.	15
Figura 2.2 – Modelo hidráulico clássico para bandejas.	17
Figura 2.3 – Condições estáveis de operação em colunas de pratos.	18
Figura 2.4 – Bandeja inundada.	20
Figura 2.5 – Tipos de regime de fluxo em operações de colunas de pratos.	30
Figura 2.6 – Perda de carga total em bandejas perfuradas.	40
Figura 2.7 – Diagrama esquemático obtido por LI e HSIAO (1990).	49
Figura 3.1 – Esquemas mostrando as correntes de entrada e saída na coluna e composições numa bandeja n.	67
Figura 3.2 – Tipos possíveis de configurações existentes para vertedouros e diques de contenção.	71
Figura 3.3 – Esquema da seção transversal de uma bandeja com passagem única da corrente líquida e vertedouro segmentado reto com dique de contenção na saída.	71
Figura 3.4 – Esquema detalhado da unidade de stripping de voláteis.	91

LISTA DE FIGURAS (continuação)

Figura 3.5 – Esquema da linha de fornecimento de ar para a coluna de stripping.	100
Figura 5.1 – Variação do Fator de Stripping ótimo com a Constante de Henry dos VOCs estudados. Comparação com os resultados obtidos por LI e HSIAO (1991).	134
Figura 5.2 – Variação da vazão volumétrica de ar requerida com a Constante de Henry dos VOCs estudados.	135
Figura 5.3 – Variação da altura requerida para a coluna de stripping com a Constante de Henry dos VOCs estudados.	137
Figura 5.4 – Variação do custo da coluna com a Constante de Henry dos VOCs estudados.	138
Figura 5.5 – Variação da potência requerida pela bomba com a Constante de Henry dos VOCs estudados.	139
Figura 5.6 – Variação do custo da bomba com a Constante de Henry dos VOCs estudados.	139
Figura 5.7 – Variação da potência requerida pelo soprador com a Constante de Henry dos VOCs estudados.	140
Figura 5.8 – Variação do custo total do soprador com a Constante de Henry dos VOCs estudados.	141
Figura 5.9 – Variação do custo operacional com a Constante de Henry dos VOCs estudados.	142

LISTA DE FIGURAS (continuação)

Figura 5.10 – Variação do custo fixo da unidade de stripping com a Constante de Henry dos VOCs estudados.	143
Figura 5.11 – Variação do fator de stripping com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.	154
Figura 5.12 – Variação da vazão volumétrica de ar requerida com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.	154
Figura 5.13 – Variação da altura da coluna de stripping com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.	155
Figura 5.14 – Variação do custo da coluna de stripping com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.	156
Figura 5.15 – Variação da potência requerida pela bomba com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.	157
Figura 5.16 - Variação do custo da bomba com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.	158
Figura 5.17 - Variação da potência requerida pelo soprador com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.	158

LISTA DE FIGURAS (continuação)

Figura 5.18 - Variação do custo total de aquisição do soprador com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.	159
Figura 5.19 - Variação do custo operacional com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.	160
Figura 5.20 - Variação do custo fixo total da unidade de stripping com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.	161

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Parâmetros mecânicos e seus efeitos no projeto de colunas.	35
Tabela 3.1 – VOCs clorados típicos e alguns dados físico-químicos.	63
Tabela 3.2 – Principais considerações iniciais para o projeto.	64
Tabela 3.3 – Consideração assumida na determinação do número de pratos.	68
Tabela 3.4 – Limites estabelecidos para descarte pela Resolução CONAMA Nº 20.	88
Tabela 3.5 – Considerações da Figura 3.4, distâncias entre equipamentos.	91
Tabela 3.6 – Considerações da Figura 3.4, pressão e cota nos locais de interesse.	92
Tabela 3.7 – Valores admitidos para o sistema em estudo (linha de sucção).	95
Tabela 3.8 – Valores admitidos para o sistema em estudo (linha de recalque).	96
Tabela 3.9 – Composição do custo fixo total.	107
Tabela 5.1- Principais informações sobre os estudos de casos considerados.	126

LISTA DE TABELAS (continuação)

Tabela 5.2 – Resultados obtidos para o 1,2-DCA ($H = 61,2$).	131
Tabela 5.3 – Resultados obtidos para o 1,2-DCP ($H = 156,8$).	131
Tabela 5.4 – Resultados obtidos para o 1,1,1-TCA ($H = 273,56$).	131
Tabela 5.5 – Resultados obtidos para o 1,1-DCA ($H = 303,00$).	132
Tabela 5.6 – Resultados obtidos para o HCB ($H = 572,7$).	132
Tabela 5.7 – Resultados obtidos (Custo Operacional, $\Delta P_{\max} = 5\text{mmHg}$).	150
Tabela 5.8 – Resultados obtidos (Custo Fixo, $\Delta P_{\max} = 5\text{mmHg}$).	151
Tabela 5.9 – Resultados obtidos (Custo Operacional, $\Delta P_{\max} = 8\text{ mmHg}$).	152
Tabela 5.10 – Resultados obtidos (Custo Fixo, $\Delta P_{\max} = 8\text{ mmHg}$).	153
Tabela 5.11 – Restrições de desigualdade ativas (em cinza) para $\Delta P_{\max} = 5\text{mmHg}$, otimizando o custo operacional da unidade de stripping.	163
Tabela 5.12 – Restrições de desigualdade ativas (em cinza) para $\Delta P_{\max} = 5\text{mmHg}$, otimizando o custo fixo da unidade de stripping.	164

LISTA DE TABELAS (continuação)

Tabela 5.13 – Restrições de desigualdade ativas (em cinza) para $\Delta P_{\max}$ = 8mmHg, otimizando o custo operacional da unidade de stripping.	164
Tabela 5.14 – Restrições de desigualdade ativas (em cinza) para $\Delta P_{\max}$ = 8mmHg, otimizando o custo fixo da unidade de stripping.	165
Tabela 5.15 – Resultados obtidos para a Mistura com 10 compostos.	168
Tabela A1.1 – Características do 1,1,1-Tricloroetano.	191
Tabela A1.2 – Características do Diclorometano.	191
Tabela A1.3 - Características do Triclorometano (Clorofórmio).	192
Tabela A1.4 – Características do 1,2-Dicloroetano.	192
Tabela A1.5 – Características do Tricloroeteno (Tricloroetileno).	193
Tabela A1.6 – Características do 1,1-Dicloroeteno (1,1-Dicloroetileno).	193
Tabela A1.7 – Características do <i>trans</i> -1,2-Dicloroeteno (<i>trans</i> -1,2- Dicloroetileno).	194
Tabela A1.8 – Características do 1,2-Dicloropropano (Dicloreto de propileno).	194
Tabela A1.9 – Características do 1,1-Dicloroetano.	195

LISTA DE TABELAS (continuação)

Tabela A1.10 – Características do Hexaclorobutadieno (perclorobutadieno).	195
Tabela A1.11 – Características do Hexacloroetano (percloroetano).	195
Tabela A2.1 – Espessura da bandeja t_f .	196
Tabela A2.2 – Número de passagens do líquido pela bandeja N_{pas} .	197
Tabela A2.3 – Proximidades ao choro F_w e à inundação F_f .	197
Tabela A2.4 – Comprimento do dique de contenção l_w .	198
Tabela A2.5 – Área total perfurada A_h .	198
Tabela A2.6 – Vão entre o vertedouro e a bandeja inferior d_{cl} .	199
Tabela A2.7 – Área do vertedouro A_d .	199
Tabela A2.8 – Espaço entre bandejas t_s .	200
Tabela A2.9 – Diâmetro da Coluna D_c .	200
Tabela A2.10 – Diâmetro das perfurações d_h .	201
Tabela A2.11 – Passo das perfurações l_p .	202
Tabela A2.12 – Perda de carga máxima admissível em pratos perfurados, ΔP_{max} .	202

LISTA DE TABELAS (continuação)

Tabela A2.13 – Altura do dique de contenção h_w .	203
Tabela A2.14 – Tempo de residência no vertedouro.	204
Tabela A3.1 – Valores típicos para velocidades econômicas (m/s) em tubulações que transportam líquidos.	208
Tabela A3.2 – Valores típicos para velocidades econômicas (m/s) em tubulações que transportam ar, gases e vapores.	208
Tabela A4.1 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,2-DCA, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$).	210
Tabela A4.1 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,2-DCA, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$, continuação).	211
Tabela A4.2 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,2-DCP, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$).	212
Tabela A4.2 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,2-DCP, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$, continuação).	213
Tabela A4.3 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,1,1 - TCA, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$).	214
Tabela A4.3 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,1,1 - TCA, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$, continuação).	215

LISTA DE TABELAS (continuação)

Tabela A4.4 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,1-DCA, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$).	216
Tabela A4.4 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,1-DCA, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$, continuação).	217
Tabela A4.5 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = HCB, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$).	218
Tabela A4.5 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = HCB, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$, continuação).	219
Tabela A4.6 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 5\text{ mmHg}$, otimizando custo operacional).	220
Tabela A4.6 - Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 5\text{ mmHg}$, otimizando custo operacional, continuação).	221
Tabela A4.7 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 5\text{ mmHg}$, otimizando custo fixo).	222
Tabela A4.7 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 5\text{ mmHg}$, otimizando custo fixo, continuação).	223
Tabela A4.8 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$, otimizando custo operacional).	224

LISTA DE TABELAS (continuação)

Tabela A4.8 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\max} = 8 \text{ mmHg}$, otimizando custo operacional, continuação).	225
Tabela A4.9 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\max} = 8 \text{ mmHg}$, otimizando custo fixo).	226
Tabela A4.9 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\max} = 8 \text{ mmHg}$, otimizando custo fixo, continuação).	227
Tabela A4.10 – Resultados obtidos no estudo de caso 3 ($Q_L = 15\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\max} = 8 \text{ mmHg}$, $x_{o,j} = 10\text{ppm}$).	228
Tabela A4.10 – Resultados obtidos no estudo de caso 3 ($Q_L = 15\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\max} = 8 \text{ mmHg}$, $x_{o,j} = 10\text{ppm}$, continuação).	229

NOMENCLATURA

		Unidade
A_a	Área ativa ou de borbulhamento	m^2
A_{ap}	Área livre para fluxo de líquido na saída do vertedouro	m^2
A_d	Área ocupada por um vertedouro	m^2
A_f	Área fracionária, razão entre a área perfurada total e a área ativa	-
A_h	Área total perfurada na bandeja	m^2
A_{hmax}	Máxima área perfurada permitida	m^2
A_{hmax1}	Máxima área perfurada estimada para a condição de choro da coluna	m^2
A_{hmin}	Mínima área perfurada permitida	m^2
A_{hmin1}	Mínima área perfurada estimada para a condição de inundação, provocada por acúmulo de líquido no vertedouro	m^2
A_{hmin2}	Mínima área perfurada estimada a partir da perda de carga máxima admissível durante a operação da coluna	m^2
A_{htrans}	Área perfurada que leva a bandeja e suas perfurações a operarem unicamente no regime de spray	m^2
A_n	Área reta da bandeja	m^2
A_t	Área transversal total da coluna	m^2
C_{ban}	Custo total das bandejas da coluna de stripping, incluindo eliminador de névoa	R\$
C_{bomb}	Custo da bomba centrífuga	R\$
C_{car}	Custo da carcaça da coluna de stripping	R\$
C_{col}	Custo de aquisição da coluna de stripping	R\$

NOMENCLATURA (continuação)

		Unidade
CEP	Índice de custo CEP para um determinado período	-
C_{Eq}	Custo total de aquisição dos equipamentos	R\$
C_f	Custo fixo direto	R\$
C_{fix}	Custo fixo total da unidade de stripping	R\$
C_{Msop}	Custo de aquisição do motor do soprador	R\$
C_o	Coeficiente de descarga ou do orifício na perda de carga da bandeja seca	-
COP	Custo operacional do sistema	R\$
C_{sb}	Parâmetro capacidade da coluna	m/s
C_{sbf}	Parâmetro capacidade da coluna na condição de inundação	m/s
C_{sop}	Custo de aquisição do soprador	R\$
D_c	Diâmetro da Coluna	m
d_{cl}	Vão entre o vertedouro e a bandeja inferior	m
d_h	Diâmetro das perfurações	m
D_{itub}	Diâmetro interno da tubulação	m
Dolar	Cotação do dólar em reais para julho de 2001	R\$
dP_{orif}	Perda de carga admitida numa placa de orifício	mca
E_f	Eficiência dos equipamentos	-
E_{fM}	Eficiência de Bandeja de Murphree	-
e_m	Arraste de partículas líquidas pela corrente gasosa	kg/h
f_{at}	Fator de atrito	-

NOMENCLATURA (continuação)

		Unidade
f_{ban}	Fator de correção para o número de bandejas	-
f_c	Fator de correção para as condições, real e padrão, do ar	-
F_f	Fator de ou proximidade à inundação	-
F_h	Fator Área Perfurada, fator de correção para a área perfurada na expressão de LYGEROS and MAGOULAS (1986)	-
Flex	Flexibilidade operacional da coluna de stripping	-
F_{LG}	Parâmetro de fluxo líquido-gás	-
F_{pl}	Percurso ou caminho de fluxo efetuado pelo líquido na bandeja	m
F_{ra}	Número de Froude baseado na área ativa do prato	-
F_w	Fator de ou proximidade ao choro	-
f_{ww}	<i>Weeping fraction</i>	-
g	Aceleração da gravidade	m/s^2
h_{σ}	Perda de pressão residual	m
h_{bc}	Altura de líquido acumulado no vertedouro	m
h_{bc}	Quantidade de líquido acumulada no vertedouro	m
h_{chord}	Largura do vertedouro	m
H_{col}	Altura da coluna de stripping	m
h_d	Perda de pressão da bandeja seca	m
h_{dmax1}	Perda de carga da bandeja seca na condição de inundação e provocada por acúmulo de líquido no vertedouro	m

NOMENCLATURA (continuação)

		Unidade
h_{dmax2}	Perda de carga da bandeja seca calculada a partir da perda de carga máxima admissível durante a operação da coluna	m
h_{dmin}	Perda de carga da bandeja seca no ponto de choro da coluna	m
h_{do}	Perda de pressão da bandeja seca, sem a correção para o arraste do líquido pela corrente gasosa	m
H_j	Constante de Henry do componente j	atm
h_L	Perda de pressão devido à presença da massa aerada acima da bandeja, também chamada altura de líquido clarificado	m
h_{ow}	Altura da crista de líquido sobre o dique de saída	m
h_t	Perda de pressão total na bandeja	m
h_{tmax1}	Perda de carga máxima causada por acúmulo excessivo de líquido no vertedouro em metros	m
h_{tmax2}	Perda de carga máxima admissível numa bandeja durante a operação da coluna em metros	m
h_{tmin}	Perda de carga mínima tolerável no ponto de choro da coluna em metros	m
h_{ud}	Perda de carga no vertedouro	m
h_w	Altura do dique de contenção	m
$IRes_j$	Inverso da fração residual do contaminante j na água tratada	-
K	Constante de velocidade para válvulas e demais acessórios de tubulações	-
L_{fix}	Comprimento equivalente total da tubulação	m

NOMENCLATURA (continuação)

		Unidade
l_p	Passo das perfurações	m
L_{tr}	Comprimento total da tubulação de recalque da bomba	m
l_w	Comprimento do dique de contenção	m
MAS	Vazão mássica	kg/h
MM	Massa molar	kg/kmol
MOL	Vazão molar	kmol/h
N_{horas}	Número de horas trabalhadas por ano	h
N_{pas}	Número de passagens do líquido pela bandeja	-
P	Pressão	Pa
Pot	Potência requerida por um equipamento auxiliar	W
p_s	Diferença de pressão ou altura estática a que está submetido o soprador	mca
P_{sat}	Pressão de saturação do componente mais volátil	Pa
p_t	Diferença de pressão total ou altura total a que está submetido o soprador	mca
p_v	Diferença de pressão ou altura de velocidade do soprador	mca
ΔP	Perda de carga numa bandeja	kPa
ΔP_{elim}	Perda de carga admitida no eliminador de névoa	kPa
ΔP_{max}	Perda de carga máxima admissível em pratos perfurados	mmHg
Q	Vazão volumétrica	m ³ /h
r	Razão entre a pressão na saída e na entrada do soprador	-

NOMENCLATURA (continuação)

		Unidade
R\$/kWh	Preço do kWh	R\$
Re	Número de Reynolds	-
r_{hwt}	Razão entre a altura do dique de contenção e o espaço entre bandejas	-
R_j	Fração residual do contaminante j presente na água tratada	-
r_{lph}	Razão entre o passo e o diâmetro das perfurações	-
r_{ltd}	Razão entre a espessura da bandeja e o diâmetro das perfurações	-
S_j	Fator de stripping do contaminante j	atm
$\Sigma Fric$	Perda total de atrito existente no percurso entre dois pontos de interesse nas linhas que transportam o líquido	m
$\Sigma Fric_{\rightarrow}$	Perda total de atrito existente no percurso entre dois pontos de interesse no trajeto realizado pelo ar	$(m/s)^2$
T	Temperatura	°C
t_s	Espaço entre bandejas	m
t_t	Espessura da bandeja	m
U_a	Velocidade da corrente gasosa ao passar na área ativa da bandeja	m/s
U_d	Velocidade de líquido admissível no vertedouro	m/s
U_{hmax1}	Velocidade máxima da corrente gasosa para a condição de inundação, provocada por acúmulo de líquido no vertedouro	m/s
U_{hmax2}	Velocidade máxima da corrente gasosa calculada a partir da perda de carga máxima admissível durante a operação da coluna	m/s

NOMENCLATURA (continuação)

		Unidade
U_{hmin}	Velocidade mínima da corrente gasosa para a coluna no ponto de choro da coluna	m/s
U_{hw}	Velocidade mínima de gás que impede a passagem do líquido pelas perfurações da bandeja, determinada pela condição de choro	m/s
U_n	Velocidade da corrente gasosa ao atravessar A_n	m/s
U_{nf}	Velocidade máxima da corrente gasosa ao atravessar a área reta da bandeja, calculada em função da condição de inundação	m/s
v	Velocidade da corrente líquida	m/s
v_{tub}	Velocidade da corrente líquida na tubulação	m/s
W_{flux}	Fluxo de líquido que passa pelas perfurações do prato	$m^3/(m^2 \text{ s})$
x	Composição dos VOCs na corrente líquida	-
$x_{N,j}$	Composição dos VOCs na saída da coluna	ppm molar
$x_{Nmas,j}$	Composição dos VOCs na saída da coluna	ppm mássico
$x_{o,j}$	Composição dos VOCs na entrada da coluna	ppm molar
y	Composição de voláteis na corrente gasosa	-
$y_{1,j}$	Composição de VOCs na corrente gasosa na saída da coluna	ppm molar
z	Altura ou cota de um ponto de interesse em relação a um nível de referência no sistema de estudo	m

Letras Gregas

		Unidade
ψ	Fração de líquido arrastado pela corrente gasosa	-
ε	Rugosidade da tubulação	m
σ	Tensão superficial do líquido	mN/m
μ	Viscosidade dinâmica	kg/(m s)
ρ	Massa específica	kg/m ³
ϕ_{dc}	Densidade relativa média da espuma ou fator de aeração do vertedouro	-
ϕ_e	Fator de aeração ou densidade efetiva da espuma	-

Subscritos

ban	Relativo às bandejas da coluna de stripping
bomb	Relativo à bomba centrífuga ou aos bocais desta
borb	Referente a válvulas borboleta
car	Relativo à carcaça da coluna de stripping
col	Referente à coluna de stripping
cont	Relativo às perdas de carga devido às diminuições de diâmetro das tubulações
ent	Referente às perdas de carga devido à entrada súbita do ar na coluna
exp	Relativo às perdas de carga causadas por expansões graduais de diâmetro nas tubulações
filtro	Relativo às perdas de carga no filtro necessário na linha de sucção da bomba
G	Relativo à corrente gasosa
j	Índice de contagem dos componentes presentes na mistura líquida

NOMENCLATURA (continuação)

Subscritos

L	Relativo à corrente líquida
mas	Relativo à composição mássica
mix1	Relativo à mistura líquida na entrada da coluna
mix2	Relativo à mistura líquida ao sair da coluna
Msop	Relativo ao motor do soprador
o	Relativo à composição inicial da mistura líquida
r	Relativo à tubulação de recalque da bomba
real	Referente às condições reais em que se encontra o ar
red	Relativo às perdas de carga causadas por reduções graduais de diâmetro nas tubulações
ret	Referente à válvula de retenção
s	Relativo à tubulação de sucção da bomba
sop	Relativo ao soprador
std	Referente às condições padrões do ar

Abreviaturas

1,1-DCA	1,1 – Dicloroetano
1,1-DCE	1,1 – Dicloroeteno
1,2-DCA	1,2 – Dicloroetano
1,2-DCE	<i>trans</i> - 1,2 – Dicloroeteno
1,2-DCP	1,2 – Dicloropropano
DCM	Diclorometano

NOMENCLATURA (continuação)**Abreviaturas**

GAMS	General Algebraic Modeling System
GRG	Gradiente Reduzido Generalizado
HCB	Hexaclorobutadieno
HCE	Hexacloroetano
mca	Metro de coluna d'água
NPSH	<i>Net Positive Suction Head</i>
PL	Programação Linear
PMI	Programação Mista Inteira
PMINL	Programação Mista Inteira e Não-Linear
PMINLR	Programação Mista Inteira e Não-Linear Relaxada
PNL	Programação Não-Linear
SLP	Programação Linear Sucessiva
SQP	Programação Quadrática Sucessiva
TCA	1,1,1 – Tricloroetano
TCE	Tricloroeteno
TCM	Triclorometano
UTE	Unidade de Tratamento de Efluentes
VOC(s)	Composto(s) Orgânico(s) Volátil(eis)

CAPÍTULO 1

Apresentação à Pesquisa Realizada

1.1- INTRODUÇÃO E MOTIVAÇÕES PARA O PROJETO

A composição química de qualquer recurso hídrico é bastante variada. Nela observa-se uma imensa gama de compostos dentre os quais proteínas, carboidratos e uréia são normalmente encontrados (MANAHAN, 1994). Além dessas substâncias, com o nível de desenvolvimento tecnológico atingido pela sociedade atual, tornou-se também comum a presença de compostos sintéticos resultantes de atividades antropogênicas como a agricultura e os processos industriais.

Os compostos sintéticos, por não estarem presentes originalmente no meio ambiente, acabam provocando impactos ambientais negativos quando lançados nos recursos hídricos; impactos estes prejudiciais principalmente às populações que deles se abastecem. Dentre os poluentes geralmente encontrados nos recursos hídricos, compostos organoclorados têm recebido especial atenção por serem considerados, em sua maioria, poluentes de alta periculosidade, classificados segundo a U. S. EPA como Poluentes Orgânicos Prioritários devido à suspeita ou à confirmação de ação carcinogênica, mutagênica, teratogênica, ou ainda por apresentar alta toxicidade aguda (AUGUSTO, 1995).

Vários destes compostos são ainda considerados Poluentes Persistentes (*Biorefractory Organic Pollutants*), pois atribuem à água gosto e cheiro difíceis de serem removidos, especialmente por tratamentos biológicos convencionais. Neste caso, somente processos físicos e/ou químicos são capazes de efetuar uma

remoção adequada, minimizando sua presença e dispersão pelo meio ambiente (MANAHAN, 1994).

Nesta pesquisa um enfoque especial será dado aos compostos clorados pertencentes à classe conhecida como VOCs (Compostos Orgânicos Voláteis), pois estes podem ser removidos através do emprego de tecnologias bastante simples e eficientes (USEPA, 1998). Esta classe de compostos é primordialmente conhecida como poluente da atmosfera porque na presença de luz solar tais substâncias reagem com NO_x para a formação do ozônio na troposfera, ou ainda porque podem liberar átomos de cloro ativo, os quais vão degradar a camada de ozônio estratosférica (DERWENT, 1995).

Nas últimas décadas, no entanto, VOCs clorados vêm sendo bastante encontrados na composição química de efluentes industriais, de líquidos lixiviados e até de águas subterrâneas, constituindo-se assim alguns dos principais contaminantes dos recursos hídricos, conforme indicam documentos da agência de proteção ambiental norte-americana, atestando a presença de vários solventes clorados em recursos hídricos de diversas regiões do território norte-americano (USEPA, 1991, 1995 e 1998).

Tendo em vista a frequência com que estes poluentes são gerados e lançados no meio ambiente e o grau de periculosidade que os mesmos representam para os seres vivos, pretende-se neste trabalho aplicar otimização matemática para estimar, a partir de um conjunto coerente de considerações, parâmetros ótimos de projeto para uma das tecnologias mais empregadas no tratamento de correntes aquosas contaminadas por VOCs clorados. Visto que os limites de lançamento destes poluentes nos recursos hídricos serão respeitados, acredita-se estar contribuindo para a minimização do impacto resultante de seu lançamento e de sua dispersão no meio ambiente.

1.2- A TECNOLOGIA DE TRATAMENTO EMPREGADA

Existem diversas tecnologias capazes de efetuar o tratamento de correntes líquidas contaminadas por VOCs clorados, entre elas podem ser citadas: a adsorção em leito de carvão ativo granulado, a biofiltração com organismos especificamente desenvolvidos, a oxidação utilizando radiação ultravioleta, dentre outras. Cada uma destas tecnologias possui suas vantagens e desvantagens em relação às demais, além de faixas ótimas de operação que normalmente determinam a aplicação de uma tecnologia específica em cada caso.

Neste projeto será simulada uma unidade de tratamento que emprega a tecnologia conhecida como *Air Stripping*, um processo físico no qual os contaminantes voláteis presentes numa solução líquida são transferidos para uma corrente gasosa, ar ambiente, injetada em contracorrente dentro de uma coluna separadora. A solução líquida contaminada é colocada em contato com a corrente de ar que remove grande parte dos contaminantes existentes na solução devido à volatilidade dos mesmos, tendo suas concentrações diminuídas no efluente final a ser descartado. O ar contaminado resultante é encaminhado para um tratamento final, um sistema de queima, por exemplo. Frente às outras tecnologias de tratamento, suas principais vantagens, especialmente para o tratamento de soluções contendo baixas concentrações de VOCs, são baixos custos de energia envolvidos, facilidades de ampliação para tratamento de quantidades maiores de contaminantes e poucas exigências de manutenção preventiva. Tais fatores atribuem a esta tecnologia incrementos relativamente pequenos no custo total da unidade se comparados aos de outras tecnologias (OKONIEWSKI, 1992).

A aplicabilidade da tecnologia de *air stripping* abrange a grande maioria dos VOCs, SVOCs (Compostos Orgânicos Semivoláteis), halogenados principalmente, e também substâncias inorgânicas voláteis, como a amônia. Seu emprego, no entanto, geralmente não apresenta eficiência satisfatória em todos os casos, como acontece com alguns poluentes potenciais (PCB's, Dioxinas e Furanos), quando a constante adimensional da Lei de Henry dos contaminantes é menor que 0,01 ($2,4 \times 10^{-4}$ atm-m³/gmol a 25°C), e nos casos em que a

concentração de VOCs e SVOCs é superior a 0,01% (USEPA, 1991). No entanto, consultores em engenharia ambiental têm reportado que esta tecnologia vem sendo empregada com sucesso no Brasil para o tratamento de misturas aquosas em condições mais severas que as acima indicadas.

Os equipamentos usualmente utilizados no *air stripping* são as colunas dotadas de recheio, por conta principalmente das grandes áreas interfaciais e baixas perdas de carga conseguidas (LI and HSIAO, 1991). No entanto, conforme afirmam diversos autores (LI and HSIAO, 1990; EPA, 1991; LaBRANCHE and COLLINS, 1996; MEAD and LEIBBERT, 1998 etc.) *air stripping* pode e vem sendo aplicado com vantagens em colunas de pratos perfurados (*Low-profile air strippers*), principalmente porque tais equipamentos apresentam vantagens como operação e manutenção mais fáceis em casos onde impurezas estão presentes na corrente contaminada e/ou quando há limitações de espaço para a instalação de colunas recheadas.

1.3- DEFINIÇÃO DO SISTEMA DE TRATAMENTO EM ESTUDO

Um sistema completo de remoção e eliminação de VOCs clorados pode ser visto na Figura 1.1. Esta figura mostra uma Unidade de Tratamento de Efluentes, UTE, composta de duas divisões principais: uma unidade de stripping de VOCs clorados, a qual contém uma coluna de stripping dotada de pratos perfurados, uma bomba e um soprador, para o transporte dos fluidos até a mesma, e uma unidade de tratamento da corrente gasosa contaminada gerada durante o Stripping, a qual compreende um queimador, um trocador/recuperador de calor, uma torre de lavagem e uma bomba para transporte da solução neutralizadora de NaOH.

O projeto completo de uma unidade de tratamento como esta envolve uma gama de fatores que dificilmente consegue-se estimar com razoável precisão sem a experiência prática de quem projeta e fabrica esses tipos de sistemas. Desta

forma, é proposta a realização do dimensionamento e da otimização somente da unidade de stripping, assumindo desta forma que já existe uma unidade devidamente projetada para o tratamento do ar contaminado que deixa a coluna de stripping e um sistema para o descarte final da corrente aquosa tratada. O problema em estudo será reduzido, desta forma, ao projeto de uma unidade de stripping composta basicamente por uma coluna de pratos perfurados, uma bomba para transporte da solução aquosa contaminada até a coluna e um soprador que alimenta ar diretamente do ambiente até a mesma.

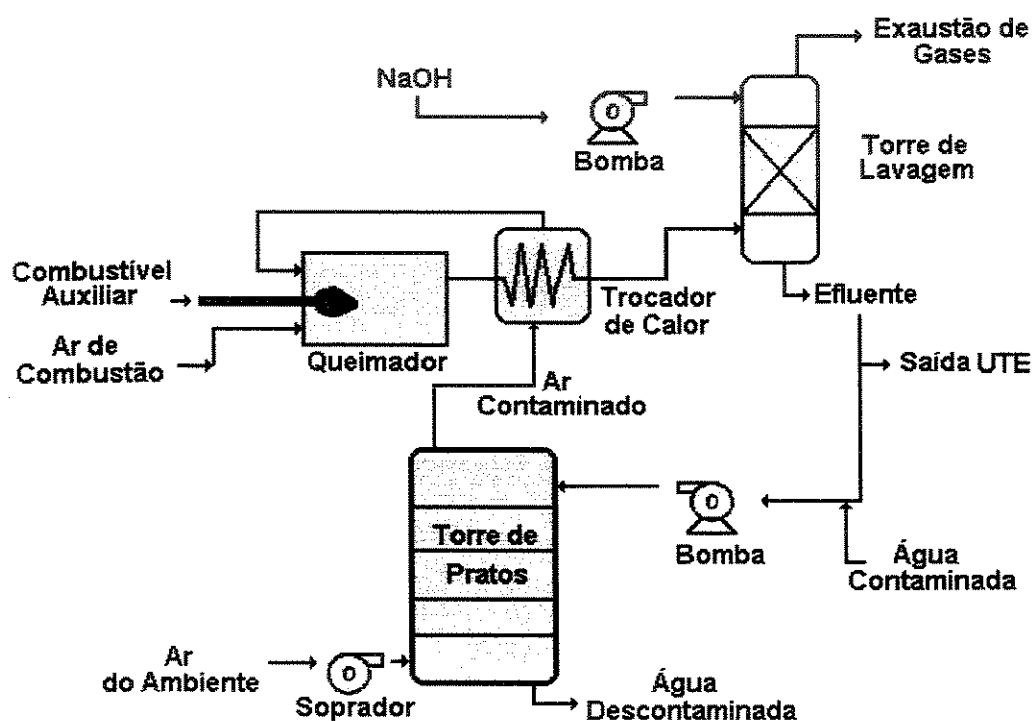


Figura 1.1 – Unidade proposta para o tratamento de correntes aquosas contaminadas com VOCs clorados.

1.4- FINALIDADES DESTA PESQUISA

O presente projeto tem por objetivo principal descrever e efetuar o projeto otimizado de uma unidade de *air stripping* para remoção de VOCs clorados

presentes em correntes aquosas. Além deste, outras metas pretendidas durante a realização desta pesquisa são:

- Desenvolver uma estratégia para dimensionar os equipamentos da unidade de stripping referida, otimizando as variáveis de interesse a fim de que seja obtido o custo mínimo da unidade;
- Efetuar estudos de casos para águas contaminadas por VOCs clorados típicos (1,1-Dicloroetano, Tricloroetileno etc.), os quais permitam o estabelecimento dos parâmetros ótimos de projeto relacionados à remoção de tais VOCs com a tecnologia empregada, para os diferentes estudos de casos;
- Apresentar uma metodologia básica para o projeto de sistemas de tratamento como o pretendido, a qual sirva de base para novos projetos e permita que outros pesquisadores possam, em estudos futuros mais aprofundados, incluir fenômenos não considerados na pesquisa atual.

1.5- ORGANIZAÇÃO DESTA DISSERTAÇÃO

A presente dissertação encontra-se distribuída em seis capítulos principais, sendo informações complementares apresentadas na forma de anexos.

Com relação ao conteúdo, os demais capítulos são distribuídos da seguinte forma:

- O capítulo 2 faz uma revisão sobre as principais pesquisas e livros que tratam de considerações existentes no projeto de colunas de pratos, dimensionamento de bombas e sopradores e estimativas de custo para o sistema em estudo;
- O capítulo 3 contém as equações que compõem o modelo proposto para a simulação da unidade de stripping e principais imposições feitas sobre variáveis de interesse no sistema;

- No capítulo 4 é apresentado o software empregado na otimização do modelo proposto e são discutidos aspectos ligados à resolução de problemas de otimização como o proposto neste trabalho;
- No capítulo 5 são apresentados os resultados obtidos nas simulações efetuadas e são discutidas as influências de variáveis de interesse nos resultados obtidos;
- O sexto e último capítulo contém as principais conclusões desta pesquisa e as propostas para trabalhos futuros.

As informações descritas na forma de anexos compreendem dados a respeito das substâncias que compõem a corrente líquida a ser tratada (Anexo 1), critérios de projeto para os equipamentos do sistema proposto (Anexo 2 e Anexo 3), e os resultados obtidos apresentados em mais detalhes para variáveis selecionadas (Anexo 4).

CAPÍTULO 2

Revisão Bibliográfica

Neste capítulo será efetuada uma revisão das fontes bibliográficas mais relevantes para a elaboração do modelo computacional proposto, bem como dos principais aspectos considerados neste.

As informações e trabalhos científicos destacados devem servir como guias para quem pretenda efetuar o projeto de sistemas similares a uma unidade de stripping. Um enfoque maior será dado ao projeto de colunas separadoras, especialmente ao comportamento hidrodinâmico de colunas dotadas de pratos perfurados, visto que não é um ponto considerado em detalhes na maioria dos projetos.

Também serão discutidos outros assuntos relevantes ao projeto que se pretende realizar, como é o caso da determinação do número de estágios de equilíbrio em colunas separadoras, do dimensionamento de equipamentos auxiliares e dos procedimentos mais empregados para a avaliação de custos em plantas químicas.

2.1- PROJETO DE COLUNAS DE PRATOS

De um modo geral, o projeto de uma coluna separadora deve englobar uma série de etapas as quais se complementam para garantir o perfeito funcionamento do sistema. As principais preocupações residem na capacidade e

na eficiência da coluna, pois juntas tais propriedades irão assegurar a aplicabilidade da coluna projetada. Além dessas, diversas outras preocupações se fazem necessárias, conforme será visto.

Em particular, selecionar o dispositivo de contato mais adequado a um dado processo de separação é o primeiro passo a ser dado, e não consiste numa tarefa trivial. O projetista deve considerar não somente os aspectos relativos à eficiência do processo, mas também fatores associados à capacidade, ou seja, ligados à habilidade do dispositivo interno de contato em separar as fases envolvidas no sistema (BRAVO, 1998).

De um modo geral, os dispositivos internos de contato podem ser classificados em recheios e bandejas ou pratos. Cada um desses tipos é aplicado a situações com características específicas que os tornam mais, ou menos aplicados a determinadas atividades (BRAVO, 1998). Segundo SINNOTT (1997), as colunas de pratos em relação às de recheio apresentam as seguintes vantagens: operam numa variação maior de condições de vazão de líquido e de gás (especialmente em baixas vazões de líquido), são de manutenção mais fácil e são projetadas com maior segurança, uma vez que dificilmente é garantida, nas condições de projeto, uma boa distribuição de líquidos em colunas de recheio. No entanto, todos os tipos de recheios apresentam, normalmente, perdas de carga menores que os pratos, retêm menores quantidades de líquido na coluna e são mais adequados para a operação em serviços apresentando líquidos espumantes.

Desta forma, pode-se concluir que, a depender das características do sistema que se pretende tratar, a coluna de stripping pode ser dotada de pratos ou de recheios, sendo esta última a mais empregada, conforme é verificado em MEAD and LEIBBERT (1998), McNULTY (1994), USEPA (1991) etc. Entretanto, não é descartado o emprego de colunas dotadas de bandejas nestas aplicações, especialmente para o stripping de VOCs, como atestam LI and HSIAO (1990, 1991), USEPA (1995), LABRANCHE and COLLINS (1996), MEAD and LEIBBERT (1998) e BRAVO (1998).

Recaindo a escolha sobre colunas dotadas de bandejas, mais um processo decisório é necessário: a seleção do tipo de prato mais apropriado para uma determinada aplicação, a qual deve estar baseada nas propriedades de cada um desses tipos de dispositivos.

Sobre os dispositivos internos mais empregados para transferência de massa em colunas separadoras, revisões sucintas existem em livros de operações unitárias e projeto de colunas de separação, como são os casos de KISTER (1992), GEANKOPLIS (1993), SINNOTT (1997). Já revisões mais detalhadas podem ser encontradas em LOCKETT (1986) e BRAVO (1998). Nestes dois últimos trabalhos, além das bandejas convencionais, são apresentados outros tipos mais modernos, muitas delas consideradas bandejas de alta performance, as quais incorporam melhoramentos no projeto dos vertedouros e, conseqüentemente, na distribuição de líquido dentro da coluna. Estas novas bandejas, todavia, ainda fazem parte de tecnologias cujos detalhes de projeto são propriedade particular de fabricantes e projetistas, como é o caso da *MVD tray*, patenteada em NUTTER (1994).

No artigo publicado por BRAVO (1998) são abordados diversos processos de separação. O autor procura caracterizar as principais aplicações de tais processos, os dispositivos internos geralmente empregados e o estabelecimento das condições operacionais em que cada um deles pode ser utilizado. De particular interesse para esta pesquisa, este artigo afirma a possibilidade do emprego de colunas de pratos em processos de remoção por stripping em pressões moderadas (1 a 4atm).

Em geral, considera-se que, dentre as colunas convencionais, as colunas dotadas de pratos perfurados e valvulados são as mais apropriadas para a maioria das aplicações (GEANKOPLIS, 1993, SINNOTT, 1997). Pratos perfurados, em comparação com os demais pratos convencionais, são geralmente mais baratos, mais apropriados para serviços envolvendo substâncias corrosivas ou apresentando impurezas sólidas, e apresentam as menores perdas de carga (KISTER, 1992). Em contrapartida, as colunas dotadas de pratos perfurados

apresentam a desvantagem de possuírem um estreito intervalo de operação quando comparado com colunas de pratos valvulados ou dotados de calotas (KISTER, 1992).

De acordo com os trabalhos de LI and HSIAO (1990, 1991), LABRANCHE and COLLINS (1996), MEAD and LEIBBERT (1998), BERANEK (2001) e em manuais construídos pela USEPA (USEPA, 1995), pratos perfurados têm sido empregados para a remoção de VOCs presentes em correntes líquidas, principalmente quando a presença de impurezas no líquido a ser tratado ou limitações de espaço, impedem o emprego de colunas recheadas (MEAD and LEIBBERT, 1998; BERANEK, 2001). No entanto, detalhes sobre o projeto desses equipamentos não são fornecidos, tornando bastante complexo o projeto da coluna de stripping, principalmente, pela falta de dados específicos para a aplicação requerida, stripping de VOCs. Desta forma, para modelar adequadamente o funcionamento da coluna de stripping, tem-se que partir de considerações gerais para o projeto de colunas dotadas de pratos perfurados.

O projeto de colunas dotadas de bandejas perfuradas vem sendo amplamente estudado desde a incorporação de bandejas como dispositivo de contato, e já é procedimento comumente encontrado em diversos artigos, livros e manuais de fabricantes. Trata-se, desta forma, de um conjunto de cálculos que efetuam o dimensionamento de uma coluna sujeita a requisitos específicos de operação e selecionam os dispositivos internos que fornecem a melhor performance em termos de capacidade e de eficiência.

Diante da perspectiva descrita no parágrafo anterior, podem ser citadas como mais significativas as contribuições de: CHASE (1967a, 1967b), FRANK (1977), ECONOMOPOULOS (1978), KISTER (1980a, 1980b, 1980c, 1980d, 1980e, 1981a, 1981b, 1992), LOCKETT (1986), BARNICKI and DAVIS (1989a, 1989b), LUDWIG (1997), FAIR (1997), SINNOTT (1997) etc. Em todos estes trabalhos podem ser encontradas diversas proposições de cálculo para a tarefa de dimensionar a coluna separadora e seus dispositivos internos.

Segundo McNULTY (1994), o projeto de uma coluna de stripping, costuma ser dividido em duas partes relacionadas entre si:

- Projeto Hidráulico: está diretamente associado à estabilidade fluidodinâmica do processo de separação em função do regime de operação da coluna. Estabelece, então, as condições ideais de fluxo por meio do controle de parâmetros específicos, os quais garantem a perfeita interação entre as fases constituintes do processo e evitam que condições indesejáveis de funcionamento sejam atingidas;
- Projeto de Transferência de Massa: está intimamente relacionado às propriedades termodinâmicas das misturas presentes no sistema e fornece, em função destas propriedades, o número requerido de estágios de equilíbrio necessários para se atingir um determinado grau de separação em determinado(s) componente(s).

Nas seções seguintes, cada uma destas divisões, suas subdivisões e alguns dos principais aspectos relacionados a elas serão descritos.

2.1.1- Projeto hidráulico

Conforme já se comentou, esta etapa do projeto da coluna separadora garante a estabilidade do funcionamento hidrodinâmico da coluna. Isto, mais especificamente falando, corresponde em especificar a composição básica da bandeja (principais componentes, distribuição dos orifícios etc.), calcular o diâmetro da coluna, e realizar estimativas da perda de carga esperada em cada prato (BARNICKI and DAVIS, 1989a).

De um modo geral a hidrodinâmica do processo é grandemente influenciada pelo fluxo descrito pelos fluidos dentro do equipamento em questão e, portanto, depende tanto das propriedades físicas dos fluidos como de parâmetros mecânicos relacionados à geometria deste equipamento. Assim, é fundamental que se conheçam as características de fluxo dos fluidos dentro da coluna e os parâmetros mecânicos que atribuem forma a estes deslocamentos.

Intimamente relacionado com as características de fluxo dos fluidos dentro da coluna, o perfil de fluxo descrito pelas correntes líquida e gasosa influencia diretamente o comportamento hidrodinâmico da coluna e sua eficiência (ECONOMOPOULOS, 1978; BARNICKI and DAVIS, 1989a). Deste modo, a fim de que seja proporcionado um funcionamento adequado à mesma, em termos de capacidade e eficiência, é necessário que a configuração de fluxo descrita pelas correntes fluidas esteja apropriada à aplicação desejada.

A literatura científica costuma caracterizar a configuração de fluxo dentro de colunas separadoras observando-se a trajetória relativa descrita pelos fluidos dentro das mesmas. Os tipos de configuração de fluxo mais comumente encontrados em colunas dotadas de bandeja são (FAIR et al., 1997):

- Fluxo cruzado: a corrente gasosa sobe a coluna atravessando as perfurações da bandeja, enquanto a corrente líquida atravessa o prato horizontalmente descrevendo uma trajetória em linha reta, com uma ou mais passagens sobre o mesmo, indo em direção aos pratos inferiores por meio de canaletas chamadas de vertedouros;
- Fluxo reverso: a configuração das correntes é semelhante à anterior, sendo que o líquido descreve uma trajetória circular sobre o prato, utilizando normalmente canais circulares como vertedouros;
- Fluxo contracorrente: as correntes líquida e gasosa percorrem a coluna e a bandeja em sentidos opostos, o líquido descendo enquanto o gás sobe. Normalmente não se utiliza vertedouros nesta configuração, passando tanto o gás como o líquido pelos orifícios da bandeja.

Em LOCKETT (1986), são apresentadas várias outras espécies de arranjo de fluxo existentes em colunas dotadas de bandejas e algumas das vantagens apresentadas por cada uma delas. No entanto, nenhuma informação mais específica sobre o projeto de colunas nestas condições foi encontrada no restante da literatura.

Os tipos de fluxo cruzado e reverso podem ser visualizados na Figura 2.1 a seguir. Segundo a literatura, fluxo contracorrente e fluxo reverso têm sua

aplicação limitada e são indicados a casos específicos, enquanto que o perfil de fluxo cruzado é o mais empregado devido às maiores eficiências na transferência de massa e maior faixa de operação (FAIR et al., 1997).

Agindo de maneira complementar às informações acima sobre a tradição em se empregar um determinado tipo de perfil de fluxo na coluna, existem na literatura diagramas que nos fornecem a configuração de fluxo ideal em função da vazão de líquido, do diâmetro da coluna, entre outros parâmetros. Um destes pode ser encontrado no trabalho de HUANG and HODSON (1958), citado em CHASE (1967a), em SINNOTT (1997) e em FAIR et al. (1997). Conforme pode ser observado, o fluxo reverso é o indicado para vazões de líquido muito pequenas ($<7\text{m}^3/\text{h}$) e o fluxo cruzado para vazões maiores que esta.

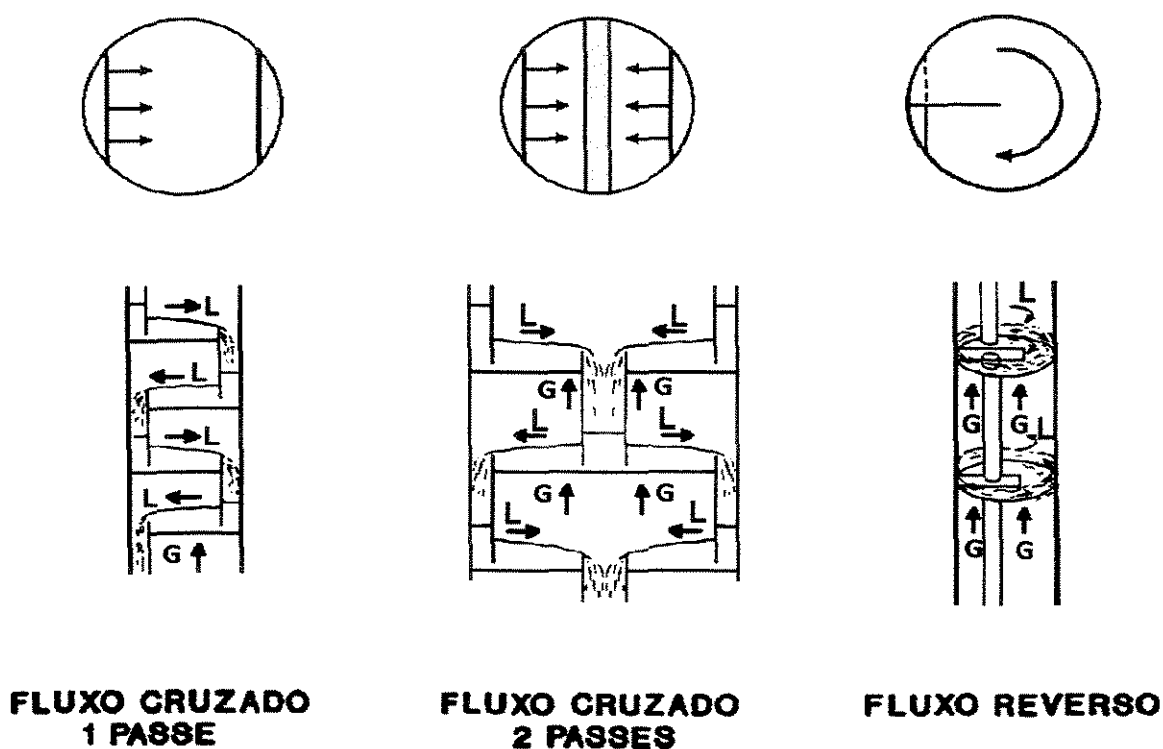


Figura 2.1 – Principais tipos de perfis de fluxo em colunas de pratos.

Vale destacar, quando se emprega a configuração de fluxo cruzado, a possibilidade da corrente líquida realizar várias passagens sobre a superfície da bandeja (Figura 2.1), o que normalmente é exigido por limitações impostas pela vazão de líquido que atravessa o dique de contenção (ECONOMOPOULOS, 1978; BARNICKI and DAVIS, 1989; FAIR et al., 1997). Em função disto, o diagrama de HUANG and HODSON e outras metodologias como FRANK (1977) e ECONOMOPOULOS (1978) estabelecem critérios para que seja avaliado o número mínimo de passagens efetuadas pela corrente líquida. Algumas destas recomendações estão dispostas no Anexo 2.

Caracterizada a configuração de fluxo dos fluidos dentro da coluna, torna-se importante identificar a faixa de funcionamento ideal para a coluna, ou seja, evitar que condições prejudiciais à sua operação possam ser atingidas (KISTER, 1992). A subseção a seguir trata deste assunto em mais detalhes.

2.1.1.1- Estabilidade operacional

Para se entender o comportamento hidrodinâmico de uma coluna dotada de pratos, primeiramente, deve-se visualizar como se dá a movimentação das correntes líquida e gasosa dentro da bandeja. Neste sentido, o modelo hidráulico clássico, Figura 2.2, nos fornece uma visualização inicial de como tal movimentação pode ocorrer.

De acordo com o que se observa no modelo clássico, o líquido entra no prato a partir do vertedouro da bandeja superior. Enquanto isso, a corrente gasosa vinda das bandejas inferiores atravessa as perfurações do mesmo prato indo às bandejas superiores. Quando estas correntes entram em contato, a corrente líquida é aerada, ocasionando a formação de espuma, que por sua vez, atravessa transversalmente a bandeja até atingir o dique de saída, fluindo por cima do mesmo e entrando no vertedouro. Neste último, a camada gasosa presente na espuma se desprende do líquido e ascende no vertedouro, enquanto o líquido clarificado se dirige à bandeja inferior.

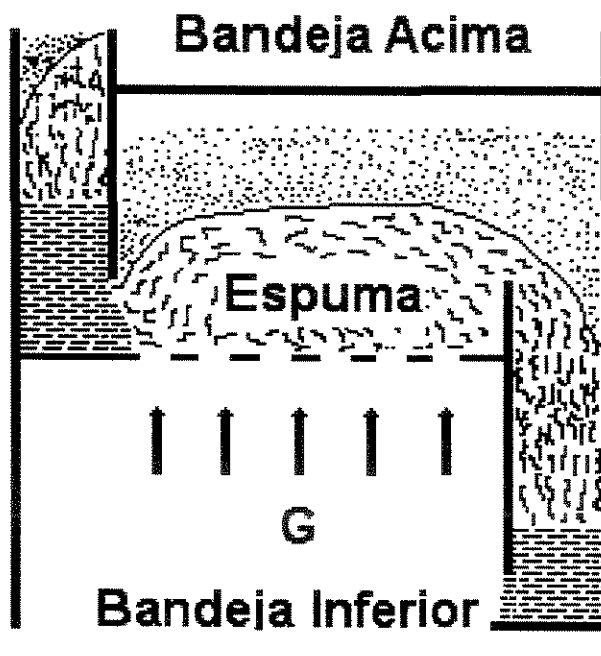


Figura 2.2 – Modelo hidráulico clássico para bandejas. Fonte: KISTER (1992).

O mecanismo de funcionamento narrado acima mostra um regime de operação estável para uma coluna de pratos. No entanto, a fim de assegurar a operação em condições estáveis como a apresentada, é fundamental que, durante o dimensionamento hidráulico, a coluna seja projetada dentro de uma faixa aceitável de condições, evitando, desta forma, que regimes de operação limitantes ao seu funcionamento possam ser atingidos. Estes regimes de funcionamento, para o caso de coluna de pratos, podem ser visualizados na Figura 2.3 a seguir.

A região de estabilidade operacional, como se pode notar, é limitada a uma faixa de vazões de gás e líquido, sendo os limites operacionais impostos pelas condições de sopro (*blowing*), inundação (*flooding*), choro excessivo (*excessive weeping*) e esvaziamento (*dumping*). Dentre estas condições, no projeto de colunas dotadas de pratos, são tomadas como limites superior e inferior para a vazão de gás durante a operação, respectivamente: a) a condição de

inundação e b) a condição de choro excessivo. Estas duas condições e os mecanismos básicos que as provocam são comentados a seguir.

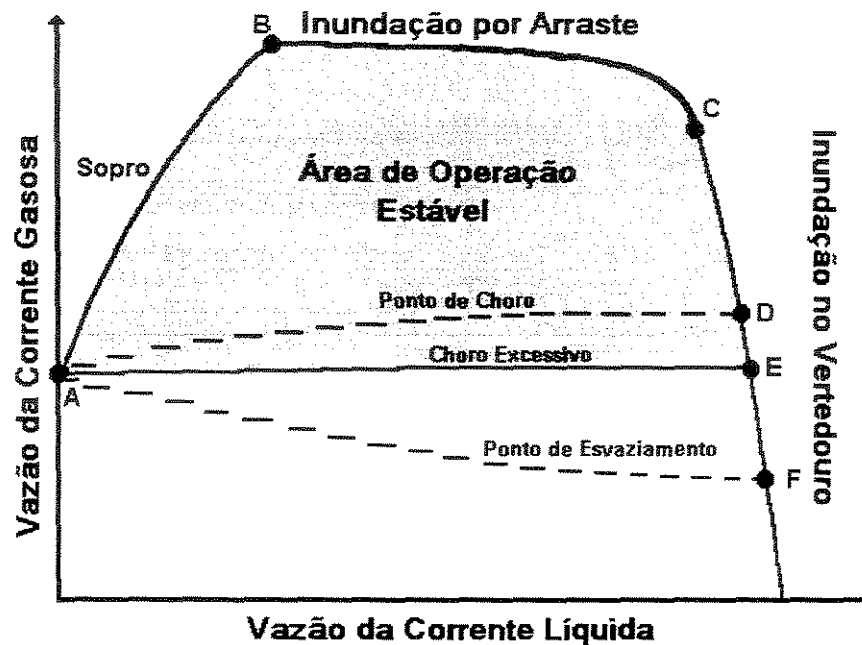


Figura 2.3 – Condições estáveis de operação em colunas de pratos. Adaptada de KISTER (1992).

a) Inundação

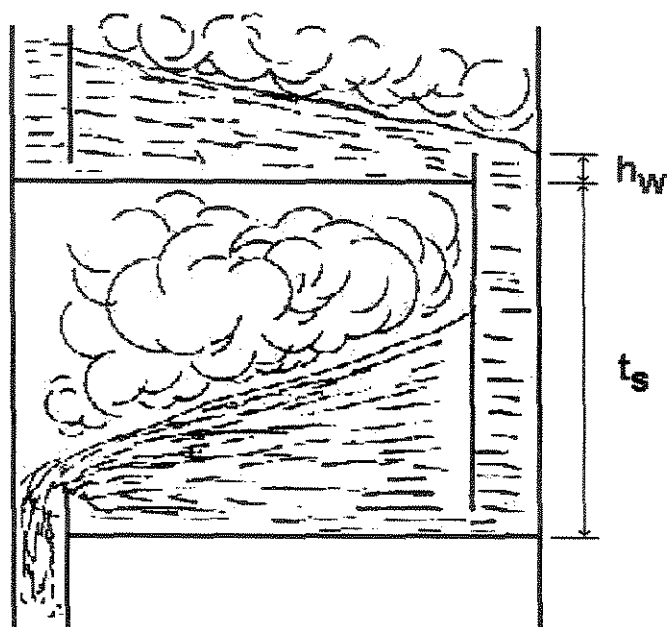
A condição operacional chamada de inundação (*flooding*) está delimitada na Figura 2.3 pelas linhas situadas na parte superior e à direita, linhas BC e CF. É caracterizada operacionalmente pelo acúmulo excessivo de líquido sobre uma bandeja quando uma combinação particular de vazões de líquido e de gás excede sua capacidade (LOCKETT, 1986). Como resultados deste acúmulo, tem-se o impedimento do fluxo de líquido para as bandejas inferiores, provocando um aumento de perda de carga na região acima da bandeja e a diminuição da eficiência da mesma, pois o líquido de um prato inferior, de “volatilidade menor”, é arrastado para o prato superior, “de volatilidade maior”, podendo também levar componentes não-voláteis até a bandeja superior (KISTER, 1992).

Segundo KISTER (1990, 1992), uma vez que a condição de inundação pode ocorrer tanto por vazão excessiva de líquido quanto de gás, existem vários mecanismos que explicam a formação desta condição dentro de uma coluna. Entretanto, os dois tipos mais comuns são: a inundação do vertedouro (*downcomer flooding* ou *downflow flooding*) e a inundação por arraste ou por jateamento (*entrainment* ou *jet flooding*) (CHASE, 1967a; LOCKETT, 1986; FAIR et al., 1997).

A inundação no vertedouro (*downcomer flooding* ou *downflow flooding*) acontece devido a associação de altas vazões de líquido com um pequeno espaçamento entre pratos (LOCKETT, 1986). Segundo KISTER (1992), representa o limite superior da capacidade suportada pelo vertedouro. Portanto, determina a área de vertedouro capaz de escoar todo o líquido presente na bandeja, sem acúmulo excessivo, ou a vazão máxima de líquido a ser admitida dentro daquele canal. Critérios de projeto para se evitar tal fenômeno serão discutidos com mais detalhes quando foi abordado especificamente o projeto do vertedouro.

A inundação por arraste ou por jateamento (*entrainment* ou *jet flooding*) é considerada a forma de inundação mais comumente encontrada (KISTER, 1992). Pode ser atingida operacionalmente em situações onde se observam altas vazões de corrente gasosa e excessivo arraste de gotículas de líquido por esta corrente (LOCKETT, 1986). Como as vazões são extremamente elevadas, as gotículas são transportadas até bandejas superiores e lá, aumentando a vazão da corrente líquida, dificultam o fluxo desta pelo vertedouro até as bandejas inferiores; provocando conseqüências semelhantes à inundação do vertedouro.

É importante salientar que, independentemente do mecanismo inicial que provocou a inundação, o estágio final corresponderá à retenção de espuma no vertedouro e seu retorno ao dique da bandeja acima (LOCKETT, 1986), como está indicado na Figura 2.4.



Condição de Inundação

Figura 2.4 – Bandeja inundada. Fonte: VAN WINKLE (1967).

A inundação por arraste, por ser a mais observada na prática, vem sendo amplamente estudada na literatura desde os primeiros estudos sobre a estabilidade operacional em colunas de destilação. Experimentalmente, tem-se verificado que o arraste é favorecido por condições como aumento da velocidade da corrente gasosa, diminuição do espaçamento entre os pratos, diminuição da área fracionária, aumento do diâmetro das perfurações na bandeja etc (KISTER, 1992). Tais condições diminuem o limite máximo de operação permitido, restringindo o funcionamento da coluna. Devido a este fato, as pesquisas científicas se concentraram em desenvolver critérios de identificação para esta condição, os quais, hoje, já estão largamente difundidos em livros e artigos científicos, tais como SINNOTT (1997); FAIR et al. (1997), LUDWIG (1997) etc.

Segundo KISTER (1990), a grande maioria dos métodos existentes para a previsão das condições que levam à inundação por arraste são baseados na pesquisa inicialmente desenvolvida por SOUDERS and BROWN (1934). Estes

autores, a partir de um balanço de forças realizado numa partícula esférica imersa num meio fluido, chegaram teoricamente a uma expressão que relaciona a velocidade da corrente gasosa, necessária para suspender uma partícula de líquido, ao parâmetro capacidade da coluna, C_{sb} .

Atualmente, já que a inundação por arraste é tida como o limite superior para a capacidade da coluna, costuma-se calcular os valores máximos do parâmetro capacidade para esta condição, onde o mesmo recebe a denominação de parâmetro capacidade da coluna na situação de inundação, C_{sbf} (FAIR et al., 1997). Agindo no objetivo de prever os valores de C_{sbf} , diversas pesquisas na literatura têm estimado este parâmetro como uma função de diversos parâmetros relacionados aos dispositivos mecânicos existentes na coluna, às propriedades físicas dos fluidos envolvidos no processo e às velocidades com que as correntes líquida e gasosa atravessam a bandeja (KISTER, 1990).

Atualmente, existem registrados na literatura variados métodos para previsão do parâmetro capacidade na situação de inundação, C_{sbf} . Alguns destes métodos e informações necessárias para a aplicação dos mesmos podem ser encontrados em ECONOMOPOULOS (1978), LOCKETT (1986) e KISTER and HASS (1990). Conforme, é comentado neste último trabalho, a grande maioria das correlações apresenta resultados próximos entre si e próximos aos obtidos experimentalmente por outros autores, no entanto, não há concordância, geralmente, sobre os feitos causados por diversas variáveis sobre o parâmetro capacidade.

Em KISTER (1992) e FAIR et al. (1997) estão disponíveis algumas das alternativas mais recentes para o cálculo deste parâmetro em colunas dotadas de pratos perfurados. Segundo KISTER (1992), o método clássico, inclusive considerado como padrão pela indústria e usado pela maioria dos projetistas é o que foi desenvolvido por FAIR (1961). Este autor propôs uma metodologia de cálculo para dimensionar o diâmetro da coluna em função do parâmetro de fluxo líquido-gás, F_{LG} , o qual é uma razão entre as energias cinéticas das correntes líquidas e gasosas.

FAIR (1961) construiu uma série de diagramas que permitem a determinação de C_{sbf} e da fração de líquido arrastado, ψ , em função de F_{LG} . Vários autores chegaram, a partir destes diagramas, a correlações para a determinação do parâmetro capacidade da coluna na condição de inundação. Dentre as mais difundidas, estão as desenvolvidas por TREYBAL (1968), citado por LOCKETT (1986), ECONOMOPOULOS (1978) e LYGEROS and MAGOULAS (1986).

LOCKETT (1986) afirma que a introdução do parâmetro de fluxo, F_{LG} , na metodologia de FAIR (1961) somente apresenta algum significado compreensível quando a operação unitária é a destilação, podendo falhar quando aplicada ao projeto de colunas absorvedoras e de stripping. Por conta disso, existem procedimentos para cálculo de C_{sbf} que levam em conta tanto a carga de gás quanto a de líquido na bandeja, determinando a área ativa da bandeja. Este é o caso das metodologias propostas pelos manuais Glitsch e Koch, que embora tenham sido propostas para colunas dotadas de pratos valvulados, são empregadas por ECONOMOPOULOS (1978) e BARNICKI and DAVIS (1989a) em colunas de pratos perfurados.

KISTER and HASS (1990) também propuseram um método para o cálculo de C_{sbf} . Estes pesquisadores consideraram que os mesmos grupos adimensionais que descrevem o arraste de partículas líquidas no regime de fluxo chamado regime de spray (spray regime), estariam presentes na condição de inundação por arraste. Desta forma, estes obtiveram uma expressão para o cálculo de C_{sbf} , a qual acreditam ser mais apropriada que as demais, pois esta foi obtida para uma maior variedade de dados experimentais e possui um embasamento teórico mais consistente (KISTER, 1992).

Na pesquisa bibliográfica efetuada, pôde ser observado que nenhuma das correlações citadas deve ser considerada como a mais adequada para o emprego em simulações de colunas de stripping. Em geral cada autor defende a correlação desenvolvida pelo mesmo e aponta as limitações existentes nas demais expressões (KISTER and HAAS, 1990; KISTER, 1992; FAIR et al., 1997). Quanto a possível limitação existente na aplicação da equação desenvolvida por FAIR

(1961) a sistemas empregando absorção e stripping, nenhuma outra referência sobre este fato foi encontrada na literatura pesquisada.

Seja qual for o procedimento utilizado para previsão da inundação por arraste, ao final será obtido o parâmetro capacidade máxima da coluna. De posse deste parâmetro, a velocidade da corrente gasosa e a área da seção considerada na bandeja podem ser obtidas de expressões, como as apresentadas a seguir, usadas quando são empregados os procedimentos propostos por FAIR (1961) e KISTER and HASS (1990). Nestas, C_{sbf} está associado à velocidade máxima da corrente gasosa ao atravessar a área reta (seguindo a nomenclatura sugerida em CTC (1987)), A_n (área total transversal menos a área ocupada pelo vertedouro). Portanto, a situação de inundação por arraste teria início quando a velocidade da corrente gasosa dentro da coluna atingisse o valor limite dado abaixo:

$$u_{nf} = C_{sbf} * \sqrt{\frac{(\rho_L - \rho_G)}{\rho_G}} \quad (2.1)$$

Tendo sido determinada a velocidade de gás que passando pela área reta da bandeja leva à inundação por arraste, a determinação da referida área ocorre diretamente a partir da expressão a seguir:

$$A_n = \sqrt{\frac{4 Q_G}{3600 \pi F_f u_{nf}}} \quad (2.2)$$

Tendo sido determinada a vazão máxima admitida de gás, para fins de projeto, o arraste excessivo é evitado durante a operação da coluna mantendo-se a velocidade de passagem do gás pela área considerada, abaixo, por um fator de segurança, da velocidade calculada para a condição de inundação por arraste. Deste modo, a velocidade operacional da coluna é tomada como uma fração da velocidade estimada como na equação a seguir:

$$u_{nf} = \frac{u_n}{F_f} \quad (2.3)$$

O fator de segurança empregado é conhecido na prática como fator de inundação ou proximidade à inundação, F_f (*flooding factor*). Segundo a grande maioria dos artigos que apresentam recomendações de projeto para o fator de inundação, este se encontra na faixa de 0,80 a 0,9 (ECONOMOPOULOS, 1978; BARNICKI and DAVIS, 1989a; SINNOTT, 1997; FAIR et al., 1997).

Expressões que nos permitem prever a fração de líquido arrastada pela corrente gasosa, ψ , também têm merecido destaque na literatura, pois permitem verificar se a quantidade de líquido arrastada está dentro de limites toleráveis. Correlações originárias do método gráfico proposto por FAIR (1961), a proposição de ZUIDERWEG (1982) e, mais recentemente, a correlação obtida por KISTER and HAAS (1987) têm sido as mais recomendadas pelos trabalhos que abordam esse assunto (BARNICKI and DAVIS, 1989b; ECONOMOPOULOS, 1978; KISTER, 1992).

b) Choro Excessivo

A condição operacional chamada de choro se caracteriza pela passagem de líquido através das perfurações existentes na bandeja, ou seja, nem todo o líquido presente na superfície da bandeja atravessa o dique de saída; parte desse líquido escoar por dentro das perfurações em direção à bandeja inferior (LOCKETT, 1986).

A situação acima descrita ocorre quando há um desequilíbrio entre as forças que agem sobre o líquido aerado existente na superfície do prato (KISTER, 1992). De um lado, tem-se a altura hidrostática da camada líquida aerada presente acima da bandeja que força o líquido a descer pelas perfurações, por outro lado, a pressão exercida pelo gás ao passar pelas perfurações age em sentido contrário, tendendo a manter o líquido acima do prato (Figura 2.2). O choro é verificado, portanto, quando a carga de líquido sobre a bandeja excede a perda de pressão que está suportando este líquido sobre a mesma (LOCKETT, 1986).

De acordo com KISTER (1992), um mecanismo geral que explique a passagem de líquido pelas perfurações ainda não está bem entendido, pois ainda há controvérsias sobre o efeito causado por determinados parâmetros em sua ocorrência.

Uma tentativa de explicar o mecanismo pelo qual o choro ocorre foi esboçada por LOCKETT and BANIK (1986), onde se verificou que o choro poderia ser explicado por diferentes mecanismos quando o diâmetro das perfurações e a vazão de líquido escoando por elas eram variados. Além disso, foi observado por estes mesmos autores que a passagem de líquido pelas perfurações não ocorria uniformemente em todas as regiões da bandeja, sendo este fenômeno influenciado pela vazão de líquido alimentado e pela altura do dique de contenção.

LOCKETT and BANIK registraram diferentes tendências ao choro em áreas diferentes da bandeja quando a vazão de líquido e a altura do dique de contenção eram modificadas. No entanto, muitas das conclusões obtidas por estes autores não concordaram com pesquisas realizadas anteriormente, nem foram verificadas em pesquisas subseqüentes. Assim, muita incerteza ainda existe sobre o mecanismo que descreve esse fenômeno e a maneira que parâmetros, tais como o diâmetro das perfurações, pode influenciá-lo (KISTER, 1992).

No procedimento de projeto em colunas de pratos, costuma-se considerar que o ponto onde se observa o início da passagem de líquido pelas perfurações, ponto de choro (*weep point*), fornece a condição de vazão mínima de gás admissível na coluna, linha AD na Figura 2.3. Em função deste fato, os primeiros esforços das pesquisas científicas sobre tal fenômeno estiveram voltados à previsão experimental deste ponto e ao estabelecimento de equações, teóricas ou empíricas, que permitissem sua previsão (LOCKETT, 1986).

A grande maioria das primeiras pesquisas se baseou no balanço de forças entre a camada líquida acima do prato e a perda de pressão na bandeja. Deste modo diversos métodos foram propostos, alguns teoricamente (RUFF et al., 1978), outros a partir de resultados experimentais (FAIR, 1963). Assim, com destaque na literatura, podem citadas as expressões baseadas nos diagramas construídos por

MAYFIELD et al. (1952) e FAIR (1963), como apresentado em ECONOMOPOULOS (1978) e LOCKETT (1986), além de equações propostas a partir de dados puramente experimentais, como é o caso das proposições de EDULJEE (1972) e de ZUIDERWEG (1982).

Estudos mais aprofundados, como os realizados por BRAMBILLA et al. (1979) e LOCKETT et al. (1984), mostraram, no entanto, que as bandejas perfuradas podem ser operadas abaixo do ponto de choro sem apresentarem perdas significativas em suas eficiências. Isto amplia seu intervalo de operação, permitindo que as mesmas operem em uma vazão de gás menor que a estabelecida pelo ponto de choro. Assim sendo, a condição operacional que determina a vazão mínima de gás permitida numa coluna seria representada pela linha AE na Figura 2.3; condição conhecida como choro excessivo (*excessive weeping*).

Para identificação da condição de choro excessivo, é necessário determinar a taxa de líquido máxima que, passando pelas perfurações da bandeja, consegue manter a velocidade da corrente gasosa em níveis aceitáveis (*weeping rate*) (LOCKETT and BANIK, 1986). Várias pesquisas surgiram, portanto, objetivando obter correlações confiáveis para a previsão desta taxa. As mais citadas na literatura são as propostas de LOCKETT and BANICK (1986) e de HSIEH and McNULTY (1993). Citados em KISTER (1992), COLWELL and O'BARA (1989) recomendam a aplicação da equação proposta por LOCKETT and BANIK (1986) para sistemas que operam a pressões menores que 165psia, enquanto que a expressão devido a HSIEH and McNULTY (1993) deve ser empregada em sistemas que operam a pressões maiores que este valor.

Conforme pode ser observado estes novos estudos sobre a *weeping rate* devem conduzir a novos critérios de predição da condição de choro. Medições destas taxas vêm sendo efetuadas por diversos autores, como cita LOCKETT and BANIK (1986). Entretanto, somente quando os efeitos de tais taxas sobre a eficiência do prato forem bem entendidos, é que os novos critérios poderão ser aplicados com segurança (KISTER, 1992).

Os métodos que estimam a *weeping rate* também podem ser aplicados para a estimativa do ponto de choro, o qual é obtido na condição de *weeping rate* nula. De particular interesse, neste caso, está a constatação feita por LOCKETT (1986) de que os resultados apresentados pela maioria das correlações para previsão do ponto de choro são bastante dependentes de qual equação é usada na previsão da altura da camada líquida acima da bandeja. O problema é que a grande maioria dos trabalhos publicados até então não informava que equação havia sido aplicada na previsão da altura da camada líquida. Desta maneira, conforme cita KISTER (1992), os métodos de LOCKETT and BANICK (1986) e HSIEH and McNULTY (1993) representam melhoramentos em relação aos anteriores, pois especificam a utilização da expressão proposta por COLWELL (1981) na previsão da altura da camada líquida.

De maneira semelhante à inundação, depois da obtenção da velocidade mínima de gás que impede a passagem do líquido pelas perfurações da bandeja, o bom funcionamento da coluna é garantido fazendo, durante a operação, a velocidade do gás passando pelas perfurações acima, por um fator de segurança, da calculada para a condição de choro. A velocidade na condição de choro, portanto, é considerada uma fração da velocidade operacional da coluna. Esta fração na prática é conhecida como fator de choro ou proximidade ao choro, F_w (*weeping fator*), e normalmente se encontra na faixa de 0,50 a 0,65 (ECONOMNOPOULOS, 1978; BARNICKI and DAVIS, 1989a).

$$u_{hw} = F_w * u_h \quad (2.4)$$

Abaixo da condição de choro excessivo, como mostra a Figura 2.3, segundo alguns autores (LOCKETT and BANIK, 1986; KISTER, 1992; WIJN, 1998), o fluxo de gás é pequeno demais para manter o escoamento de líquido através das perfurações em níveis aceitáveis de eficiência, atingindo-se o ponto de esvaziamento (*seal or dumping point*).

Estudos mais recentes têm proposto que o ponto de esvaziamento seria um limite inferior mais coerente para colunas de pratos (WIJN, 1998). Nesta condição é verificada a passagem completa do líquido pelas perfurações da

bandeja, ou seja, sem escoar pelos vertedouros, linha AF na Figura 2.3. Portanto, neste ponto, o perfil de fluxo das correntes líquida e gasosa passa de fluxo cruzado para fluxo contracorrente, com ambas correntes atravessando a bandeja por dentro das perfurações (WIJN, 1998). WIJN afirma que esta condição operacional deve ser tomada como o limite inferior de operação da coluna, ao invés da condição de choro e propõe um mecanismo que descreve o comportamento hidrodinâmico de colunas de pratos perfurados e valvulados na região compreendida entre as linhas AD e AF na Figura 2.3. Como não há um pronunciamento definitivo na literatura sobre essa questão, os procedimentos que determinam o ponto de choro e a previsão da taxa de choro ainda têm encontrado aplicação.

2.1.1.2 – Regimes de Fluxo em colunas de pratos

Ainda relacionados às condições operacionais de colunas, trabalhos experimentais envolvendo colunas de pratos perfurados observaram que, dentro da região de operação estável, descrita na Figura 2.3, diferentes comportamentos hidrodinâmicos eram encontrados (ZUIDERWEG, 1982).

Tais comportamentos caracterizam o que a literatura hoje convencionou chamar de regimes de fluxos, ou seja, comportamentos hidrodinâmicos particulares, que diferem entre si na forma de contato entre as fases e na composição das mesmas.

Uma vez operando em determinado regime de fluxo, a hidrodinâmica da coluna se comporta de maneira particular. Os projetos mais modernos de colunas de bandejas têm incorporado informações sobre o regime de fluxo predominante no sistema em estudo, já que ele exerce influência na perda de carga e na eficiência do prato (BARNICKI and DAVIS, 1989b). Neste sentido, verifica-se que, nas décadas de 70 e 80, alguns trabalhos (FRANK, 1977; KISTER, 1980c; ZUIDERWEG, 1982) começaram a abordar o problema de qual das fases presentes na bandeja era a dominante e as implicações disto no projeto da coluna em cada caso.

Mais recentemente, diversos estudos (LOCKETT, 1986; BARNICKI and DAVIS, 1989b; KISTER, 1992) têm ressaltado os tipos de regimes de fluxo presentes na prática operacional de colunas de pratos perfurados e a importância de se conhecer o regime presente a fim de projetá-las adequadamente. De acordo com a literatura (ZUIDERWEG, 1982; KISTER, 1992), vários tipos de regime de fluxo têm sido observados em estudos de colunas de destilação, no entanto, somente três destes são encontrados em escala industrial, são eles: regime de emulsão, regime de espuma e regime de spray.

O regime de emulsão (*emulsion* ou *bubbly flow regime*) é caracterizado pelo fato de a fase contínua ser a fase líquida, ficando o gás disperso na camada líquida na forma de bolhas; o que ocorre a altas vazões de líquido e a vazões de corrente gasosa relativamente pequenas (KISTER, 1980c). A alta vazão de líquido acaba inclinando as bolhas de gás e os jatos que deixam os orifícios, acarretando também a diminuição de suas dimensões a tamanhos, aproximadamente, uniformes, Figura 2.5 (a). Segundo LOCKETT (1986) e KISTER (1992), na prática industrial esse regime freqüentemente ocorre em operações de destilação que, além das altas taxas de líquido, também apresentam elevadas pressões de operação.

O regime de espuma (*froth* ou *mixed regime*) é atingido, quando operando no regime anterior, há uma diminuição da razão entre a vazão de corrente líquida pela vazão de corrente gasosa (KISTER, 1980c). Essa redução é tal que provoca um borbulhamento intenso de gás e, conseqüentemente, formação de bolhas com maiores distribuições de tamanho, velocidade e formato, Figura 2.5 (b). A fase líquida ainda é a fase contínua, mas o jateamento de gás pode ser observado em algumas perfurações. É considerado, portanto, um regime intermediário entre o regime de emulsão e o de spray (ZUIDERWEG, 1982; LOCKETT, 1986). Em destilação, observa-se que este é o regime de operação predominante encontrado quando se opera em pressão próxima à pressão atmosférica (LOCKETT, 1986; KISTER, 1992).

O regime de spray (*spray* ou *drop regime*) é encontrado quando a razão entre as vazões líquida e gasosa se torna tão pequena que há uma inversão na composição das fases (KISTER, 1980c). Agora a fase contínua é a fase gasosa, enquanto o líquido permanece disperso na mesma, na forma de gotículas de variados tamanhos, Figura 2.5 (c). Por causa das altas velocidades da corrente gasosa, as gotículas de líquido são projetadas na direção vertical sendo mantidas em alturas elevadas acima da superfície da bandeja, constituindo uma nuvem altamente turbulenta de gotículas líquidas (KISTER, 1992). Industrialmente, este regime é observado onde a vazão da corrente gasosa é alta e a da corrente líquida é baixa, como ocorre em operações a vácuo (LOCKETT, 1986).

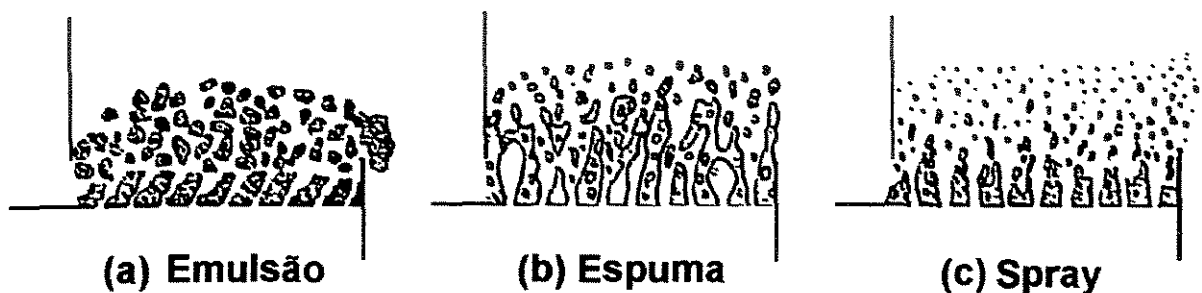


Figura 2.5 – Tipos de regime de fluxo em operações de colunas de pratos. Esquema adaptado de LOCKETT (1986).

Através das pesquisas já realizadas, verificou-se que a tendência de um dado sistema ser operado em um desses regimes de fluxo pode depender de algumas propriedades físicas do sistema em estudo, bem como de vários parâmetros mecânicos que compõem a bandeja (ZUIDERWEG, 1982; BARNICKI and DAVIS, 1989b). Informações sobre o seu efeito no regime operacional da coluna e dicas de projeto referentes a regimes de fluxo podem ser obtidas em LOCKETT (1986) e KISTER (1992), onde diagramas indicam qualitativamente as tendências observadas.

Em suma, tem-se verificado que a operação em regime de spray é favorecida em colunas que operam sobre vácuo ou baixas pressões ($< 100\text{psi}$), baixas vazões de líquido por comprimento de dique de contenção, quando o diâmetro é relativamente pequeno e o espaço entre as bandejas é relativamente grande. Além disso, perfurações de grande diâmetro e pequenos valores de área fracionária também levam à operação neste regime (KISTER, 1992). Configurações opostas ao que foi apresentado levam, normalmente, ao regime de espuma, quando a operação é conduzida a pressões baixas ou a pressões próximas à atmosférica. No entanto, dependendo das vazões de líquido e de gás, os regimes de emulsão e spray também podem ser atingidos nestas condições. Com relação ao regime de emulsão, este é favorecido por condições semelhantes as que levam ao regime de espuma, porém a altas pressões ($> 200\text{psi}$) e altas vazões de líquido por comprimento de dique de contenção (KISTER, 1992).

De posse de informações como as citadas acima, acreditou-se por bastante tempo ser possível projetar um determinado sistema para operar num dado regime de fluxo (LOCKETT, 1986). Essa idéia foi empregada por muitos engenheiros projetistas conforme mostram FELL and PINCZEWSKI (1977), os quais defendem que a variação da tensão superficial da corrente líquida ao longo de seu percurso descendo a coluna é o fator determinante do tipo de regime de fluxo predominante. Segundo esse raciocínio, sistemas nos quais a tensão superficial do líquido aumenta prato a prato (sistemas do tipo σ^+) ou se mantém inalterada (sistemas do tipo σ^0) apresentam maiores eficiências quando projetados para operar no regime de espuma, enquanto sistemas apresentando diminuição na tensão superficial (sistemas do tipo σ^-) devem ser projetados para operar no regime de spray.

As idéias de FELL and PINCZEWSKI (1977) são bastante difundidas na literatura, no entanto, alguns pesquisadores, como KISTER (1992), afirmam mais recentemente que elas constituem um procedimento dificilmente aplicado, pois, na prática, as colunas são projetadas para se adaptarem às vazões requeridas de corrente líquida e gasosa e ainda a uma gama de condições de processo que

restringem a liberdade do projetista para a escolha de um regime de fluxo em particular para o sistema em estudo.

Conforme pode ser notado, nada foi comentado a respeito do regime de emulsão no procedimento estabelecido por FELL and PINCZEWSKI (1977). LOCKETT (1986), por exemplo, afirma que em projetos de colunas separadoras deve-se evitar este regime de fluxo, pois o mesmo provoca sobrecarga na capacidade do vertedouro. Todavia, outras pesquisas não afirmam nada a esse respeito e ainda citam que o regime de emulsão é encontrado em absorvedores e *strippers* que operam com altas alimentações de líquido (KISTER, 1992).

Baseado em tudo o que já foi mencionado sobre regime de fluxos, deve-se imaginar que a possibilidade de identificar o tipo de regime de fluxo predominante durante o funcionamento de uma coluna de pratos é essencial ao projeto da mesma. Com este intuito, muitos trabalhos científicos têm surgido na literatura tentando identificar quando ocorrem as passagens de um regime para o outro e propor correlações para a determinação matemática destas (LOCKETT, 1981; ZUIDERWEG, 1982; PRADO et al., 1987).

Atualmente já se reconhece que, tanto na passagem do regime de spray para o regime de espuma e deste para o regime de emulsão, há uma transição gradual, ou seja, não existe uma condição operacional única a partir da qual o sistema passa completamente de determinado regime de fluxo a outro, existindo, portanto, uma faixa de condições intermediárias onde dois regimes convivem simultaneamente (KISTER, 1992).

Tratando-se da transição espuma-emulsão, menos estudada na literatura, os trabalhos de HOFHUIS (1980) e KUZNIAR et al. (1982), citados em ZUIDERWEG (1982), mostraram que esta transição é controlada pela razão entre o fluxo de momento do líquido na direção horizontal pelo fluxo de momento da corrente gasosa na direção vertical. A transição, embora se reconheça ser gradual, é ainda determinada para uma situação pontual, onde a massa aerada passa a obedecer a Equação de Francis (KISTER, 1992).

A respeito da transição spray-espuma, em LOCKETT (1986) e em KISTER (1992), existem revisões detalhadas sobre o assunto. Duas pesquisas merecem, no entanto, maior destaque:

- A primeira delas foi desenvolvida por LOCKETT (1981). Nesta, o autor demonstrou que as correlações propostas anteriormente para a previsão da transição do regime spray-espuma eram casos particulares de um modelo geral, o modelo da penetração dos jatos (*jet penetration model*). Além disso, o autor também provou que nenhuma das correlações propostas anteriormente era capaz de descrever os dados experimentais disponíveis satisfatoriamente;
- A outra pesquisa de fundamental importância foi realizada por PRADO et al. (1987). Nela, foi obtida a comprovação da existência de uma região de transição. PRADO et al. verificaram que a maioria das correlações desenvolvidas para a previsão do ponto de transição spray – espuma diferiam umas das outras porque utilizavam critérios diferentes para a identificação deste ponto. Foi proposto, portanto, um modelo geral onde se associou a tendência ao regime de spray com a porcentagem de perfurações sobre jateamento na bandeja e verificou-se que a transição spray – espuma ocorria quando tal porcentagem era cerca de 60%.

Atualmente, as propostas de LOCKETT (1981), PINCZEWSKI and FELL (1982) e de PRADO et al. (1987) são as mais utilizadas na previsão desta transição. BARNICKI and DAVIS (1989b), por exemplo, recomendam a utilização da correlação proposta por PINCZEWSKI and FELL, enquanto FAIR et al. (1997) defende o uso da proposta de PRADO et al. (1987).

Mesmo com todas as pesquisas que vêm sendo feitas para a determinação do regime de fluxo predominante em colunas separadoras, nenhuma pesquisa deste tipo foi encontrada para colunas de stripping dotadas de pratos. Trabalhos específicos para colunas de stripping de VOCs usando bandejas, como foram os realizados por LI and HSIAO (1990, 1991), LaBRANCHE

and COLLINS (1996) e MEAD and LEIBBERT (1998), não revelam nenhuma informação a respeito do tipo de regime de fluxo predominante nestas colunas.

2.1.1.3- Projeto de bandejas perfuradas e a influência de parâmetros mecânicos

Determinar a configuração básica (acessórios mecânicos e parâmetros operacionais) que garanta um comportamento hidrodinâmico desejado e um nível aceitável de contato entre as fases é o objetivo de se projetar uma bandeja (SINNOTT, 1997). Sobre este assunto, variados artigos e livros vêm abordando especificamente esta etapa do projeto de colunas, trazendo revisões detalhadas sobre as recomendações de projeto e a influência de muitos parâmetros no comportamento de bandejas perfuradas (CHASE, 1967a e 1967b; FRANK, 1977; KISTER, 1980c e 1980e; LUDWIG, 1997; SINNOTT, 1997; FAIR et al., 1997 etc).

Pratos perfurados, principalmente devido a sua aplicação em destilação, têm recebido mais atenção na literatura em comparação aos demais tipos. Os principais parâmetros mecânicos que influenciam a operação de uma coluna de pratos estão indicados na Tabela 2.1. Além da definição, na Tabela 2.1, estão relatados alguns aspectos relacionados ao funcionamento da coluna que são influenciados por estes parâmetros.

Também foram encontradas na literatura outras pesquisas que se concentraram em efetuar estimativas desses parâmetros e, portanto, apresentaram as principais rotinas de cálculo e equações usadas em sua avaliação. Merecem ser destacadas, com este enfoque, as pesquisas de CHASE (1967b), FRANK (1977), ECONOMOPOULOS (1978), BARNICKI and DAVIS (1989a), além de livros como VAN WINKLE (1967), LOCKETT (1986), KISTER (1992) e LUDWIG (1997).

No Anexo 2 estão dispostas as recomendações de projeto, segundo diversos estudiosos, para alguns dos parâmetros apresentados na Tabela 2.1. Observa-se que há uma falta de consenso entre as recomendações de projeto de diversos parâmetros, o que dificulta a tomada de decisões por parte do projetista.

Tabela 2.1 – Parâmetros mecânicos e seus efeitos no projeto de colunas.

Parâmetro: Denominação	Alguns dos Fatores Influenciados
Diâmetro das perfurações (d_h)	Perda de carga na bandeja, regime de operação, tendência ao choro e à inundação.
Passo das perfurações (l_p) (distância de centro a centro)	Número de perfurações na bandeja e relação área total perfurada por área ativa.
Espaço entre bandejas (t_s)	Tendência à inundação por arraste e acúmulo de líquido no vertedouro.
Altura do dique de contenção (h_w)	Altura da camada líquida e perda de carga na bandeja, eficiência, tendência ao choro.
Vão entre o vertedouro e a bandeja inferior (d_{ci})	Acúmulo de líquido no vertedouro e perda de carga neste, além de sua selagem.
Espessura da bandeja (t_i)	Perda de carga na bandeja.
Diâmetro da coluna (D_c)	Capacidade de processamento da coluna.
Área transversal total da coluna (A_t)	Capacidade de processamento da coluna
Área ativa ou de borbulhamento (A_a)	Regime de operação da coluna e eficiência da bandeja.
Área perfurada total da bandeja (A_h)	Regime e flexibilidade de operação da coluna, perda de carga na bandeja e tendência ao choro.
Área ocupada por um vertedouro (A_d)	Tendência à inundação do vertedouro.
Percurso efetuado pelo líquido na bandeja (F_{pl})	Eficiência da bandeja.
Comprimento do dique de contenção (l_w)	Acúmulo de líquido no vertedouro.

Adaptada de SINNOTT (1997) e BARNICKI and DAVIS (1989a).

Apresentados alguns dos princípios básicos que envolvem o projeto de colunas de bandejas perfuradas serão abordados, nas próximas subseções, os procedimentos de cálculo empregados na determinação do diâmetro da coluna, o projeto do vertedouro e a estimativa da perda de carga em cada prato.

2.1.1.4- Determinação do diâmetro da coluna

O diâmetro de uma coluna separadora é a principal dimensão relacionada à capacidade de processamento da mesma, por isso sua determinação é procedimento obrigatório em qualquer projeto. Para efeitos de dimensionamento, o diâmetro de uma coluna é estimado normalmente de maneira indireta, sendo calculado a partir das áreas constituintes da bandeja: área do vertedouro, A_d , e área ativa ou reta, A_a ou A_n , a depender do procedimento de cálculo utilizado.

Para pratos perfurados, conforme já foi comentado, as áreas ativa ou reta são estimadas em função de um patamar máximo para a vazão de gás que as atravessa, ou seja, um limite acima do qual ocorre inundação por arraste. Já a área do vertedouro, é determinada de forma a evitar a inundação deste, portanto, impedindo o acúmulo excessivo de líquido no mesmo.

Os procedimentos de cálculo referentes a estimativas da área reta já foram abordados quando foi caracterizada a operação na condição de inundação. Será descrito em mais detalhes na subseção seguinte o dimensionamento do vertedouro, onde se insere a estimativa de sua área transversal.

a) Dimensionamento do vertedouro

O vertedouro (*downcomer*) é um dispositivo mecânico muito importante para o funcionamento hidrodinâmico da coluna, visto que é por meio dele que a corrente líquida efetua seu percurso do topo ao fundo da coluna, bandeja por bandeja.

Em seu projeto a principal preocupação consiste basicamente em evitar que qualquer forma de inundação do vertedouro ocorra, assegurando também que perdas de carga excessivas não sejam permitidas (LOCKETT, 1986; KISTER, 1992). Desta maneira, seu projeto deve manter a formação de espuma dentro do mesmo em níveis controlados e garantir que sua área de seção transversal seja suficientemente grande para impedir o acúmulo de líquido na parte superior da bandeja. A respeito dos tipos de inundação do vertedouro e de critérios de projeto

para evitar sua ocorrência, diversos autores têm indicado informações e correlações essenciais ao seu dimensionamento. ECONOMOPOULOS (1978), LOCKETT (1986) e KISTER (1992) são alguns deles.

O acúmulo de líquido aerado no vertedouro é normalmente evitado impedindo-se que a altura de líquido acumulado, h_{bc} , exceda a soma do espaço entre pratos e a altura do dique de contenção do prato superior, o que fornece a inequação a seguir (ECONOMOPOULOS, 1978):

$$h_{bc} = h_w + h_{ow} + (h_t + h_{ud}) \cdot [\rho_L / (\rho_L - \rho_G)] \leq \phi_{dc} \cdot (t_s + h_w) \quad (2.5)$$

A grande problemática envolvida nesta imposição é que são necessárias estimativas do fator de aeração do vertedouro, ϕ_{dc} , também chamado de densidade relativa média da espuma no vertedouro. Este parâmetro refere-se ao desprendimento de gás da mistura líquida encontrada no vertedouro (LOCKETT, 1986; FAIR et al., 1997). Conforme KISTER (1992), a complexidade da composição dessa mistura tem impedido a previsão teórica de um valor médio para o fator de aeração e as correlações freqüentemente encontradas são originadas de experimentos em condições particulares, as quais não permitem sua generalização para colunas em tamanho comercial.

Fatos como os citados acima fazem com que tal fator seja adotado a partir de regras práticas baseadas na tendência que o sistema apresenta em formar espuma. Dentro deste contexto, KISTER (1992) cita os critérios estabelecidos pelo manual Glitsch, por BOLLES (1977) e por FAIR et al. (1984), como sendo os mais empregados. ECONOMOPOULOS (1978) adota o critério proposto por FAIR et al., enquanto BARNICKI and DAVIS (1989b) adotam o critério estabelecido no manual Glitsch de destilação.

A tendência à inundação do vertedouro pode ser minimizada quando a vazão de líquido ou o tempo de residência do mesmo no vertedouro é fixado dentro de limites razoáveis, garantindo que a área do vertedouro seja devidamente determinada. Segundo LOCKETT (1986), existe uma velocidade crítica a partir da

qual esse fenômeno ocorre, e para sistemas do tipo ar-água esta velocidade está situada na faixa de 0,35 a 0,48m/s.

Os métodos geralmente empregados para a determinação da velocidade máxima de líquido no vertedouro são baseados nas correlações propostas nos manuais Glitsch e Koch, e na proposição de NUTTER (1976), todas estas citadas em LOCKETT (1986) e comentadas em detalhes em KISTER (1992). LOCKETT avaliou, por estas correlações, os valores estimados para a velocidade de líquido no vertedouro em função da diferença de densidade entre as correntes líquida e gasosa. De acordo com os resultados encontrados para sistemas como ar-água (grandes diferenças de densidade), o critério do manual Glitsch fornece as maiores velocidades no vertedouro, ou seja, menores áreas de seção transversal. Já o critério proposto no manual Koch, prevê as menores velocidades, isto é, maiores áreas de vertedouro, sendo a proposição de NUTTER aquela que prevê valores intermediários. Nenhum destes critérios tem se sobressaído sobre os demais em termos de recomendação para projeto, podendo qualquer um deles ser empregado (FRANK, 1977; BARNICKI and DAVIS, 1989b; KISTER, 1992).

Por fim um último item merece atenção no projeto do vertedouro, a perda de carga na saída do mesmo. De acordo com FAIR et al. (1997), embora a perda de carga seja geralmente pequena, ela se torna importante porque sua estimativa leva ao dimensionamento do vão entre o vertedouro e a bandeja inferior, d_{cl} . Este parâmetro é fundamental à estabilidade hidrodinâmica da bandeja e à distribuição de líquido na mesma, pois serve para evitar a passagem da corrente gasosa pelo vertedouro. A estimativa desta perda de carga normalmente é realizada pela equação de CICALESE et al. (1947), equação citada por praticamente todos os trabalhos que enfocam essa etapa do projeto (ECONOMOPOULOS, 1978; LOCKETT, 1986; KISTER, 1992; SINNOTT, 1997; FAIR et al., 1997).

Calculadas as áreas constituintes e a velocidade máxima permitida, o diâmetro da coluna pode, então, ser determinado a partir da expressão a seguir:

$$D_c = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot A_t} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot (A_n + A_d)} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot (A_a + 2A_d)} \quad (2.6)$$

2.1.1.5 – Perda de pressão em bandejas perfuradas

A perda de pressão em pratos é um parâmetro importante no projeto, pois é ela quem vai determinar a potência requerida pelo soprador para o transporte do ar dentro da coluna; uma das maiores parcelas do custo operacional de uma unidade como a aqui proposta. Em termos quantitativos, a perda de pressão é geralmente tomada em termos de altura de coluna líquida, ou seja, perda de carga e, portanto, é normalmente expressa em unidades de comprimento.

Segundo diversos pesquisadores como ECONOMOPOULOS (1978), BENNETT et al. (1983), LOCKETT (1986), considera-se a existência de três fontes principais de perda de carga na bandeja: uma primeira ocasionada pela passagem do fluxo de gás por dentro dos orifícios (h_d), uma outra provocada pela presença de uma coluna estática de massa líquida aerada acima da superfície da bandeja (h_L) e uma última, considerada residual, que leva em conta outras fontes menos importantes de perda de carga, mas que é principalmente atribuída à formação de bolhas de gás quando a corrente gasosa atravessa os orifícios da bandeja (h_σ), (Figura 2.6).

Os modelos existentes para a estimativa da perda total de pressão consideram que essas parcelas são simplesmente aditivas. Assim, a perda de pressão total na bandeja (h_t) pode ser calculada como o somatório das perdas de carga causadas por estes fenômenos separadamente. Isto corresponde matematicamente a:

$$h_t = h_d + h_L + h_\sigma \quad (2.7)$$

A fim de tornar mais fácil a análise da perda de carga numa bandeja, cada uma das parcelas que a constituem será tratada separadamente.

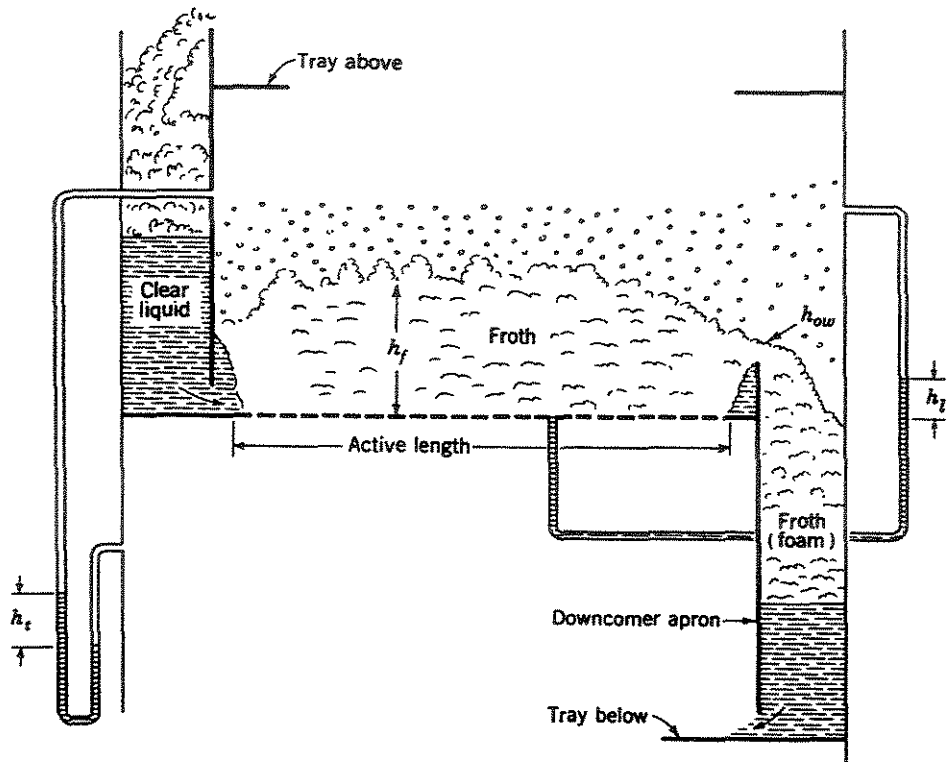


Figura 2.6 – Perda de carga total em bandejas perfuradas. Aqui h_t representa a perda de carga total, h_l a perda de carga devido à presença da massa aerada e, h_f a altura efetiva da espuma. Fonte: FAIR (1963).

a) Perda de pressão da bandeja seca (*dry tray pressure drop*)

A primeira das parcelas da equação (2.7), perda de carga provocada pela passagem de gás por dentro dos orifícios, é mais conhecida como perda de pressão da bandeja seca. De acordo com BENNETT et al. (1983), isto acontece porque os modelos existentes para sua estimativa não levam em consideração as condições de fluxo que podem ser encontradas em bandejas úmidas (*wet trays*), tais como variações de fluxo dentro das perfurações individualmente e o arraste de líquido a partir da bandeja inferior. Embora as correlações propostas apresentem essa limitação, BENNETT, entre outros autores, afirma que os resultados têm apresentado boa concordância com os dados experimentais.

Sua estimativa é realizada normalmente por meio de uma equação que descreve o fluxo de fluidos em orifícios (LOCKETT, 1986; BARNICKI and DAVIS, 1989; FAIR et al., 1997; SINNOTT, 1997). Para pratos perfurados, esta pode ser escrita na seguinte forma geral:

$$h_{do} = 50,8 \cdot 10^{-3} * \left(\frac{\rho_g}{\rho_L} \right) * \left(\frac{u_h}{C_o} \right)^2 \quad (2.8)$$

Como se pode observar, esta parcela da perda de carga depende das propriedades físicas dos fluidos constituintes do sistema, da velocidade, u_h , com que a corrente gasosa atravessa a área perfurada da bandeja, A_h , e do parâmetro C_o , chamado de coeficiente de descarga ou coeficiente do orifício.

De acordo com informações encontradas em LOCKETT (1986), até esta data existiam pelo menos 20 equações para estimativa de C_o . Dentre as correlações existentes, as que vêm sendo mais empregadas pela literatura são as propostas de LEIBSON et al. (1957) e de HUGHMARK and O'CONNELL (1957). De acordo com as correlações comentadas, as principais variáveis que influenciam este coeficiente são a área fracionária e a razão entre a espessura da bandeja e o diâmetro das perfurações, esta última, segundo LOCKETT, influência mais significativa, por causa da formação de uma "vena-contracta" durante a passagem da corrente gasosa por dentro das perfurações. Ao contrário do que se esperaria em tubulações, verifica-se que bandejas mais espessas e menores diâmetros levam a menores perdas de pressão (LOCKETT, 1986).

Estudos posteriores aos de LEIBSON et al. (1957) e HUGHMARCK and O'CONNELL (1957) reportaram que as gotículas de líquido arrastado pela corrente gasosa influenciavam esta parcela da perda de pressão. Deste modo, alguns trabalhos científicos propuseram correções que objetivaram levar a cabo tal influência. Este foi o caso dos trabalhos apresentados por FAIR (1963) e WALLIS (1969), citados em LOCKETT (1986). Conforme LOCKETT e recomendações de BARNICKI and DAVIS (1989b), a equação a seguir, uma simplificação da proposta de WALLIS, pode ser empregada para efeitos práticos de projeto.

$$h_d \cong h_{do} \cdot \left(1 + \frac{e_m}{MAS_G}\right) \quad (2.9)$$

b) Perda de pressão devido à presença da massa aerada acima da bandeja

A queda de pressão através da massa aerada também chamada de altura de líquido clarificado, h_L , constitui-se numa das variáveis mais relevantes ao comportamento hidrodinâmico de uma coluna separadora, uma vez que influencia a tendência ao choro, além de afetar diretamente a eficiência do processo de separação (LOCKETT, 1986). De acordo com o que será visto, esta parcela da perda de carga da bandeja é função do tipo de regime de fluxo existente e pode ser determinada por uma imensa gama de equações existentes na literatura.

As correlações existentes para sua estimativa são normalmente baseadas em dados de laboratório. Segundo WIJN (1998), elas podem ser agrupadas em três classes principais a depender do tipo de lei que relaciona h_L com os demais parâmetros:

1. Forma linear: $h_L = \alpha h_w + \beta u_a \sqrt{\rho_G} + \gamma L_m + \delta$; baseadas nos primeiros dados obtidos para colunas dotadas de calotas, assumem uma dependência linear da altura de líquido claro em função de parâmetros como a altura do dique de contenção;

2. Forma de lei de potência: $h_L = \text{constante } h_w^p \left(\frac{Q_L}{I_w}\right)^q \left(u_a \sqrt{\frac{\rho_G}{(\rho_L - \rho_G)}}\right)^r A_f^s d_h^t$ assumem uma dependência da altura de líquido claro na forma de lei de potência em função de variados parâmetros, tais como a área fracionária, A_f ;

3. Forma adaptada da Equação de Francis: $h_L = \phi_e \left[h_w + C \left(\frac{Q_L}{\phi_e I_w} \right)^{2/3} \right]$,

assumem que a altura de líquido pode ser estimada por fórmulas que possuam o formato geral proposto teoricamente por FRANCIS para o fluxo de um líquido homogêneo por cima de um dique de contenção. Este tratamento divide a

altura de líquido claro em duas parcelas: uma que se situa abaixo do dique de contenção e outra situada acima do mesmo.

Dentre os três tipos mostrados acima, a maioria dos métodos existentes na literatura é pertencente à terceira classe, adaptações da Equação de Francis, principalmente quando o regime operacional é o de espuma. Tais métodos estão entre os mais recomendados na literatura, principalmente porque suas proposições têm sido validadas a partir de bancos de dados mais abrangentes que as demais. Fazem parte deste grupo equações como as de FAIR (1963), STICHLMAIR (1978), COLWELL (1981), BENNETT et al. (1983). Em comparação aos demais métodos, esta classe apresenta uma desvantagem: necessita de correlações também para o cálculo do parâmetro ϕ_e , chamado de fator de aeração (FAIR, 1963) ou densidade efetiva da espuma (COWELL, 1981; BENNETT, 1983).

As estimativas efetuadas para h_L devem estar associadas a um determinado tipo de regime de fluxo, ou seja, a diferentes composições das fases líquida e gasosa (KISTER, 1992). No entanto, todas as equações citadas para avaliação desta parcela da perda de carga apresentam seus fundamentos baseados no mecanismo hidrodinâmico existente no regime de espuma. Mesmo assim, algumas delas têm sido indicadas para o cálculo de h_L também no regime de spray, por terem incorporado dados referentes a este tipo de regime de fluxo em sua validação (BARNICKI and DAVIS, 1989). Deste modo, são encontradas na literatura indicações das correlações propostas por STICHLMAIR (1978), COLWELL (1981) e BENNETT et al. (1983) também para estimativas no regime de spray. COWELL (1981) admite a possibilidade de sua proposição ser utilizada para este fim, embora também alerte para os riscos existentes neste procedimento.

Quando o regime operacional é o de spray, o mecanismo pelo qual a equação de Francis foi deduzida não se aplica diretamente, já que um mecanismo mais razoável para a descrição do fluxo nesta condição deve levar em conta o movimento das gotas de líquido quando arrastadas pela corrente gasosa (LOCKETT, 1986; WIJN, 1999). Poucos são ainda os trabalhos relativos ao

cálculo da altura de líquido clarificado no regime de spray, no entanto, pode-se citar alguns, tais como: JERONIMO and SAWISTOWSKI (1973), KISTER and HAAS (1987), citados em KISTER (1992), HOFHUIS and ZUIDERWEG (1979), citado em LOCKETT (1986), e o recente trabalho de WIJN (1999), o qual propõe uma modificação na equação de Francis a partir de um modelo de fluxo estocástico para o jateamento das gotículas de líquido.

Diante da quantidade de correlações existentes, alguns autores têm se preocupado em avaliar os resultados obtidos com as mesmas para bancos de dados ainda maiores do que os utilizados em sua validação. Alguns destes autores estão referidos a seguir, bem como algumas recomendações sugeridas por eles:

- LOCKETT (1986): testou várias equações para um amplo conjunto de dados. A expressão proposta por FAIR (1963) e nenhuma das expressões específicas para o regime de spray fizeram parte desta análise. Ele concluiu que as equações de STICHLMAIR (1978) e COWELL (1981) são as mais apropriadas para estimar h_L quando o sistema se encontra no regime de espuma; não descartando a aplicação da expressão proposta por BENNETT et al. (1983) também para este caso. No regime de spray, LOCKETT afirma que a situação é mais incerta e que a proposta de STICHLMAIR (1978) talvez possa ser aplicada, uma vez que a mesma tenta incorporar, na equação de Francis, o efeito do jateamento de gotículas líquidas, característico deste regime de fluxo;
- KISTER (1992): cita que a equação de FAIR (1963) é a mais recomendada por engenheiros projetistas, mas recomenda a equação obtida por BENNETT et al. (1983) para estimativas mais precisas. KISTER condena, no entanto, o emprego desta última equação quando o regime operacional é o de spray, uma vez que esta foi obtida a partir de considerações referentes ao regime de espuma. KISTER admite também o uso da equação proposta por COWELL (1981) para o regime de espuma, pois, além de prever dados experimentais mais precisamente que outras expressões, esta correlação é a utilizada pela maioria das estimativas do ponto de choro. Para o regime de spray, KISTER

recomenda uma correção desenvolvida por ele em KISTER and HAAS (1987) a partir do trabalho de JERONIMO and SAWISTOWSKI (1973), específico para sistemas ar-água;

- FAIR et al. (1997) afirmam que as propostas de FAIR (1963) e BENNETT et al. (1983) foram testadas para uma base com mais de 300 dados cobrindo uma extensa faixa de sistemas e condições operacionais. Os resultados apontaram para um erro médio em torno de $\pm 0,35\%$ para a proposta de BENNETT et al. (1983) e de $\pm 5\%$ para a de FAIR (1963). Desta forma, embora seja de difícil aplicação devido às não-linearidades presentes, o método de BENNETT et al. é recomendado quando a determinação da perda de carga é imprescindível para o processo. Nada é comentado a respeito do tipo de regime de fluxo presente no sistema.

Como pode ser notado, existem ainda algumas controvérsias sobre a aplicação de correlações para a estimativa da altura de líquido claro. Desta maneira nenhuma das correlações comentadas pode ser considerada a mais indicada para a previsão desta parcela da perda de carga, principalmente, se o tipo de regime de fluxo for levado em consideração.

c) Perda de pressão residual

A perda de pressão residual tem esse nome porque originalmente era referida como a diferença observada entre o valor total de perda de pressão medido experimentalmente, h_t (experimental), e o valor obtido da soma de h_d com h_L , previstos por meio de correlações como as apresentadas anteriormente (SINNOTT, 1997).

Há muita discussão ainda sobre os fatores que influenciam esta parcela da perda de pressão, porém há uma ampla evidência de que esta parcela seja menos significativa em sistemas que apresentam menor tensão superficial (LOCKETT, 1986). Por esta causa, vários autores tradicionalmente a interpretam

como um excesso de pressão necessária para romper a tensão superficial durante a formação de bolhas, quando a corrente gasosa passa através dos orifícios da bandeja e entra em contato com a corrente líquida (FAIR, 1963; BENNETT et al., 1983).

Levando-se em consideração a evidência acima, algumas equações foram propostas no intuito de quantificar essa parcela de perda de pressão. Dentre as existentes, duas são empregadas com mais frequência: a proposição de STERBACEK (1967) e a de BENNETT et al. (1983). Entretanto, conforme LOCKETT (1986), essas correlações são bastante simplificadas, pois não equacionam várias outras evidências experimentais observadas ao longo dos anos. Por exemplo, acredita-se que h_{σ} seja dependente do regime de fluxo no qual está sendo operada a coluna e da geometria da bandeja.

Desta forma, LOCKETT recomenda que diagramas construídos a partir de dados experimentais, devam ser mais confiáveis para efeitos de projeto; como é o caso dos resultados obtidos por McALLISTER et al. (1958), citado em LOCKETT (1986).

2.1.2- Projeto de transferência de massa (determinação da altura da coluna)

Esta etapa do projeto de uma coluna consiste basicamente em determinar a quantidade de estágios de equilíbrio necessária para que o processo atinja um certo grau de separação nos componentes desejados; o que, no sistema aqui em estudo, significa remover os contaminantes presentes na água.

Por se tratar de um fenômeno que envolve transporte de massa e equilíbrio termodinâmico entre fases, os cálculos requeridos para este dimensionamento dependem bastante das condições de temperatura e pressão do sistema, da natureza das espécies químicas presentes, do tipo de estágio de equilíbrio utilizado etc. Sendo assim, é imprescindível estabelecer todas estas considerações a fim de que os fenômenos existentes possam ser devidamente equacionados.

Como está sendo empregado *Air Stripping* numa coluna dotada de pratos perfurados, procedimentos serão enfocados especificamente para estes tipos de equipamento e operação. Termodinamicamente falando, a composição das fases no interior de uma coluna de stripping é representada pelas frações molares dos componentes em cada prato. Para uma torre composta de N_P pratos e uma corrente líquida constituída de j contaminantes, em um determinado prato n , as composições y_{nj} e x_{nj} estão relacionadas pelas relações de equilíbrio entre as fases.

Rigorosamente, o cálculo das composições de equilíbrio deve envolver estimativas das fugacidades das fases líquida e gasosa, entretanto, para as condições nas quais se aplicam *Air Stripping* (sistemas muito diluídos), a Lei de Henry se mostra adequada para a descrição termodinâmica do processo e é normalmente aplicada para efeito de projeto (LI and HSIAO, 1990 e 1991; LaBRANCHE and COLLINS, 1996). Assim sendo, em um prato n , tem-se:

$$y_{nj}^* = H_j x_{nj} \quad \text{ou} \quad y_{nj} = H_j x_{nj}^* \quad (2.10)$$

com H_j sendo a Constante Adimensional de Henry e as composições assinaladas com * indicando as frações molares que estão em equilíbrio com as composições reais das fases na bandeja n .

Em condições reais de funcionamento, o equilíbrio entre as fases líquida e gasosa raramente é atingido no prato. No entanto, é habitual a realização dos cálculos no estado de equilíbrio e posterior correção para situações reais de não-equilíbrio, através do emprego de fatores eficiências (SINNOTT, 1997), os quais podem ser encontrados geralmente nos três tipos mostrados a seguir. O procedimento de cálculo do número de estágios pode empregar qualquer uma destas definições de eficiência de bandeja.

- Eficiência de Bandeja de Murphree, E_{fM} : Expressa a razão entre a separação real alcançada e a que seria obtida caso as fases na bandeja estivessem em equilíbrio. Considera que as correntes líquida e gasosa estão perfeitamente

misturadas, logo as composições utilizadas para sua estimativa são as composições médias no prato. Esta eficiência é dada por:

$$EfM_{Gj} = \frac{y_{nj} - y_{n-1j}}{y_{nj}^* - y_{n-1j}} \quad (2.11a) \quad EfM_{Lj} = \frac{x_{n+1j} - x_{nj}}{x_{n+1j} - x_{nj}^*} \quad (2.11b)$$

(Fase Gasosa) (Fase Líquida)

- Eficiência Pontual ou Eficiência Pontual de Murphree, EfM_p : Tem definição equivalente à anterior, sendo as composições tomadas em um determinado ponto da bandeja. Deste modo, não é admitido que as correntes líquida e gasosa estejam perfeitamente misturadas;
- Eficiência Global da Coluna, Ef_o : Representa a razão entre o número de estágios ideais e reais necessários para a obtenção de um determinado grau de separação. Assim,

$$Ef_o = \frac{N^\circ \text{ de Estágios Ideais}}{N^\circ \text{ de Estágios Reais}} \quad (2.12)$$

Na literatura pesquisada, a determinação do número de pratos para colunas de stripping de VOCs pode ser encontrada numa pesquisa realizada por LI and HSIAO (1990). Nesta pesquisa estes autores empregaram métodos que combinam o balanço de massa dentro do equipamento com o emprego de eficiências de bandeja de Murphree, por considerar este procedimento mais rigoroso que o procedimento clássico, partindo da Equação de Kremser e da eficiência global da coluna.

LI and HSIAO (1990) desenvolveram, portanto, um processo de obtenção do número de pratos real para colunas de stripping a partir de considerações baseadas na Lei de Henry e em balanços de massa corrigidos com a eficiência de bandeja de Murphree entre várias seções da coluna. Foram desenvolvidos diagramas, como mostra a Figura 2.7, e as equações a seguir. Seja pelo diagrama

ou por meio das equações, o número mínimo de pratos para colunas de stripping é obtido diretamente como função do fator de stripping do componente-chave (aquele com menor Constante de Henry), S_j , da eficiência de bandeja de Murphree, E_m , e da fração residual do contaminante j presente na água tratada, R_j .

$$N_P = \frac{\text{Log} \left[\frac{1}{R_j} + \frac{\left(1 - \frac{1}{R_j}\right)}{S_j} \right]}{\text{Log} [E_{mGj} (S_j - 1) + 1]}, \quad \text{para } S_j \neq 1 \quad (2.13a)$$

$$N_P = \frac{\left(\frac{1}{R_j} - 1 \right)}{E_{mGj}}, \quad \text{para } S_j = 1 \quad (2.13b)$$

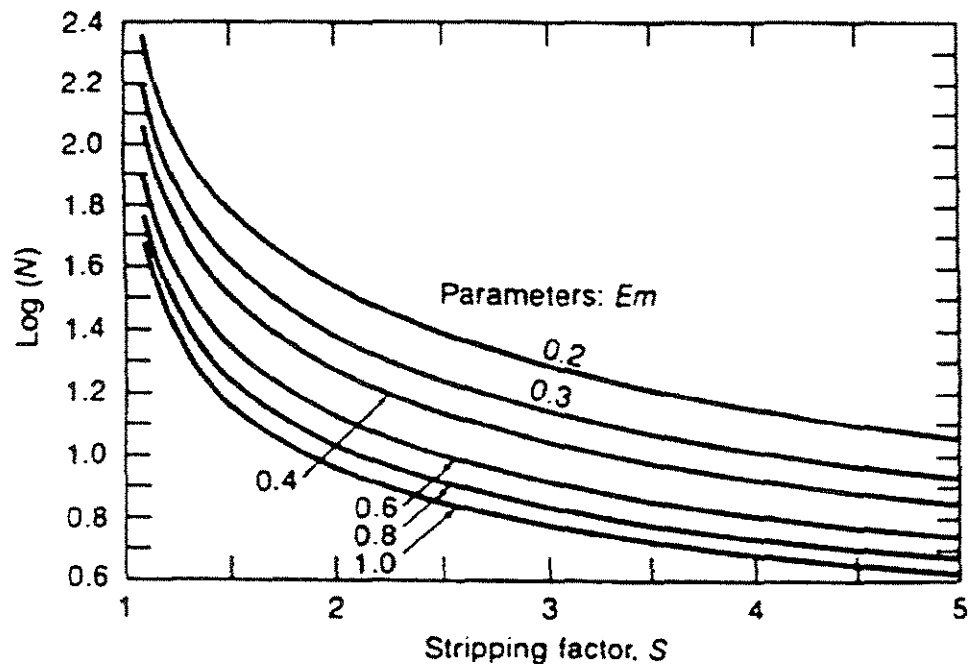


Figura 2.7 – Diagrama esquemático obtido por LI and HSIAO (1990). Aqui N é o número de pratos necessários, S e E_m são, respectivamente, o fator de stripping e a eficiência de bandeja de Murphree para o componente menos volátil.

De posse dos diagramas e das expressões matemáticas desenvolvidas, LI and HSIAO (1991) confeccionaram, a partir de dados de projeto e avaliações de custo, valores ótimos para o fator de stripping em função da Constante de Henry, para diversos VOCs estudados. Estes valores, segundo LUDWIG (1997), são adequados para fins de projeto e têm sido utilizados para este fim.

Determinado o número de pratos reais necessários a partir da equação anterior, a altura da coluna pode ser determinada diretamente em função do número real de pratos requerido e do espaçamento entre eles, utilizando-se, por exemplo, a equação proposta por DOUGLAS (1988).

Embora seja de aplicação direta, o procedimento desenvolvido por LI and HSIAO (1990) depende dos valores calculados para a eficiência de bandeja de Murphree, no entanto, nenhuma menção foi feita por tais autores a respeito de como esta eficiência pode ser estimada para colunas de stripping.

Eficiências de bandejas, como tem sido reportado na literatura (ECONOMOPOULOS, 1978; BARNICKI and DAVIS, 1989; KISTER, 1992), dependem de diversos parâmetros de projeto, tais como composição e propriedades físicas do sistema, além de fatores associados à geometria do prato (tipo, dimensões etc.).

Obter estimativas do fator eficiência de uma bandeja não consiste em procedimento simples e geralmente envolve uma série de suposições relacionadas ao cálculo de unidades de transferência de massa, ao grau de mistura de cada uma das fases, à tendência ao arraste ou ao choro, ao tipo de regime de fluxo etc (KISTER, 1992). Entretanto, por conta da praticidade existente na aplicação desses fatores, um número significativo de pesquisas surgiu na literatura, voltadas à sua previsão. LOCKETT (1986) apresenta uma revisão detalhada a respeito de fatores eficiência, dos métodos empregados em sua estimativa e das considerações feitas em alguns destes métodos.

Seja qual for o procedimento utilizado para estimativas da eficiência da bandeja, ele nos fornece normalmente a Eficiência Pontual de Murphree. Equações como a proposta por LEWIS (1936), que relaciona a eficiência global e

a de Murphree, e outras mais citadas em FAIR et al. (1997), podem ser aplicadas na obtenção de uma das eficiências a partir de valores da outra.

O enfoque principal da literatura é destinado à estimativa de eficiências na operação de destilação, onde as mesmas são normalmente mais elevadas que nas operações de stripping e absorção (SINNOTT, 1997). Em destilação há, em termos de resistência à transferência de massa, a predominância da fase gasosa (KISTER, 1992; FAIR et al., 1997). Neste caso, a fase líquida corresponde normalmente a uma parcela menos significativa da resistência global do processo e tem sua participação intensificada somente com o aumento da velocidade de corrente líquida na bandeja (LOCKETT, 1986).

Quando a operação envolvida é o stripping de VOCs, a resistência à transferência de massa é mais pronunciada na fase líquida (KAVANAUGH and TRUSSELL, 1980; McNULTY, 1994), portanto, modelos que estimam eficiências de bandeja baseados em dados obtidos em colunas destiladoras não se aplicam diretamente a colunas de stripping (LOCKETT, 1986).

LOCKETT (1986) destaca também a existência de métodos teóricos e semiteóricos para estimativas de eficiências em colunas de destilação, os quais foram originados de experimentos em colunas de stripping, de umidificação e de absorção. Podem ser citados, dentre os teóricos, o método proposto por O'CONNELL para pratos absorvedores e, dentre os semiteóricos, o AIChE Method; este último o mais conhecido e tido como o mais completo modelo testado e modificado para cálculos de eficiências em colunas (KISTER, 1992).

Inúmeros estudos têm notado, entretanto, que o AIChE Method apresenta a tendência de subestimar os valores da resistência da fase líquida. Assim sendo, recomenda-se que o mesmo deva ser aplicado somente em sistemas onde tal resistência apresenta uma contribuição pouco significativa (LOCKETT, 1986; KISTER, 1992; FAIR et al., 1997).

Conforme já foi citado, várias modificações e atualizações já foram incorporadas ao AIChE Method. Dentre elas está a proposição de CHAN and FAIR (1984), considerada por vários autores (SINNOTT, 1997; BRAVO, 1998) um

melhoramento em relação ao método original. No entanto, vários outros pesquisadores, dentre eles LOCKETT (1986), mostraram que embora a proposição de CHAN and FAIR preveja resultados experimentais com maior precisão que o AIChE Method, ela incorpora os mesmos elementos que fazem com que este falhe na previsão de resistências à transferência de massa na fase líquida. Desta forma, também não se aplica a estimativas de eficiências em colunas de stripping.

LOCKETT (1986) ainda destaca outras correlações baseadas em experimentos com colunas de absorção e stripping. São citadas, para colunas dotadas de bandejas perfuradas, as correlações obtidas por HARRIS (1965), ASANO and FUJITA (1966) e JEROMIN et al. (1969). LOCKETT (1986) acredita que estes procedimentos possam ser empregados em colunas de stripping dotadas de pratos, no entanto, nenhum comentário adicional sobre esses trabalhos foi encontrado no restante da literatura.

Vale ser destacado que as eficiências estimadas por todas as correlações estão na forma “seca”, ou seja, consideram que somente a corrente gasosa atravessa as perfurações da bandeja, desprezando o efeito do arraste de gotículas líquidas pelas mesmas. Fatores de correção têm sido criados por vários pesquisadores a fim de considerar esse fenômeno, o qual diminui a eficiência do processo. Dentre as propostas de correção existentes, SINNOTT (1997) e FAIR et al. (1997) recomendam a equação desenvolvida por COULBURN (1936) para levar em conta esse efeito.

Por fim vale destacar que, embora equações matemáticas rigorosas existam, devido a todas as incertezas existentes nos modelos utilizados para estimativas da eficiência de pratos, grande parte dos engenheiros projetistas costumam considerar que nenhuma das correlações para cálculo de eficiências é precisa o suficiente para seu emprego em projetos. Desta forma, o projeto da coluna é normalmente realizado supondo uma eficiência conhecida experimentalmente e/ou embasada em experiências preliminares de trabalho com sistemas similares ao que se pretende projetar.

2.2- DIMENSIONAMENTO DOS EQUIPAMENTOS AUXILIARES

Seguindo as etapas estabelecidas para o projeto da Unidade, verifica-se agora a necessidade de identificar e dimensionar equipamentos auxiliares, tais como os requeridos para transporte de fluidos. Como se encontra indicado na Figura 1.1, o sistema de tratamento proposto necessita de uma bomba para transporte da água contaminada até o topo da coluna de stripping, um soprador para injeção de ar nesta, além das tubulações que conduzirão os fluidos até a coluna.

Nas seções seguintes será realizada uma breve descrição do processo de dimensionamento dos equipamentos necessários, bem como, dos principais fatores levados em conta neste.

2.2.1- Considerações gerais para o transporte de fluidos

Qualquer equipamento que transporte um fluido efetua essa ação aumentando a pressão exercida no fluido, ou seja, gerando uma força motriz necessária à movimentação deste. A energia requerida para este aumento de pressão é fornecida por uma fonte externa, normalmente elétrica, na forma de potência introduzida no sistema. Esta potência e a vazão de transporte são os principais fatores que caracterizam o dimensionamento de equipamentos que efetuam transporte de fluidos (PETERS and TIMMERHAUS, 1991), como é o caso de bombas e sopradores.

Embora as características básicas de operação sejam semelhantes para o transporte de líquidos e gases, os detalhes mecânicos diferem consideravelmente entre esses equipamentos (ULRICH, 1984). Seja qual for o caso, existem diversos tipos de equipamentos que podem ser empregados, e a escolha do mais apropriado deve ser fundamentada na análise de fatores como quantidade e propriedades físicas do fluido a ser transportado, tipo de potência a ser transferida, distribuição de fluxo requerida, presença de sólidos no fluido etc (SINNOTT, 1997).

Na literatura, existem variados livros e artigos que servem de guias práticos para o engenheiro projetista, facilitando a tarefa de escolher o equipamento mais apropriado para a atividade em questão. Exemplos destes são encontrados nos trabalhos de POE and BONNELL (1999), TELLES (2000), WOODS (1995), LUDWIG (1984, 1995), PETERS and TIMMERHAUS (1991), GOMIDE (1997a, 1997b), ULRICH (1984), MESQUITA et al. (1977), POLLAK (1973) etc.

De um modo geral, para o transporte de fluidos pouco viscosos, a temperatura ambiente e à pressão moderada, bombas centrífugas e ventiladores ou sopradores centrífugos são os dispositivos mais empregados na indústria de processos químicos para as tarefas específicas da Unidade de Stripping proposta (POE and BONNELL, 1999; TILTON, 1997; POLLAK, 1973).

A quantidade de energia necessária geralmente é obtida a partir de um balanço de energia mecânica no sistema. Considerando-se dois pontos genéricos, distintos no sistema: um ponto 1 onde o fluido entra no sistema e o ponto 2 onde o mesmo fluido abandona o sistema, um balanço de energia mecânica entre eles, fornecerá a seguinte equação (PETERS and TIMMERHAUS, 1991):

$$(z_2 - z_1) \cdot (g/g_c) + \int_{P1}^{P2} \frac{dP}{\rho_{\text{fluido}}} + \frac{v_2^2 - v_1^2}{2\alpha g_c} + \sum F = W_o \quad (2.14)$$

Uma equação como a apresentada acima é bastante genérica e pode ser aplicada tanto no caso da bomba como do soprador. A partir dela pode-se calcular a energia requerida pelo sistema para mover o fluido entre quaisquer pontos genéricos 1 e 2.

Para o sistema estudado nesta pesquisa, visando-se efetuar o dimensionamento dos equipamentos, necessita-se caracterizá-lo com detalhes, incluindo no balanço de energia as cotas dos pontos onde este será realizado, o comprimento total e o diâmetro das tubulações usadas no transporte dos fluidos, os acessórios empregados, a distribuição de pressões no sistema etc. Para

instalações de bombeamento de líquidos, de um modo geral, encontra-se, na literatura, recomendações relevantes nos trabalhos de TELLES (2000), POE and BONNELL (1999), AZEVEDO NETTO et al. (1998), NAYYAR (1992), LUDWIG (1997), MACINTYRE (1987) etc. No caso do transporte de correntes gasosas podem ser indicadas como referências os trabalhos de GOMIDE (1997b), NAYYAR (1992), LUDWIG (1984), MESQUITA et al. (1977) e POLLAK (1973).

Bombas centrífugas apresentam em seu processo de dimensionamento pelo menos uma consideração adicional ao balanço de energia, a estimativa da NPSH – *Net Positive Suction Head* – disponível no sistema. Este parâmetro corresponde à mínima pressão, medida em altura de fluido transportado, que a corrente líquida deve possuir na sucção da bomba a fim de evitar a formação de bolhas de vapor, ou seja, evitar a cavitação da bomba por presença de substâncias voláteis no líquido transportado (GOMIDE, 1997a). Um valor mínimo é normalmente fornecido por fabricantes a fim de que a instalação seja projetada para valores acima do mesmo.

No dimensionamento do ventilador/soprador, conforme indica a literatura (TILTON, 1997, SINNOTT, 1997; LUDWIG, 1984), deve-se atentar para o fato de que a densidade de uma corrente gasosa varia com a pressão. A depender do nível de variação de pressão exigido pelo processo, a literatura costuma dividir os equipamentos que efetuam o transporte de fluido gasoso em três tipos: ventiladores, sopradores e compressores. Para a finalidade requerida na unidade de stripping projetada, somente os dois primeiros encontram aplicação (TILTON, 1997; LUDWIG, 1984; ULRICH, 1984). Segue abaixo algumas características dos mesmos:

- Ventiladores (fans) – trabalham geralmente onde a diferença de pressão entre a saída e a sucção do equipamento não ultrapassa em geral 1psi, mas podendo chegar até um valor de 3 psi (LUDWIG, 1984). Nestes equipamentos, independentemente do fluido transportado, costuma-se desprezar geralmente os efeitos de compressibilidade, levando o cálculo

da potência consumida a ser avaliado por meio de relações bastante simples;

- Sopradores propriamente ditos (blowers) – podem abranger uma larga faixa de operação, geralmente desde diferenças próximas a 1 psi até situações onde tais diferenças podem chegar a centenas de psi (LUDWIG, 1984; ULRICH, 1984; TILTON, 1997). Neste caso, a simplificação dependerá do fluido, bem como dos níveis de pressão aos quais este estará sujeito. Mesmo para o caso de fluidos compressíveis como o ar e o vapor d'água, por exemplo, NAYYAR (1992) admite que quando a densidade sofre pequenas variações, o fluido pode ser considerado como incompressível para efeitos de projeto.

Outra preocupação também relacionada ao projeto de equipamentos que transportam fluidos, especialmente sopradores e ventiladores, diz respeito aos níveis de ruído gerados por estes equipamentos. Trabalhos como o de GRAHAM (1975), que relaciona a configuração das pás e o tipo do ventilador/soprador com o nível de ruído produzido, podem ser bastante úteis na avaliação dos impactos sonoros produzidos pela operação destes equipamentos. Atualmente, com a ampliação dos métodos de controle de ruído, isso tem se tornado um problema menos grave para o projetista. Trabalhos mais específicos na área de controle de ruído industrial como GERGES (1992), BERANEK and VER (1992) e BELL and BELL (1994) se fazem importantes por trazerem, em detalhes, as principais medidas de controle para a redução de ruído em linhas que transportam fluidos e em equipamentos como os sopradores.

2.2.2- Determinação do diâmetro ótimo das tubulações

A parte complementar ao dimensionamento dos equipamentos de transporte é, então, a determinação do diâmetro ótimo (diâmetro econômico) das tubulações que conduzirão os fluidos transportados. Esse cálculo, rigorosamente falando, é realizado pela avaliação do custo anual total de operação do sistema

(bomba ou soprador acoplados às tubulações) e derivando-se em relação ao diâmetro da tubulação a fim de se obter o valor ótimo, como mostra PETERS and TIMMERHAUS (1991). Este procedimento tem sido efetuado em diversos estudos, os quais fornecem o diâmetro ótimo em função de diversos parâmetros relacionados, principalmente, às propriedades físicas do fluido sendo transportado, ao custo da tubulação, ao custo de energia elétrica (SINNOTT, 1997; GOMIDE, 1997a).

Procedimentos alternativos aos citados acima estão baseados na determinação do diâmetro econômico a partir de velocidades típicas, ou seja, velocidades ótimas que a prática industrial observou serem as mais adequadas para o transporte de fluidos em determinadas faixas de vazões e diâmetros (GOMIDE, 1997a; GEANKOPLIS, 1993; MACINTYRE, 1987; TELLES, 1979). No Anexo 3, podem ser vistos alguns destes valores. Por apresentar emprego direto, não dependendo de parâmetros ligados a custo, este procedimento é normalmente usado como *rule of thumb* para a seleção do diâmetro econômico das tubulações. Utilizando-se tal procedimento, o diâmetro econômico ótimo é calculado a partir da velocidade sugerida e da vazão em que o fluido deve ser transportado.

2.3- AVALIAÇÃO DO CUSTO DA UNIDADE DE STRIPPING

Parte essencial em qualquer projeto de engenharia, a avaliação de custo deve incorporar variados fatores a fim de gerar uma base segura para a análise de viabilidade de um determinado investimento por parte do projetista. Em problemas de otimização é comum que funções expressando algum tipo de custo sejam utilizadas na representação de funções-objetivo, visto que na prática, o custo é um dos fatores imprescindíveis, senão o mais importante, na análise de produtividade de uma planta (BIEGLER et al., 1997).

Para a unidade de Stripping de VOCs clorados proposta, pretende-se obter, através de uma análise preliminar de custos, uma expressão geral que leve,

especialmente em consideração, gastos referentes à aquisição e montagem dos equipamentos principais, tubulações e instrumentação, além de gastos operacionais como a energia elétrica gasta pelos equipamentos. Conforme cita a literatura, existem várias possibilidades para a realização desta estimativa de custo, as quais se distinguem pela quantidade de detalhes levados em consideração e, conseqüentemente, por sua precisão (PETER and TIMMEHAUS, 1991; GARRETT, 1989).

Uma das alternativas mais empregadas para estimativas preliminares de custo em plantas químicas é a que utiliza o custo de aquisição dos principais equipamentos de processo como base de cálculo, tomando os demais custos como fatores ou frações deste. Tal procedimento é conhecido como Método Fatorial e pode ser expresso pela equação a seguir, onde C_f é o custo fixo direto, C_{Eq} é a somatória dos custos dos equipamentos principais e fL é o “Fator de Lang”, um fator de proporcionalidade, geralmente compreendido entre 3 e 5, que engloba gastos adicionais a serem considerados na avaliação de custo de uma planta (SINNOTT, 1997; PETERS and TIMMERHAUS, 1991).

$$C_f = C_{Eq} \cdot fL \quad (2.15)$$

O valor C_{Eq} , em na unidade de *air stripping*, corresponde à soma do custo da coluna de stripping com o custo do ventilador/soprador de ar e da bomba centrífuga. Estes custos podem ser aproximadamente estimados a partir de diagramas disponíveis em GUTHRIE (1974), PETERS and TIMMERHAUS (1991), GARRETT (1989), entre outros. Todavia, para as intenções deste projeto necessita-se de correlações matemáticas que possam fornecer, com uma boa margem de segurança, os preços dos equipamentos existentes. Algumas das mais empregadas correlações existentes na literatura podem ser encontradas em SEIDER et al. (1999), TURTON et al. (1998) e DOUGLAS (1988), que são adaptações dos diagramas apresentados por GUTHRIE (1974), ULRICH (1984) e GARRETT (1989), e as correlações publicadas por MULET et al. (1981), as quais

constituíram por muitos anos a base da análise de custo realizada pelo corpo técnico da ASPENTEC, detentora do software ASPEN.

Adicionalmente, podem ser integrados ao custo fixo calculado, C_f , custos indiretos como gastos com fretes, seguros, impostos, serviços de engenharia e esboço do projeto, honorários de contratantes etc, os quais representam em média de 20 a 30% dos custos diretos (SINNOTT, 1997). O custo fixo total pode, então, ser escrito como a seguir, onde $\sum fC_i$ é a soma de todos os fatores de custo indireto levados a cabo na expressão de custo (SINNOTT, 1997; PETERS and TIMMERHAUS, 1991).

$$C_{fix} = C_f \cdot (1 + \sum fC_i) \quad (2.16)$$

Vale destacar que o fator de Lang, como mostrado na equação (2.15), é um fator que reúne estimativas realizadas para uma unidade por completo e envolve somente parcelas de custo direto, tais como montagem de equipamentos, compra e instalação de tubulações, instrumentação etc. Alguns autores, como é o caso de GUTHRIE (1974), ULRICH (1984), (GARRETT, 1989) e SEIDER et al. (1999), preferem o emprego de fatores de proporcionalidade que variam para cada com o tipo de equipamento chamados "fatores custo modulares" (*bare-module factors*). Estes fatores já incluem em si considerações sobre custos indiretos.

Custos relacionados à aquisição de equipamentos e mão-de-obra estão sujeitos à inflação e todos os métodos de estimativa de custo utilizam-se de dados do passado para a previsão de custos no futuro. Torna-se necessário, deste modo, corrigir os valores estimados, a fim de atualizá-los em função da variação da inflação existente num período considerado. O método tradicionalmente empregado para efetuar tais correções aplica o conceito de Índices de Custo. Estes índices, freqüentemente publicados em revistas como a *Chemical Engineering*, fornecem o custo em um ano A futuro, a partir dos os valores de custo obtidos em um ano base B no passado, segundo a expressão:

$$Custo \text{ no ano } A = Custo \text{ no ano } B \cdot \frac{Índice \text{ de Custo no Ano } A}{Índice \text{ de Custo no Ano } B} \quad (2.17)$$

Alguns dos índices mais usados em estimativas de custo na indústria química são o *Process Engineering Index*, o *Chemical Engineering Plant Cost Index* (CEP Cost Index) e o *Marshall and Swift Index* (M & S equipment cost index).

Com o conjunto de equações formado pelas expressões de (2.15) a (2.17) e com informações precisas a respeito do custo de equipamentos e fatores de proporcionalidade a serem considerados, pode-se obter estimativas de custo preliminar de projeto com uma precisão que a literatura admite estar dentro de uma faixa de 35 a 50% do valor real (PETERS and TIMMERHAUS, 1991).

Ainda referente a uma unidade de stripping, uma outra parcela de custo importante é o custo operacional desta unidade, mais especificamente, o custo de energia necessária ao transporte de fluidos no sistema. Segundo McNULTY (1994), quando se aplica *air stripping* a parcela mais significativa dos custos operacionais é a potência consumida pelo ventilador de ar.

Seguindo o raciocínio do parágrafo anterior, uma função-objetivo significativa para esta pesquisa deve ser o custo para transporte dos fluidos, ou de forma mais simples, uma expressão que forneça a potência total consumida pelos equipamentos que compõem o sistema em função de um tempo base como, por exemplo, o número de horas trabalhadas em um ano, como mostrado na equação 2.18, a seguir. Outras estimativas para esta parcela de custo podem ser obtidas em PETERS and TIMMERHAUS (1991), etc.

$$\text{Custo Operacional} = (Pot_{bomb} + Pot_{sop}) \cdot (R\$/kWh) \cdot (\text{tempo base}) \quad (2.18)$$

Finalizada a descrição das principais considerações recomendadas pela literatura científica e a citação dos trabalhos mais relevantes existentes na literatura sobre cada uma das etapas do projeto, será descrito no próximo capítulo o modelo proposto para a otimização da unidade de stripping.

CAPÍTULO 3

O Modelo Considerado

Nos capítulos anteriores, tratou-se de caracterizar o objeto desta pesquisa e fornecer uma revisão sobre os principais fatores que precisam ser levados em consideração no projeto de uma unidade de stripping. Neste capítulo são abordados diretamente o equacionamento necessário à construção de um modelo geral representativo dos fenômenos que ocorrem no sistema de estudo, o qual servirá de base para todos os estudos de casos que serão efetuados. Desta maneira, apresentar-se-á em detalhes o modelo geral construído para a simulação da unidade de stripping. As partes principais que constituem este modelo e algumas das principais equações utilizadas já foram descritas no segundo capítulo, no entanto, aqui serão destacados os detalhes necessários à sua construção, bem como, algumas das considerações assumidas ao se empregar estas equações.

A fim de aumentar a compreensão sobre o modelo que foi criado, dividiu-se o mesmo em grupos distintos de equações, porém dependentes uns dos outros. Desta forma, o modelo construído possuiu suas equações distribuídas nos seguintes grupos:

- Determinação do número de pratos da coluna;
- Estabelecimento da configuração básica da bandeja e cálculo do diâmetro da coluna;
- Estimativa da perda de carga na coluna e projeto complementar do vertedouro;
- Ajuste da área perfurada e caracterização do regime de fluxo;

- Restrições operacionais à coluna de stripping projetada;
- Determinação da potência requerida para o transporte de fluidos no sistema;
- Estabelecimento da função-objetivo a ser otimizada.

Nas seções seguintes, serão feitas algumas considerações iniciais, as quais visam esclarecer alguns posicionamentos adotados durante a modelagem. Em seguida, cada um dos grupos de equações acima citados será apresentado.

3.1- CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Um dos objetivos deste projeto de pesquisa é obter parâmetros ótimos para o emprego de colunas dotadas de bandejas perfuradas na remoção de VOCs clorados presentes em soluções aquosas, empregando-se *air stripping*. Para ser alcançada esta finalidade, torna-se necessário criar um cenário de estudo, onde devem ser contidas todas as informações básicas que definam o sistema a ser analisado.

Iniciou-se com a corrente líquida que alimenta a coluna de stripping. Já que nas situações de estudo a mistura aquosa apresentará composições distintas, foram escolhidos alguns VOCs clorados geralmente encontrados em episódios de contaminação de recursos hídricos (USEPA, 1995; LI and HSIAO, 1991) para compor tais misturas. Foram eles: 1,1,1 – Tricloroetano (TCA), Diclorometano (DCM), Triclorometano (TCM), Tricloroeteno (TCE), 1,1 – Dicloroeteno (1,1-DCE), *trans* - 1,2 - Dicloroeteno (1,2-DCE), 1,2 - Dicloropropano (1,2-DCP), 1,1 – Dicloroetano (1,1-DCA), 1,2 – Dicloroetano (1,2-DCA), Hexaclorobutadieno (HCB), Hexacloroetano (HCE). Escolheu-se essas substâncias em particular porque tais compostos apresentam boa disponibilidade de informações na literatura (USEPA, 1995), além de serem encontradas com frequência nos episódios de contaminação de aquíferos contaminados (USEPA, 1998), além de efluentes gerados por indústrias e outras atividades potencialmente poluidoras.

Definidos os VOCs, as primeiras informações necessárias para a construção do modelo foram propriedades físico-químicas dessas substâncias. Tais informações são mostradas na Tabela 3.1 (mais detalhes podem ser encontrados no Anexo 1). Os dados da Tabela 3.1 estão alimentados no modelo construído como parâmetros, segundo a linguagem própria do software GAMS, o qual foi empregado na otimização matemática do sistema estudado e está descrito em mais detalhes no capítulo 4.

Tabela 3.1 – VOCs clorados típicos e alguns dados físico-químicos.

VOCs Clorados	Constante de Henry, H_j (atm)*	Massa Molar, MM_j (g/mol) [#]	Densidade ρ_j (Kg/m ³) [#]
1,1,1 – Tricloroetano	273,56	133,42	1330,3
Diclorometano	177,40	84,93	1316,8
Triclorometano	188,50	119,38	1479,7
Tricloroeteno	651,00	131,40	1457,8
1,1 – Dicloroeteno	834,03	96,95	1180,0
<i>trans</i> - 1,2 - Dicloroeteno	295,80	96,95	1244,4
1,2 - Dicloropropano	156,80	112,986	1149,6
1,1 – Dicloroetano	303,00	98,96	1168,0
1,2 – Dicloroetano	61,20	98,96	1245,7
Hexaclorobutadieno	572,70	260,76	1556,0 [§]
Hexacloroetano	547,70	236,74	2080,0

Fontes: * LI and HSIAO (1991), P e T de referência: 1 atm e 25°C, respectivamente;

[#] LIDE and KEHIAIAN (1994), P e T de referência: 1 atm e 25°C, respectivamente;

[§] LIDE (1997), P e T de referência: 1 atm e 25°C, respectivamente.

Para a construção do modelo propriamente dito foram ainda necessárias algumas suposições iniciais as quais delimitaram especialmente como seriam tratadas as propriedades físicas das correntes líquida e gasosa na unidade de

stripping. Para efeito de projeto, estas suposições foram essenciais por fornecerem o ponto de partida para considerações posteriores e definirem o intervalo de aplicação da tecnologia proposta. A Tabela 3.2 indica as primeiras considerações levadas a cabo na modelagem.

Tabela 3.2 – Principais considerações iniciais para o projeto.

Consideração	Causa	Consequências
Condições de operação da coluna: 1atm e 25°C.	São valores geralmente encontrados na prática industrial para este tipo de aplicação (BERANEK, 2001).	Para efeito de projeto, níveis moderados de pressão não diferindo muito de 1atm são considerados; A temperatura se mantém em um valor médio de 25°C; efeitos térmicos desprezíveis.
Vazão da corrente líquida: $7 < Q_L < 35 \text{ m}^3/\text{h}$.	São limites geralmente encontrados na prática industrial para o emprego de colunas dotadas de bandejas perfuradas em <i>air stripping</i> .	Perfil de fluxo cruzado com passagem única da corrente líquida pela bandeja é o mais adequado, baseado no diagrama de HUANG and HODSON (1958).
As soluções aquosas são bastante diluídas e as concentrações máximas iniciais são 250ppm (molar) para cada VOC.	Emprego da Lei de Henry como relação de equilíbrio entre as fases presentes dentro da coluna de stripping.	As variações de vazão das correntes líquida e gasosa na coluna são desprezíveis; As propriedades físicas das correntes líquida e gasosa são tomadas como as propriedades da água e do ar puros, nos níveis de pressão e de temperatura considerados.

Apresentadas as considerações iniciais, foram diretamente definidas as principais constantes introduzidas nos estágios iniciais do modelo. Decorrente das equações que seriam usadas nas etapas posteriores do modelo e em função das considerações iniciais assumidas na modelagem, as seguintes constantes foram introduzidas inicialmente no modelo proposto:

Constantes padrões:

- $\pi = 3,14159265359$;
- Aceleração da gravidade, $g = 9,80665 \text{ m/s}^2$.

Constantes relacionadas às considerações iniciais assumidas:

- Pressão atmosférica, $P_{\text{atm}} = 1,01325 \times 10^5 \text{ Pa (1atm)}$;
- Temperatura média no ambiente, $T_a = 298,15 \text{ K (25°C)}$;
- Massa específica padrão da água, $\rho_{\text{Lp}} = 997,92 \text{ kg/m}^3$;
- Massa específica da água a 25°C, $\rho_{\text{L}} = 997,08 \text{ kg/m}^3$;
- Massa específica do ar a 25°C, $\rho_{\text{G}} = 1,183 \text{ kg/m}^3$;
- Massa molar da corrente líquida, $MM_{\text{L}} = 18,02 \text{ g/mol}$;
- Tensão superficial do líquido, $\sigma = 71,975 \text{ mN/m}$;
- Viscosidade dinâmica da mistura gasosa, $\mu_{\text{G}} = 1,838 \cdot 10^{-5} \text{ kg/(m s)}$;
- Viscosidade dinâmica da corrente líquida, $\mu_{\text{L}} = 0,8937 \cdot 10^{-3} \text{ kg/(m s)}$;
- Vazão volumétrica de líquido, Q_{L} (valor fixado nas simulações) em m^3/h ;
- Vazão mássica da corrente líquida, em kg/h ,

$$MAS_{\text{L}} = Q_{\text{L}} * \rho_{\text{L}} \quad (3.1)$$

- Vazão molar da corrente líquida, em kmol/h ,

$$MOL_{\text{L}} = MAS_{\text{L}}/MM_{\text{L}} \quad (3.2)$$

Constantes para verificação, variam com a concentração inicial adotada:

- Composição da mistura líquida que entra na coluna em termos de fração mássica,

$$X_{\text{omas},j} = \left(\frac{MM_j * X_{o,j}}{MM_{\text{mx1}}} \right) \quad (3.3)$$

- Massa molar da mistura líquida ao entrar na coluna, onde m é o número de VOCs presentes na água contaminada.

$$MM_{mx1} = \sum_{j=1}^m \left(\frac{X_{o,j} * MM_j}{10^6} \right) + MM_L * \left(1 - \sum_{j=1}^m \frac{X_{o,j}}{10^6} \right) \quad (3.4)$$

- Densidade da mistura líquida ao entrar na coluna, baseada na recomendação de FELDER and ROUSSEAU (1991), considerando que os volumes são aditivos:

$$\rho_{mx1} = \frac{1}{\sum_{j=1}^m \left(\frac{X_{omas,j}}{\rho_j 10^6} \right) + \left(\frac{1 - \sum_{j=1}^m \left(\frac{X_{omas,j}}{10^6} \right)}{\rho_L} \right)} \quad (3.5)$$

As demais constantes serão apresentadas ao longo da descrição do modelo formulado, no entanto, nenhuma constante adicional será necessária ao modelo até a realização do dimensionamento dos equipamentos auxiliares. Assim como para as constantes, também foi imposta a introdução de variáveis auxiliares. Estas variáveis foram criadas com o intuito de substituir alguns termos em equações complexas e, desta maneira, facilitar os cálculos efetuados pelo GAMS, conforme recomenda BROOKE et al. (1996). Para melhorar a objetividade do texto, as equações serão dispostas aqui em sua forma original, ou seja, isentas de quaisquer variáveis auxiliares empregadas na modelagem, em linguagem própria do GAMS.

Identificadas as suposições e as definições iniciais que compõem o modelo criado, nas seções que se seguem estão expostas as equações empregadas em sua construção. Além das equações propriamente ditas, são apresentadas as considerações assumidas que tornaram possível seu emprego e as principais restrições decorrentes de seu uso.

3.2- DETERMINAÇÃO DO NÚMERO DE PRATOS DA COLUNA

A determinação do número de pratos foi efetuada empregando-se o procedimento descrito em LI and HSIAO (1990). A Tabela 3.3 revela a principal suposição feita nesta etapa do modelo. Em função da suposição feita, a eficiência de bandeja Murphree, EfM , foi considerada constante. Tal valor inicialmente foi considerado como sendo 60%, um valor alto para colunas de stripping de acordo com SEIDER et al. (1999). Por esse motivo, realizou-se, conforme será visto posteriormente, simulações com valores de EfM fixados em 30 e 60%, verificando como a função-objetivo seria afetada por mudanças na eficiência da bandeja.

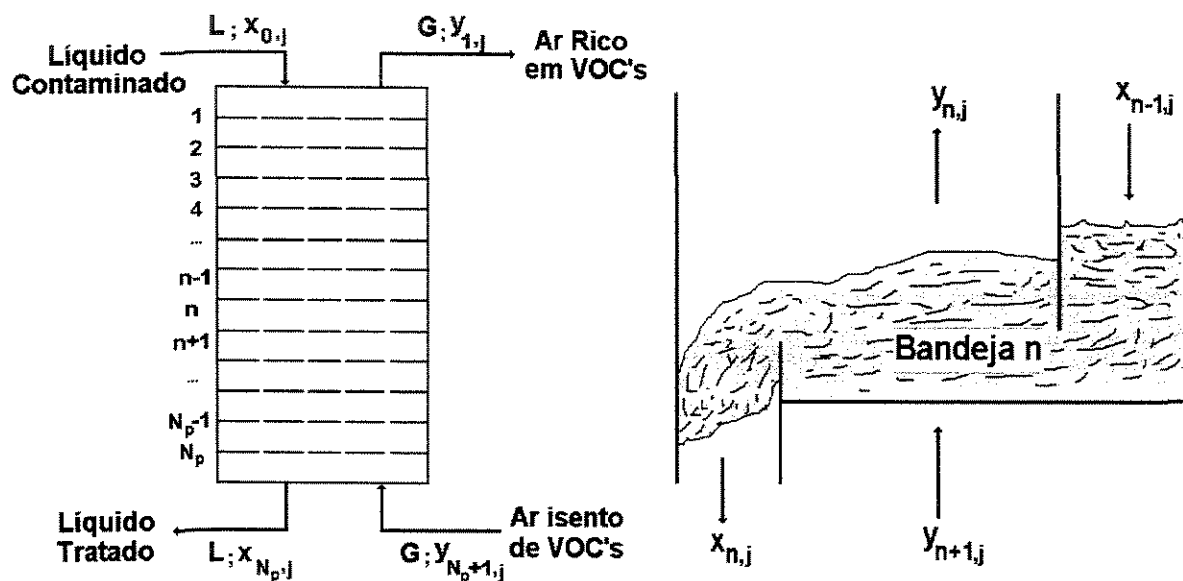


Figura 3.1 – Esquemas mostrando as correntes de entrada e saída na coluna e composições numa bandeja n .

A Figura 3.1 exemplifica como ocorre a movimentação das correntes líquida e gasosa dentro da coluna e dentro das bandejas no modelo considerado.

Excetuando-se as constantes e os parâmetros citados na seção anterior, todas as variáveis são de decisão. As principais equações que constituem esta

etapa do modelo e as suposições assumidas em sua aplicação são mostradas a seguir:

Tabela 3.3 – Consideração assumida na determinação do número de pratos.

Consideração	Causa	Consequências
Os efeitos térmicos devido à liberação de VOCs da água e à absorção destes no ar são desprezíveis.	São efeitos pouco expressivos e normalmente considerados nos fatores de segurança empregados no projeto.	A temperatura não se altera significativamente dentro da coluna e nas bandejas, assim balanços energéticos dentro da coluna não consideram efeitos térmicos.
As vazões de líquido e de ar se mantêm inalteradas para efeito de cálculos.	Concentrações muito baixas de componentes voláteis na corrente líquida contaminada.	Só os balanços de massa englobando o sistema inteiro são significativos.
A eficiência de bandeja de Murphree é a mesma em todas as bandejas e para todos os VOCs.	Consideração comum para efeito de projeto. Simplifica bastante os cálculos.	As eficiências de bandeja consideradas serão as piores possíveis, a fim de que o dimensionamento obtido seja conservativo.

DEFMMG: Cálculo da massa molar da corrente gasosa em função da fração molar dos componentes presentes.

$$MM_G = \sum_{j=1}^m \left(\frac{y_{1,j} * MM_j}{10^6} \right) + 28,84 * \left(1 - \sum_{j=1}^m \frac{y_{1,j}}{10^6} \right) \quad (3.6)$$

CALCS(j): Cálculo do fator de stripping, S, requerido para cada componente j.

$$S_j = H_j * \left(\frac{MOL_G}{MOL_L} \right) \quad (3.7)$$

DefIRes(j): Definição da variável IRes_j que é igual ao inverso da fração residual do contaminante j presente na água tratada.

$$IRes_j = \left(\frac{x_{o,j}}{x_{N,j}} \right) \quad (3.8)$$

CalcN(j): Cálculo do número requerido de bandejas para se atingir uma determinada concentração final $x_{N,j}$ de contaminantes na água. Conforme pode ser verificado a partir dos estudos de LI and HSIAO (1990), foi assumido aqui que $S_j \geq 1$.

$$N_P = \frac{\text{Log} \left[IRes_j + \frac{(1 - IRes_j)}{S_j} \right]}{\text{Log} [EfM_j(S_j - 1) + 1]} \quad (2.13a)$$

DefHcol: Cálculo da altura da coluna de stripping em função do número de bandejas estimadas pela equação (2.13a). Expressão adaptada da proposição de DOUGLAS (1988), onde $t_s + 0,80\text{m}$ foi o espaço deixado como segurança para garantir a saída de líquido e gás pela coluna.

$$H_{col} = t_s * N_P + 0,80 \quad (3.9)$$

Balmol(j): Balanço molar global para a coluna de stripping. Determina a composição em ppm (base molar) de cada contaminante que deixa a coluna juntamente com a corrente gasosa. A corrente gasosa está isenta de contaminantes ao entrar na coluna, $y_{N+1,j} = 0, \forall j$.

$$y_{1,j} = \frac{MOL_L}{MOL_G} * (x_{o,j} - x_{N,j}) \quad (3.10)$$

DefMMx2: Determinação da massa molar da mistura líquida ao sair da coluna.

$$MM_{mx2} = \sum_{j=1}^m \left(\frac{x_{N,j} * MM_j}{10^6} \right) + MM_L * \left(1 - \sum_{j=1}^m \frac{x_{N,j}}{10^6} \right) \quad (3.11)$$

Estrhom2: Estimativa da densidade da mistura líquida ao sair da coluna de stripping, baseada na recomendação de FELDER and ROUSSEAU (1991).

$$\rho_{mx2} = \frac{1}{\sum_{j=1}^m \left(\frac{X_{Nmas,j}}{\rho_j 10^6} \right) + \left(\frac{1 - \sum_{j=1}^m \left(\frac{X_{Nmas,j}}{10^6} \right)}{\rho_L} \right)} \quad (3.12)$$

3.3 - ESTABELECIMENTO DA CONFIGURAÇÃO DA BANDEJA E CÁLCULO DO DIÂMETRO DA COLUNA

Nesta etapa do modelo proposto serão mostradas as expressões utilizadas para o cálculo do diâmetro da bandeja, bem como para o estabelecimento do layout da mesma. Algumas variáveis novas foram introduzidas, principalmente no estabelecimento do layout da bandeja, sendo todas estas variáveis de decisão.

Começaram as considerações partindo-se das suposições efetuadas a respeito do layout da bandeja. Em consequência da faixa de vazões que seriam estudadas e, principalmente por sua mais vasta aplicabilidade, assumiu-se o perfil de fluxo cruzado com uma única passagem da corrente líquida pela bandeja; como mostrado nas Figuras 2.1 e 3.3.

Adicionalmente, perfis adequados também foram escolhidos para o vertedouro e o dique de contenção, baseados nas informações transmitidas em KISTER (1980e); a Figura 3.2 indica as opções possíveis. Foi proposta a seguinte configuração: vertedouro segmentado reto com dique de contenção somente na saída da bandeja; perfil mais comumente observado na maioria das aplicações de colunas dotadas de pratos (KISTER, 1980e).

Todo o conjunto de configurações assumidas até aqui para a bandeja e os acessórios que compõem a mesma podem ser visualizados na Figura 3.3.

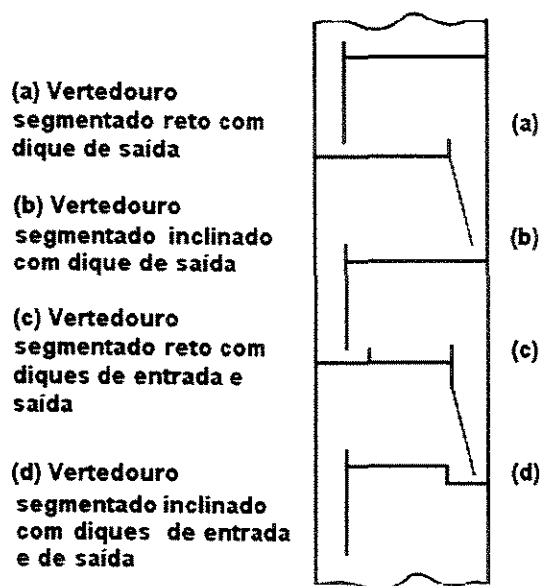


Figura 3.2 – Tipos possíveis de configurações existentes para vertedouros e diques de contenção.

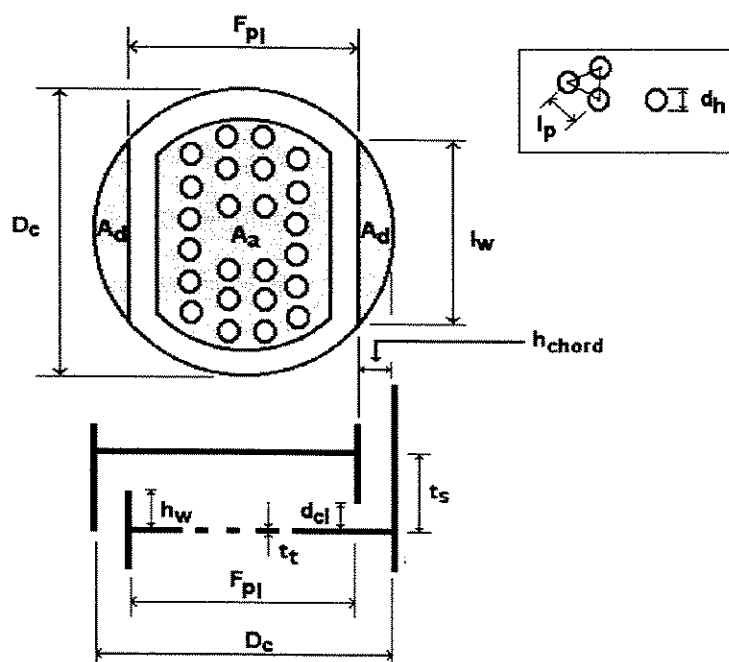


Figura 3.3 – Esquema da seção transversal de uma bandeja com passagem única da corrente líquida e vertedouro segmentado reto com dique de contenção na saída. Adaptação do esquema apresentado em BARNIKI and DAVIS (1989a).

Estabelecidos alguns pontos a respeito da configuração básica da bandeja, o modelo absorveu as conseqüências das escolhas efetuadas nas equações que se seguem.

A primeira conseqüência dessas escolhas estabelece que o número de passagens realizados pela corrente líquida na bandeja não deve ser maior que 1. Este valor foi controlado seguindo-se a recomendação de ECONOMOPOULOS (1978), segundo a expressão:

CalcNmax: Cálculo do número máximo de passagens que a corrente líquida efetua numa bandeja.

$$N_{pasmax} = 1,24 \sqrt{A_t} \quad (3.13)$$

Além desta última conseqüência, também em função da configuração do vertedouro e do dique de contenção diversas relações geométricas puderam ser estabelecidas entre grandezas características da bandeja como, por exemplo, as descritas abaixo:

RestAa: Cálculo da área ativa em função da área de seção transversal da coluna e da área ocupada por um vertedouro.

DefAt: Cálculo da área total da seção transversal da bandeja em função das áreas do vertedouro e da área reta. Aqui, admite-se também que a área não-perfurada da bandeja, parte da área total da bandeja não ocupada pela área ativa e pelas áreas dos vertedouros, é desprezível e, portanto, não considerada para efeitos dos cálculos de projeto.

Estas duas equações acima podem ser descritas pelas relações em (3.14):

$$A_t = A_d + A_n = A_a + 2 A_d \quad (3.14)$$

DefFpl: Definição do caminho de fluxo em função da largura do vertedouro e do diâmetro da coluna.

$$F_{pl} = D_c - 2 h_{chord} \quad (3.15)$$

Deflw: Definição do comprimento do dique de contenção em função da largura do vertedouro e do diâmetro da coluna.

$$l_w = [(D_c - h_{chord}) * h_{chord}]^{1/2} \quad (3.16)$$

Complementando as suposições já efetivadas, necessitou-se admitir as seguintes considerações relacionadas ao layout da bandeja e acessórios internos da coluna:

- O arranjo no qual as perfurações ocupam a área ativa da bandeja é o triangular, em destaque na Figura 3.3, arranjo mais encontrado na prática industrial (FAIR et al., 1997; SINNOTT, 1997). Em função disto, as equações abaixo são usadas para relacionar a razão entre a área ativa e a área perfurada da bandeja com a razão entre o passo das perfurações e seu diâmetro.

DefAh: Cálculo da área perfurada em função da área ativa da bandeja e do arranjo triangular admitido para a distribuição das perfurações.

Restpas: Restrição para as dimensões assumidas pelo passo em função do diâmetro das perfurações.

A junção das equações acima citadas origina a relação abaixo:

$$A_r = \frac{A_h}{A_a} = 0,905 * \left(\frac{d_h}{l_p} \right)^2 \quad (3.17)$$

Concluído o estabelecimento de configurações básicas na bandeja, a estimativa do diâmetro da coluna foi efetuada tomando por base o procedimento descrito na seção 2.1.1.4, o qual se baseia na estimativa da área reta, A_n , a partir do cálculo do parâmetro de capacidade da coluna, e na estimativa da área reservada ao vertedouro.

No procedimento de determinação da área reta da bandeja, foram testados diversas correlações, para cálculo de C_{sbf} . Dentre elas a que apresentou convergência na maioria das condições inicialmente testadas foi a proposta por LYGEROS and MAGOULAS (1986), criada a partir do diagrama desenvolvido por FAIR (1961). Segundo tal correlação o parâmetro capacidade na condição de inundação é dado pela expressão a seguir:

CalcCf: Cálculo do parâmetro capacidade da coluna na situação de inundação, C_{sbf} em função do espaço entre pratos, t_s , do parâmetro de fluxo líquido-gás, $F_{LG} = \left(\frac{MAS_L}{MAS_G} \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}} \right)$, do fator área perfurada, F_h , e da tensão superficial da mistura líquida, σ .

$$C_{sbf} = \left\{ 0,0105 + 0,1496 (t_s)^{0,755} \exp[-1,463 F_{LG}^{0,842}] \right\} \left(\frac{\sigma}{20} \right)^{0,2} F_h \quad (3.18)$$

onde o fator de correção para a área perfurada, F_h , é dado a seguir:

DefFh: Definição do fator área perfurada em função da razão existente entre a área perfurada e a área ativa da bandeja (A_h/A_a).

$$F_h = \begin{cases} 5(A_h/A_a) + 0,5; & 0,06 \leq A_h/A_a < 0,10 \\ 1,0; & A_h/A_a \geq 0,10 \end{cases} \quad (3.19)$$

Vale destacar que ao empregar a equação acima, admite-se que o sistema se enquadra às seguintes condições restritivas impostas pelas condições experimentais nas quais os diagramas de FAIR foram construídos, sendo elas:

- O diâmetro das perfurações existentes na bandeja não deve ser maior que 6,35mm ($d_h \leq 6,35\text{mm}$);
- A altura do dique de contenção é menor que ou igual a 15% do espaço entre as bandejas ($h_w \leq 0,15 \times t_s$);

- O sistema não forma espuma ou forma espuma em pouca quantidade. Isto corresponde a considerar que o sistema possui fator de espuma (*derating factor*) igual a 1; não alterando a equação (3.18);
- A área fracionária, razão entre a área perfurada e a área ativa da bandeja, deve ser pelo menos 10% ($A_f = A_h/A_a \geq 0,10$). Nos casos onde isto não ocorre, o fator de correção F_h mostrado na equação (3.19), chamado por LYGEROS and MAGOULAS (1986) de “Fator Área Perfurada”, é introduzido nos cálculos de C_{sbf} .

Assumidas as proposições acima, de posse das equações (3.18), (3.19) e das equações (2.1) a (2.3) determina-se a área reta da bandeja, A_h .

A etapa complementar à determinação da área reta é a estimativa da área do vertedouro. Esta estimativa foi efetuada levando-se em consideração a recomendação do manual Koch de destilação, citado por ECOMOPOULOS (1978), BARNICKI and DAVIS (1989a), KISTER (1992) entre outros. Segundo tal critério, a velocidade do líquido no vertedouro será a mais baixa possível e, portanto, maior será a área ocupada pelo vertedouro.

De acordo com os dados existentes no sistema em estudo, obteve-se as equações a seguir:

restUd: Estabelecimento da relação entre a velocidade de líquido admissível no vertedouro e o espaçamento entre pratos.

$$u_d = 0,2293 * t_s \quad (3.20)$$

CalcUd: Cálculo da área do vertedouro em função da vazão de corrente líquida que atravessa a bandeja e da velocidade desta corrente dentro do vertedouro.

$$A_d = \frac{Q_L}{3600 F_f u_d} \quad (3.21)$$

Definidas as estimativas de A_n e A_d , o emprego da equação (2.6) fornece o diâmetro necessário para a coluna de stripping projetada.

$$D_c = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot A_t} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot (A_n + A_d)} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot (A_a + 2 A_d)} \quad (2.6)$$

3.4 – ESTIMATIVA DA PERDA DE CARGA NA COLUNA E PROJETO COMPLEMENTAR DO VERTEDOURO

Aqui foram reunidas expressões matemáticas responsáveis em determinar a perda de carga ocasionada quando a corrente gasosa atravessa a bandeja, a perda de carga originada quando a corrente líquida deixa o vertedouro, a quantidade de líquido acumulada no vertedouro e fenômenos relacionados.

Antes de abordar cada etapa distintamente, vale esclarecer que praticamente todos os procedimentos existentes para estimativa da perda de carga em colunas dotadas de bandejas consideram que a perda de carga é a mesma para todas as bandejas da coluna. Exceções podem ocorrer, por exemplo, na operação de destilação, onde a quantidade de líquido retro-alimentado na coluna através do refluxo pode acarretar em diâmetros diferentes dentro de uma mesma coluna e, conseqüentemente, comportamentos hidrodinâmicos distintos.

Visto que isto não deve ocorrer no sistema de estudo, considerou-se, no modelo proposto, que cada parcela de perda de carga estimada vale para todas as bandejas da coluna, assim como todos os cálculos efetuados para o vertedouro.

3.4.1 – Determinação da perda de carga nas bandejas

A perda de carga existente quando a corrente gasosa passa por uma bandeja pode ser equacionada como o somatório de três outras parcelas de perda de carga distintas entre si, conforme foi visto na secção 2.1.1.5 e está descrito na equação (2.7).

A primeira parcela desta perda de carga considerada foi a perda de pressão da bandeja seca. Como foi visto, ela pode ser determinada a partir da equação (2.9) em conjunto com equações que forneçam estimativas do coeficiente de orifício, C_o , e da quantidade de líquido arrastada e_m . No modelo considerado, empregou-se a proposta de HUGHMARK and O'CONNELL (1957) para cálculo de C_o e a correlação sugerida por ECONOMOPOULOS (1978), gerada a partir do gráfico proposto por FAIR (1963), para o cálculo de e_m .

As principais equações obtidas a partir destas considerações foram:

CalcCo: Cálculo do coeficiente de orifício em função da relação entre o diâmetro das perfurações, d_h , e a espessura da bandeja, t_t ;

$$C_o = \left[\frac{880,6 - 67,7 \left(\frac{d_h}{t_t} \right) + 7,32 \left(\frac{d_h}{t_t} \right)^2 - 0,338 \left(\frac{d_h}{t_t} \right)^3}{1000} \right] \quad (3.22)$$

Defefrac: Estimativa da fração de líquido arrastada, ψ , em função do parâmetro de fluxo líquido-gás, F_{LG} ;

$$\psi = \text{Exp} \left[- (6,692 + 1,956 F_r) \cdot (F_{LG})^{(-0,132 + 0,654 F_r)} \right] \quad (3.23)$$

Calchd: Estimativa da perda de carga no prato seco.

$$h_d = 50,8 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right) \left(\frac{u_h}{C_o} \right)^2 \cdot \left(1 + \frac{e_m}{MAS_G} \right) \cdot (1 - A_f^2) \quad (3.24)$$

$$\text{com: } e_m = \frac{MAS_L \cdot \psi}{1 - \psi}.$$

Uma observação relevante é que o último termo da equação (3.24), $(1 - A_f^2)$, é um termo adicional proposto por HUGHMARK and O'CONNELL (1957) para levar em consideração a influência da área fracionária da bandeja. Em outras correlações existentes, tal influência se encontra embutida no cálculo de C_o .

A segunda parcela da perda de carga total considerada foi a perda de pressão devido à presença da massa aerada acima da bandeja. Como esta parcela também influencia os cálculos relativos à operação em condições de choro da coluna, foi decidido o emprego da proposta de COLWELL (1981) para sua estimativa. Tal correlação apresenta a vantagem de ter sido empregada por muitos autores na previsão do ponto de choro da coluna, mas envolve um processo de tentativa e erro, pois as variáveis principais de interesse, que são a altura de líquido clarificado, h_L , e densidade efetiva da espuma, ϕ_e , dependem uma da outra.

As equações propostas por COLWELL (1981) foram as seguintes:

Calchl: Determinação da altura de líquido clarificado, segundo a expressão proposta por COLWELL (1981).

$$h_L = \phi_e (h_{ow} + h_w) = \phi_e \left\{ h_w + 0,73 * \left[\left(\frac{Q_L (1 - f_{ww})}{3600 C_d \phi_e l_w} \right)^{2/3} \right] \right\} \quad (3.25)$$

sendo:

$$C_d = \begin{cases} 0,61 + 0,08 * \frac{h_{ow}}{h_w}, & \frac{h_{ow}}{h_w} \leq 8,135 \\ 1,06 * \left(1 + \frac{h_{ow}}{h_w} \right)^{1,5}, & \frac{h_{ow}}{h_w} > 8,135 \end{cases}$$

$$f_{ww} = 3600 * \frac{W_{flux} A_h}{Q_L}, \quad W_{flux} = 1,25 \cdot 10^{-3} \left(\frac{A_f^2}{F_{ra}} \right)^{1,533}$$

Deffie: Determinação da densidade efetiva da espuma em função do parâmetro densidade da espuma.

Defni: Definição do parâmetro densidade da espuma em função do número de Froude baseado na área ativa, F_{ra} , e na área fracionária, A_f .

A união destas duas últimas equações gera a expressão a seguir:

$$\phi_e = \frac{1}{12,6 F_{ra}^{0,4} A f^{-0,25} + 1} \quad (3.26)$$

$$\text{com: } F_{ra} = \left(\frac{\rho_G}{\rho_L - \rho_G} \right) * \left(\frac{u_a^2}{g h_L} \right).$$

Uma observação deve ser feita sobre o termo $(1 - f_{ww})$ existente na equação (3.25). Este é uma correção adicionada ao modelo original proposto por COLWELL (1981). Segundo KISTER (1992), tal correção tende a melhorar os resultados previstos por tal modelo quando a coluna opera no choro, ou seja, com uma determinada quantidade de líquido descendo pelas perfurações existentes na bandeja.

A última parcela que compõe a perda de carga na bandeja é a perda de carga residual. No modelo proposto estimou-se tal parcela através da expressão proposta por STERBACEK (1967), a qual está representada na equação abaixo:

DHsigma: Cálculo da perda de carga residual na bandeja como uma função do diâmetro das perfurações da bandeja e da tensão superficial do líquido.

$$h_\sigma = \frac{4 \cdot 10^{-3} \sigma}{g \rho_L d_h} \quad (3.27)$$

De posse dos valores estimados nas equações (3.24), (3.25) e (3.27) pode-se estimar a perda de carga total, dada em metros de coluna líquida, sofrida pela corrente gasosa ao atravessar a bandeja:

$$h_t = h_d + h_L + h_\sigma \quad (2.7)$$

3.4.2 - Projeto complementar do vertedouro

Durante o cálculo do diâmetro determinou-se somente a área de vertedouro capaz de suportar uma vazão de líquido requerida. É necessário determinar agora as dimensões do vão existente entre o vertedouro e a bandeja inferior a fim de que não haja perda de carga excessiva quando o líquido descendente atravessa o mesmo. Além disso, deve-se estimar a quantidade de líquido que se acumula no vertedouro ou, em outras palavras, o tempo de residência do líquido no vertedouro.

Para estimar tal perda de carga, foi empregada a expressão proposta de CICALESE et al. (1947), a qual se encontra descrita abaixo:

$$h_{ud} = 0,166 * \left[\frac{Q_L}{3600 A_{ap}} \right]^2 \quad (3.28)$$

onde A_{ap} = menor entre $\{l_w d_{cl}, A_d\}$, é a área livre para fluxo de líquido na saída do vertedouro.

A quantidade de líquido acumulada no vertedouro e o tempo de residência foram estimados por meio das expressões a seguir, seguindo as orientações de ECONOMOPOULOS (1978):

CalcHbc: Cálculo da quantidade de líquido acumulada no vertedouro como função da perda de carga total na bandeja, h_t , da perda de carga no vertedouro, h_{ud} , e da altura de espuma ($h_w + h_{ow}$).

$$h_{bc} = \left(\frac{\rho_L}{\rho_L - \rho_G} \right) * (h_t + h_{ud}) + h_w + h_{ow} \quad (3.29)$$

Calctd: Cálculo do tempo de residência do líquido no vertedouro em função da velocidade com que o líquido percorre o vertedouro e da quantidade de líquido acumulada neste.

$$tempo_{residência} = 3600 * \left(\frac{A_d h_{bc}}{Q_L} \right) \quad (3.30)$$

3.5 – AJUSTE DA ÁREA PERFURADA E CARACTERIZAÇÃO DO REGIME DE FLUXO

Segundo FRANK (1977), a área perfurada é o parâmetro mais difícil de se ajustar durante o projeto de uma coluna separadora, pois tal parâmetro afeta bastante a flexibilidade operacional da bandeja. Observa-se que diminuindo a área perfurada, reduz-se a probabilidade de operação na condição de choro e, até certo ponto, aumenta-se a flexibilidade operacional da coluna. No entanto, áreas perfuradas abaixo deste valor podem acarretar inundação prematura devido ao acúmulo de líquido no vertedouro e/ou geração de quedas de pressão elevadas (ECONOMOPOULOS, 1978).

O objetivo do ajuste da área perfurada é, portanto, encontrar um valor para este parâmetro que assegure à bandeja estabilidade operacional sem prejudicar sua flexibilidade. O procedimento utilizado pode ser encontrado com mais detalhes em ECONOMOPOULOS (1978) e em BARNICKI and DAVIS (1989b). Sua descrição é sucintamente explicada a seguir:

1. Visto que as condições de inundação e de choro são, respectivamente, os limites operacionais superior e inferior para a coluna, determina-se o valor da perda de carga total, h_t , para estas condições de operação; sendo o valor mínimo para a condição de choro e o valor máximo para as condições de inundação do vertedouro e perda de carga excessiva.
 - Segundo LOCKETT and BANIK (1986), no ponto de choro da coluna a perda de carga mínima tolerável pode ser estimada como sendo:

$$h_{tmin} = 1,444 h_L + h_{\sigma} \quad (3.31)$$

- Segundo BARNICKI and DAVIS (1989b), a perda de carga máxima é atingida quando há acúmulo excessivo de líquido no vertedouro. No entanto, adicionalmente a este critério, deve-se considerar também o valor permitido para a perda de carga máxima admissível numa bandeja, h_{tmax2} (ECONOMOPOULOS, 1978). Desta forma, tem-se duas expressões distintas, dadas a seguir:

$$h_{tmax1} = \left(0,6 t_s - 0,4 h_w - \frac{h_{ow}}{F_f^{2/3}} \right) * \left(\frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L} \right) - \frac{h_{ud}}{F_f^2} \quad (3.32a)$$

$$h_{tmax2} = \frac{\Delta P_{max}}{g \rho_{Lp}} \quad (3.32b)$$

2. De posse das perdas de carga totais calculadas, determina-se a partir das equações (2.7) e (3.24) a relação entre estas perdas de cargas máxima e mínima e suas respectivas áreas perfuradas associadas.

- Para h_{tmin} ,

$$h_{dmin} = h_{tmin} - h_L - h_\sigma = 50,8 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right) \left(\frac{u_{hmin}}{C_o} \right)^2 * \left(1 + \frac{e_m}{F_w MAS_G} \right) * \left[1 - \left(\frac{A_{hmax1}}{A_a} \right)^2 \right]$$

Rearranjando a expressão acima em termos de A_{hmax} , e considerando que

$$u_{hmin} = \left(\frac{Q_G F_w}{3600 A_{hmax1}} \right), \text{ obtém-se a seguinte expressão:}$$

$$A_{hmax1} = \frac{F_w Q_G}{3600 \sqrt{\left(\frac{F_w Q_G}{3600 A_a} \right)^2 + \left(\frac{C_o^2}{50,8 \cdot 10^{-3}} \right) * \left(\frac{\rho_L F_w Q_G}{\rho_G F_w Q_G + e_m} \right) * (h_{tmin} - h_L - h_\sigma)}} \quad (3.33a)$$

- Para h_{tmax1} ,

$$h_{dmax1} = h_{tmax1} - h_L - h_\sigma = 50,8 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right) * \left(\frac{u_{hmax1}}{C_o} \right)^2 * \left(1 + \frac{F_f e_m}{MAS_G} \right) * \left[1 - \left(\frac{A_{hmin1}}{A_a} \right)^2 \right]$$

Rearranjando a expressão acima em termos de A_{hmin1} , e considerando que

$$u_{hmax1} = \left(\frac{Q_G}{3600 F_f A_{hmin1}} \right), \text{ obtém-se a seguinte expressão:}$$

$$A_{hmin1} = \frac{\left(\frac{Q_G}{F_f} \right)}{3600 \sqrt{\left(\frac{Q_G}{3600 F_f A_a} \right)^2 + \left(\frac{C_o^2}{50,8 \cdot 10^{-3}} \right) * \left(\frac{\rho_L Q_G}{\rho_G Q_G + F_f e_m} \right) * (h_{tmax1} - h_L - h_\sigma)}} \quad (3.34a)$$

- Para h_{tmax2} ,

$$h_{dmax2} = h_{tmax2} - h_L - h_\sigma = 50,8 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right) * \left(\frac{u_{hmax2}}{C_o} \right)^2 * \left(1 + \frac{e_m}{MAS_G} \right) * \left[1 - \left(\frac{A_{hmin2}}{A_a} \right)^2 \right]$$

Rearranjando a expressão acima em termos de A_{hmin2} , e considerando que

$$u_{hmax2} = \left(\frac{Q_G}{3600 A_{hmin2}} \right), \text{ obtém-se a seguinte expressão:}$$

$$A_{hmin2} = \frac{Q_G}{3600 \sqrt{\left(\frac{Q_G}{3600 A_a} \right)^2 + \left(\frac{C_o^2}{50,8 \cdot 10^{-3}} \right) * \left(\frac{\rho_L Q_G}{\rho_G Q_G + e_m} \right) * (h_{tmax2} - h_L - h_\sigma)}} \quad (3.35a)$$

No entanto, na forma em que se apresentam as equações (3.33a), (3.34a) e (3.35a) são de difícil resolução computacional por envolver valores muito próximos a zero, com a geração de grandes gradientes durante a otimização, dificultando a convergência do problema. Por conta disto, um procedimento alternativo foi elaborado a fim de superar esta dificuldade encontrada. No procedimento descrito anteriormente, isolou-se, na equação (3.24), o termo $u_h^2 * (1 - A_f^2)$, para cada condição operacional (inundação ou choro). Já que $A_f = A_h/A_a$,

$$A_h = \left(\frac{Q_G}{3600 u_h} \right) \text{ e } A_a = \left(\frac{Q_G}{3600 u_a} \right), \text{ tem-se a seguinte seqüência de relações:}$$

$$u_h^2 (1 - A_f^2) = u_h^2 \left[1 - \left(\frac{Q_G}{3600 u_h} \cdot \frac{3600 u_a}{Q_G} \right)^2 \right] = u_h^2 \left[1 - \left(\frac{u_a}{u_h} \right)^2 \right] = (u_h - u_a) * (u_h + u_a)$$

Desta forma, as equações (3.33a), (3.34a) e (3.35a) foram descritas em termos dos produtos acima encontrados, gerando as seguintes equações:

$$(u_{hmin} - u_a) * (u_{hmin} + u_a) = \frac{C_o^2 F_w MAS_G * (h_{tmin} - h_L - h_\sigma)}{50,8 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right) * (F_w MAS_G + e_m)} \quad (3.33b)$$

$$(u_{hmax1} - u_a) * (u_{hmax1} + u_a) = \frac{C_o^2 MAS_G * (h_{tmax1} - h_L - h_\sigma)}{50,8 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right) * (MAS_G + e_m F_f)} \quad (3.34b)$$

$$(u_{hmax2} - u_a) * (u_{hmax2} + u_a) = \frac{C_o^2 MAS_G * (h_{tmax2} - h_L - h_\sigma)}{50,8 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right) * (MAS_G + e_m)} \quad (3.35b)$$

Empregando-se tais equações, determinou-se mais facilmente as variáveis u_{hmin} , u_{hmax1} e u_{hmax2} , que são então utilizadas para calcular os valores aceitáveis para a área perfurada, A_{hmax1} , A_{hmin1} e A_{hmin2} , respectivamente.

Complementarmente aos cálculos acima, no ajuste da área perfurada, deve-se ter em mente o seguinte: a área perfurada não deve ser maior que 20% da área ativa da bandeja, pois torna a bandeja estruturalmente frágil e não deve ser menor que 5% desta mesma área, já que diminui bastante o contato entre as correntes líquida e gasosa (BARNICKI e DAVIS, 1989b). Portanto, obtém-se:

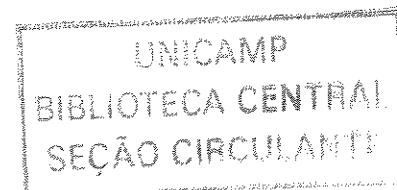
$$A_{hmax} = \text{menor entre} \begin{cases} A_{hmax1} \text{ a partir da equação (3.33a)} \\ 0,20 \cdot A_a \end{cases} \quad (3.36)$$

$$A_{hmin} = \text{maior entre} \begin{cases} A_{hmin1} \text{ a partir da equação (3.34a)} \\ A_{hmin2} \text{ a partir da equação (3.35a)} \\ 0,05 \cdot A_a \end{cases} \quad (3.37)$$

Antes de ser descrito como deve ser feito o ajuste de A_h aos valores estimados pelas relações (3.36) e (3.37), é necessário detectar o tipo de regime de fluxo predominante na operação da coluna.

Isto é conseguido estimando-se o parâmetro área perfurada na transição de fluxo espuma – spray, A_{htrans} . Para sua estimativa, como foi visto no capítulo 2, existem diversas correlações propostas na literatura. No modelo proposto seguiu-se a recomendação de BARNICKI and DAVIS (1989b) e empregou-se a correlação abaixo, desenvolvida por PINCZEWSKI and FELL (1982). Em relação às demais existentes, esta expressão determina quando o regime de spray está completamente desenvolvido, ou seja, define a área perfurada que leva a bandeja e suas perfurações a operarem unicamente no regime de spray. A expressão proposta por PINCZEWSKI and FELL (1982) é dada abaixo:

$$A_{htrans} = \frac{0,91 A_a d_h \text{Ln} \left(\frac{Q_L \sqrt{\rho_L}}{3600 I_w} \right)}{\text{Ln} \left(\frac{u_a \sqrt{\rho_G}}{2,75} \right)} \quad (3.38)$$



Reunindo todas estas informações calculadas anteriormente pelas equações (3.36), (3.37) e (3.38), a seleção da área perfurada deve obedecer aos seguintes critérios (ECONOMOPOULOS, 1978; BARNICKI and DAVIS, 1989b):

- Se $A_{hmax} < A_{hmin}$: algum tipo de dificuldade operacional (inundação ou choro) ocorrerá não importando como a área perfurada seja especificada. Segundo, ECONOMOPOULOS (1978) e BARNICKI and DAVIS (1989b), a melhor escolha, neste caso, é ajustar $A_h = A_{hmax}$ a fim de evitar prematuramente a condição de choro;
- Se $A_{hmax} > A_{hmin}$: o valor ideal para A_h depende do tipo de regime de fluxo predominante, bem como do fato de o sistema ser do tipo σ^0 , σ^+ ou σ^- , segundo a classificação proposta por FELL and PINCZEWSKI (1977) (seção 2.1.1.2). Três possíveis casos podem ocorrer:
 - Se $A_{htrans} > A_{hmax}$, a bandeja não pode operar no regime de spray sem que ocorra a condição de choro. Neste caso, a operação deve acontecer no regime de espuma e, se A_h é ajustado para ser igual a A_{hmin} , a operação dar-se-á no regime de espuma com a maior flexibilidade operacional possível;
 - Se $A_{htrans} < A_{hmin}$, a bandeja não pode operar no regime de espuma sem que ocorra inundação ou perda de carga excessiva. Neste caso, a operação deve ocorrer no regime de spray, e novamente A_h deve ser igual a A_{hmin} para que a máxima flexibilidade operacional seja alcançada;
 - Se $A_{hmax} > A_{htrans} > A_{hmin}$, a máxima flexibilidade operacional é conseguida, fazendo-se $A_h = A_{hmin}$, para sistemas σ^0 e σ^+ , resultando em operação no regime de espuma. Para sistemas σ^- , a flexibilidade operacional é a maior possível fazendo-se $A_h = A_{htrans}$, mantendo a operação no regime de spray. BARNICKI and DAVIS (1989b) recomendam ainda que, nesta última situação, o valor de A_h deva ser ainda maior que o valor A_{htrans} calculado por um fator de segurança α apropriado ($A_h = A_{htrans} + \alpha$, com $0 < \alpha < A_{hmax} - A_{htrans}$).

No modelo desenvolvido, as condições anteriores foram implementadas na forma de restrições às variáveis em questão. O sistema de estudo pode ser classificado como σ^+ , pois a corrente líquida aumenta sua tensão superficial à medida que desce a coluna e perde componentes voláteis, os quais apresentam tensão superficial menor que a água.

Desta maneira, para as condições do sistema estudado, o critério de classificação acima citado torna-se:

$$A_h = \text{menor entre } \{A_{hmin}, A_{hmax}\} \quad (3.39)$$

com A_{hmin} e A_{hmax} fornecidas por (3.36) e (3.37), respectivamente.

3.6 – RESTRIÇÕES OPERACIONAIS À COLUNA DE STRIPPING PROJETADA

De maneira a completar todas as etapas anteriores referentes ao projeto da coluna de stripping, esta seção reuniu algumas das restrições que deveriam ser impostas para garantir o perfeito funcionamento da coluna de stripping.

A primeira destas imposições diz respeito ao grau de remoção de compostos voláteis a ser atingido pela coluna. Nas simulações efetuadas trabalhou-se com três estudos de casos. Para cada situação, tal restrição foi imposta de maneira particular.

No primeiro estudo, conforme será visto no capítulo 5, foram estudadas misturas contendo somente um VOC e água. Para esta condição, foi imposta a restrição (3.40a), a qual força uma remoção mínima de 95,25% da concentração inicial do VOC (em base molar) existente na solução.

$$\frac{x_{N,j}}{x_{o,j}} \leq 0,0475 \quad (3.40a)$$

Nos demais estudos de casos, foram pesquisadas misturas contendo quatro e dez compostos voláteis, respectivamente. Para estes casos, considerou-se que a corrente líquida, após sua passagem na coluna de stripping, deve estar

adequada para seu lançamento final. Foi proposto, portanto, que a concentração final atingida pela água tratada estivesse de acordo com a legislação federal, neste caso, representada pela Resolução CONAMA - Conselho Nacional do Meio Ambiente - Nº 20 de 18 de junho de 1986.

Segundo determina esta resolução, para VOCs clorados, tem-se os dados dispostos na Tabela 3.4. Observando-se a Tabela 3.4, verifica-se que as concentrações finais permitidas para descarte dos VOCs escolhidos para estudo seriam: 1,0 mg/L de Triclorometano, 1,0 mg/L de Tricloroeteno, 1,0 mg/L de cada Dicloroeteno e 0,05 mg/L dos demais VOCs clorados.

Tabela 3.4 – Limites estabelecidos para descarte pela Resolução CONAMA Nº 20 para rios Classe 2.

VOCs Clorados Listados	Valores máximos admissíveis para lançamento em corpos d'água
Tricloroeteno	1,0 mg/L
Clorofórmio (Triclorometano)	1,0 mg/L
Tetracloroeto de Carbono	1,0 mg/L
Dicloroeteno	1,0 mg/L
Compostos organoclorados não listados acima (pesticidas, solventes etc)	0,05 mg/L

Para o segundo caso de estudo, foram consideradas misturas contendo quatro VOCs. Nesta condição, a fim de que fosse garantida uma margem de segurança em relação aos limites de emissão apresentados, decidiu-se dimensionar o sistema para a seguinte condição (3.40b): a soma total das concentrações na saída da coluna não poderia ultrapassar 0,03 mg/L.

$$\sum_{j=1}^4 x_{Nmas, j} \leq 0,03 \quad (3.40b)$$

Para o terceiro estudo de caso, considerou-se misturas contendo dez VOCs clorados. Neste estudo, foi empregada a condição descrita na inequação (3.40c), a qual estabelece que a concentração individual de cada composto não pode ultrapassar 0,03 mg/L:

$$x_{Nmas,j} \leq 0,03 \quad (3.40c)$$

A segunda restrição implementada foi a equação (2.5), a qual estabelece a condição necessária para evitar o acúmulo excessivo de líquido no vertedouro. Nesta admiti-se que o fator de aeração do vertedouro, ϕ_{dc} , vale 0,6 (sistema pouco espumante), conforme recomendado por BARNICKI and DAVIS (1989b), que se baseou no critério adotado pelo Manual Glitsch de destilação.

$$h_{bc} \leq 0,6 * (t_s + h_w) \quad (2.5)$$

A terceira inequação que foi imposta às variáveis do problema foi a que estabelece que a área livre para passagem de líquido na saída do vertedouro fosse menor ou igual à área transversal ocupada pelo mesmo. Esta equação é somente uma imposição para assegurar que o produto $l_w \times d_{cl}$ seja menor que A_d , como é recomendado para a maioria dos autores (ECONOMOPOULOS, 1978; SINNOTT, 1997).

$$l_w d_{cl} \leq A_d \quad (3.41)$$

A quarta restrição trata de evitar que vibrações ocorram na superfície da bandeja, as quais, em excesso, podem causar danos mecânicos à mesma. Segundo LOCKETT (1986), isto pode ser evitado a partir da inequação a seguir, um fator de segurança de 20% foi assumido:

$$u_h \geq 1,20 * \left(\frac{\rho_L}{\rho_G} \right)^{0,5} * \left(\frac{0,6 \cdot g}{C_0} \right)^{1/2,25} * \left(\frac{Q_L \cdot l_p \cdot h_w^2}{3600 \cdot l_w A_f} \right)^{1/9} \quad (3.42)$$

A última inequação imposta ao sistema tem sua justificativa relacionada à selagem do vertedouro, a qual deve ser garantida durante a partida da coluna de stripping. KISTER (1992) recomenda que para garantir uma devida selagem do vertedouro, ou seja, impedir a ascendência da corrente gasosa por este canal, é necessário que, na condição de mínima vazão permitida de corrente líquida, a quantidade de líquido acumulada no vertedouro seja pelo menos duas polegadas maior que o vão deixado entre este e a bandeja inferior, d_{cl} . Um fator de segurança de 30% foi usado nos cálculos. Assim, deve-se ter:

$$h_{bcw} - d_{cl} \geq 1,3 * 0,0508 \cong 0,066 \quad (3.43)$$

onde a quantidade de líquido acumulada no vertedouro em condição de vazão mínima de líquido, h_{bcw} , é dada por:

$$h_{tbcw} = h_w + h_{ow} F_w^{2/3} + (h_{tmin} + h_{ud} F_w^2) * \left(\frac{\rho_L}{\rho_L - \rho_G} \right) \quad (3.44)$$

3.7 - DETERMINAÇÃO DA POTÊNCIA REQUERIDA PARA O TRANSPORTE DE FLUIDOS NO SISTEMA

A determinação da potência requerida para o transporte de fluidos envolve diversos balanços de energia e, para tanto, deve-se identificar os pontos da instalação sujeitos a tais balanços.

Tornou-se necessário, portanto, especificar uma instalação típica para a unidade de stripping. Esta especificação foi realizada baseando-se em informações referentes à instalação de sistemas industriais para transporte de fluidos, apresentadas no Anexo 3. Tais informações permitiram chegar ao layout apresentado na Figura 3.4. Nesta figura, encontram-se especificadas as cotas dos pontos onde o balanço de energia foi realizado, o comprimento das tubulações usadas no transporte da água, algumas das recomendações para colocação de válvulas etc. Os valores numéricos assumidos na simulação efetuada nesta pesquisa estão dispostos nas Tabelas 3.5 e 3.6.

Como esta seção envolve partes distintas do programa computacional elaborado, ela está dividida em dimensionamento do sistema de bombeamento da água contaminada e dimensionamento do sistema de aeração da coluna. Conforme será visto, estes sistemas encontram-se dimensionados em função das vazões máximas admissíveis de líquido e de ar, respectivamente, Q_L/F_f e Q_G/F_f , conforme recomendam AZEVEDO NETTO et al. (1998) e GOMIDE (1997a).

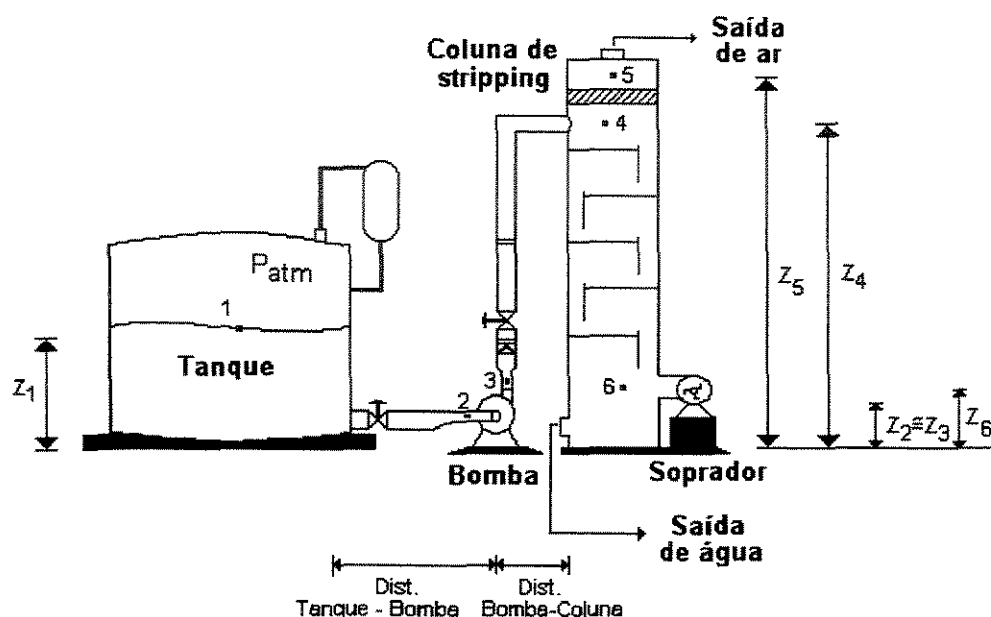


Figura 3.4 – Esquema detalhado da unidade de stripping de voláteis.

Tabela 3.5 – Considerações da Figura 3.4, distâncias entre equipamentos.

Distâncias entre equipamentos	Considerações
Distância entre o tanque e a bomba.	Admiti-se que esta distância é a menor possível. Para efeito de cálculos, assumiu-se que o comprimento equivalente total da tubulação de sucção da bomba, excetuando-se as válvulas e reduções, seria $L_{fixs} = 1,5$ m.
Distância entre a bomba e a coluna de stripping.	Também é admitido que esta distância é a menor possível. Para efeito de cálculos, assumiu-se que o comprimento equivalente fixo da tubulação de recalque da bomba, excetuando-se válvulas, expansões e a parcela em função da altura da coluna, seria $L_{fixr} = 0,7$ m.

Tabela 3.6 – Considerações da Figura 3.4, pressão e cota nos locais de interesse.

Localização dos pontos	Considerações
Ponto 1: P_1, z_1 . No nível de líquido dentro do tanque.	Admitiu-se que a pressão no ponto 1 é igual à pressão atmosférica. A cota deste ponto foi considerada como sendo igual a 1,0m.
Ponto 2: P_2, z_2 . Na sucção da bomba.	A pressão no ponto 2 será calculada via balanço de energia e a sua cota foi tomada como sendo 0,4m.
Ponto 3: P_3, z_3 . No recalque da bomba.	A pressão no ponto 3 será calculada via balanço de energia e a sua cota foi tomada como sendo aproximadamente igual à do ponto 2 (0,4m).
Ponto 4: P_4, z_4 . Na entrada de líquido dentro da coluna.	A pressão no ponto 4 é determinada a partir da pressão do ponto 5 e da perda causada pelo eliminador de névoa. Sua cota é calculada em função da altura da coluna, sendo supostamente em torno de 90% de H_{col} , altura da coluna.
Ponto 5: P_5, z_5 . Acima do último prato, antes de passar pelo eliminador de névoa.	Neste ponto a pressão é admitida ser, pelo menos, 10% maior que a atmosférica, a fim de que seja garantido o escoamento da corrente gasosa para o queimador. Com relação à cota, estimou-se que $z_5 = H_{col}$.
Ponto 6: P_6, z_6 . Entrada de ar na coluna.	A pressão no ponto 6 é calculada em função da vazão de gás e da pressão fornecida pelo soprador. Sua cota foi admitida como sendo em torno de 0,50m.

3.7.1 – Dimensionamento do sistema de bombeamento da água contaminada

O dimensionamento do sistema de bombeamento envolveu a realização de balanços de energia e a verificação da NPSH disponível, conforme foi descrito na secção 2.2.1. Os pontos de interesse, neste caso, foram os pontos 1, 2, 3 e 4 da Figura 3.4 e caracterizados na Tabela 3.6.

Semelhantemente às seções anteriores, algumas suposições foram efetuadas com o intuito de facilitar a modelagem do sistema. Foram elas:

- O sistema de bombeamento considerado é o indicado na Figura 3.4. Foram previstas para as linhas de sucção e recalque uma série de acessórios, os quais visam controlar o seu funcionamento; vide Tabelas 3.7 e 3.8;
- Não há alteração significativa de temperatura no transporte efetuado, de tal forma que o sistema mantém suas propriedades físicas ao longo do transporte;
- A perda de pressão dentro da bomba é considerada desprezível e o diâmetro nos bocais de sucção e de recalque da bomba é o mesmo;
- As tubulações são de aço-carbono com sobreespessura contra corrosão. Outros materiais, principalmente plásticos e fibra de vidro, também têm sido utilizados no transporte de correntes aquosas contendo VOCs;
- A velocidade da corrente líquida na entrada da coluna, ponto 4, é aproximadamente igual à velocidade de saída da mesma na tubulação de recalque;
- A relação diâmetro/altura no tanque contendo a água contaminada é suficientemente grande para que seja desprezada a velocidade de escoamento do líquido no ponto 1;
- O coeficiente de atrito da tubulação corresponde ao de Fanning e foi obtido através da expressão proposta por Churchill (TILTON, 1997), para fluxo em regime turbulento em qualquer ponto das linhas de sucção e recalque:

$$\frac{1}{\sqrt{f_{at}}} = -4 \operatorname{Log} \left[0.27 \left(\frac{\varepsilon}{D_{itub}} \right) + \left(\frac{7}{R_e} \right)^{0.9} \right] \quad (R_e > 4000)$$

- No Quadro 3.1 são apresentados os intervalos permitidos para as velocidades econômicas nas tubulações e nos bocais da bomba, conforme recomendações obtidas em contatos com engenheiros projetistas. Outras recomendações sobre tais velocidades podem ser encontradas no Anexo 3.

Quadro 3.1 – Velocidades econômicas em tubulações.

Local	Faixa de velocidades permitidas (m/s)
Tubulação de sucção:	$0,5 \leq v_{tubs} \leq 0,9$
Tubulação de recalque:	$1,0 \leq v_{tubr} \leq 2,0$
Bocais da bomba:	$1,5 \leq v_{bomb} \leq 5,0$

Fonte: Comunicação pessoal com o Prof. Dr. Reinaldo Sptizner Jr.

- Um fator de segurança de 25% foi usado para as perdas de atrito nos tubos e acessórios, visando levar em conta o seu desgaste com o tempo, conforme recomendado por AZEVEDO NETTO et al. (1998) e por LUDWIG (1995);
- Além do fator de segurança anterior, um adicional é previsto para a potência requerida em função das incertezas existentes quanto a acessórios e condições adversas de processo. AZEVEDO NETTO et al. (1998) recomendam que esta folga seja função da potência requerida pelo sistema, conforme esquema abaixo. Como era esperado que um motor de até 2HP fosse suficiente, empregou-se um fator de 50% na potência estimada para a bomba;

Quadro 3.2 – Fator de segurança para a potência requerida.

Potência exigida	Folga (%)
Até 2HP:	50
De 2 a 5HP:	30
De 5 a 10HP:	20
De 10 a 20HP:	15
Acima de 20HP:	10

As principais constantes introduzidas nesta etapa do modelo são apresentadas abaixo. Adicionalmente, nas Tabelas 3.7 e 3.8, são apresentadas as constantes relacionadas aos acessórios utilizados e a perda de carga que estes impõem ao sistema de bombeamento.

- Eficiência da bomba centrífuga: $E_{f_{bomb}} = 0,60$;
- Pressão de saturação dos componentes mais voláteis em cada caso de estudo: $P_{sat} \cong 1,7 \times 10^4 \text{ Pa}$ (estudos de casos 2 e 3).

Tabela 3.7 – Valores admitidos para o sistema em estudo (linha de sucção).

Linha de Sucção	
Componentes	Considerações
Perdas distribuídas: Comprimento da tubulação Diâmetro da tubulação Perda total (m):	L_{fixs} D_{itubs} $\frac{2 f_{ats} L_{fixs} v_{tubs}^2}{g D_{itubs}}$
Perdas localizadas: Contração do tanque para a canalização Principais acessórios: 1 válvula borboleta (fechamento de 20°) 1 filtro 1 redução excêntrica Perda total (m):	${}^{\$}K_{cont} = 0,50$ ${}^{\$,\#}K_{borb} = 1,54$ ${}^{\&}K_{filtro} = \text{Exp}[0,178 - 0,58 \cdot \text{Ln}(D_{itubs})]$ ${}^{\#}K_{red} = 0,15$ $(K_{cont} + K_{borb} + K_{filtro} + K_{red}) * \frac{v_{tubs}^2}{2g}$

^{\$} Valores típicos de acordo com TILTON (1997);

[#] Valores recomendados por AZEVEDO NETTO et al. (1998);

[&] Valor obtido por ajuste aos dados dispostos em LUDWIG (1995).

Tabela 3.8 — Valores admitidos para o sistema em estudo (linha de recalque).

Linha de Recalque	
Componentes	Considerações
Perdas distribuídas: Comprimento da tubulação Diâmetro da tubulação Perda total (m):	$L_{tr} = L_{fixr} + (Z_4 - Z_3)$ D_{itubr} $\frac{2 f_{atr} L_{tr} v_{tubr}^2}{g D_{itubr}}$
Perdas localizadas: Entrada na coluna de stripping Principais acessórios: 1 válvula de retenção 1 expansão concêntrica gradual 1 placa de orifício 1 válvula borboleta Perda total (m):	$\#K_{ent} = 1,0$ $\#K_{ret} = 2,5$ $\#K_{exp} = 0,30$ $\&dP_{orif} = 1\text{m de coluna d'água}$ $\&\#K_{borb} = 1,54$ $\left(K_{exp} + K_{ent} + K_{ret} + K_{borb} \right) * \frac{v_{tubr}^2}{2g} + 1 * \left(\frac{\rho_L}{\rho_{LP}} \right)$

[§] Valores típicos de acordo com TILTON (1997);

[#] Valores recomendados por AZEVEDO NETTO et al. (1998);

[&] Valor mínimo recomendado por engenheiros projetistas.

Estabelecidas as considerações iniciais, o modelo matemático representativo do sistema de bombeamento da água contaminada foi obtido através de balanços de energia efetuados nos pontos de interesse. As equações resultantes de tais procedimentos foram:

BalBomb1: Balanço de energia entre os pontos 1 e 2, Figura 3.4. Expressa a pressão no ponto 2 em função das perdas de carga existentes no percurso até a sucção da bomba, da diferença de cota existente entre os pontos 1 e 2, e em função da velocidade no bocal de entrada da bomba.

$$P_2 = P_{atm} + \rho_L \cdot g \cdot [(z_1 - z_2) - \left(\frac{v_{bomb}^2}{2g} \right) - \Sigma Fric_s] \quad (3.45)$$

onde $\Sigma Fric_s$ é a perda total de atrito existente no percurso do ponto 1 ao ponto 2, considerando 25% como fator de segurança, dada por:

$$\Sigma Fric_s = 1,25 * \left[\frac{2 f_{ats} L_{fixs} v_{tubs}^2}{g D_{itubs}} + (K_{cont} + K_{borb} + K_{filtro} + K_{red}) * \frac{v_{tubs}^2}{2g} \right]$$

Balbomb2: Balanço de energia entre os pontos 3 e 4, Figura 3.4. Expressa a pressão no ponto 3 em função das perdas de carga existentes no percurso até a entrada da coluna, da diferença de cota existente entre os pontos 3 e 4, e em função da pressão admitida no ponto 4. A fim de garantir que a pressão de entrada do líquido na coluna seja maior que a pressão existente dentro da mesma, calculou-se P_3 para uma pressão 10% maior que P_4 e foi considerado que a velocidade do líquido no ponto 4 é igual à velocidade na tubulação de recalque.

$$P_3 = 1,10 * P_4 - \rho_L \cdot g * \left[\left(\frac{v_{bomb}^2 - v_{tubr}^2}{2g} \right) + (z_3 - z_4) - \Sigma Fric_r \right] \quad (3.46)$$

com $\Sigma Fric_r$ sendo a perda total de atrito existente no percurso do ponto 3 ao ponto 4, considerando 25% como fator de segurança, dada por:

$$\Sigma Fric_r = 1,25 * \left[\frac{2 f_{atr} L_{tr} v_{tubr}^2}{g D_{itubr}} + (K_{exp} + K_{ent} + K_{ret} + K_{borb}) * \frac{v_{tubr}^2}{2g} + dP_{orif} * \left(\frac{\rho_L}{\rho_{LP}} \right) \right]$$

CalcPotb: Estimativa da potência requerida pela bomba para o transporte da água contaminada do tanque até a coluna. Expressa a potência necessária ao transporte da corrente líquida em função das condições operacionais nos pontos 1 e 4, e da perda de carga total.

$$Pot_{bomb} = 1,5 * \frac{MAS_L}{3600 F_r E f_{bomb}} * \left\{ \frac{v_{tubr}^2}{2} + \frac{1,10 \cdot P_4 - P_{atm}}{\rho_L} + g \cdot [(z_4 - z_1) + \sum Fric_{tot}] \right\} \quad (3.47)$$

sendo $\sum Fric_{tot}$ a perda total por atrito existente entre os pontos 1 e 4, dada por:

$$\sum Fric_{tot} = \sum Fric_s + \sum Fric_r$$

Complementando as equações anteriores, tem-se ainda a equação a seguir, que avalia a NPSH disponível no sistema projetado. Assumiu-se que o valor mínimo aceitável para esta variável, NPSH requerido, seria 7m.

DefNPSH: Cálculo da NPSH disponível no sistema.

$$NPSH = \frac{P_{atm} - P_{sat}}{\rho \cdot g} + (z_1 - z_2) - \sum Fric_s \quad (3.48)$$

3.7.2 – Dimensionamento do sistema de aeração da coluna

O dimensionamento deste sistema envolveu, além do cálculo da potência consumida pelo soprador, diversos balanços de energia que visaram caracterizar o perfil de distribuição de pressões existente dentro da coluna de stripping.

Como a maioria das informações existentes em catálogos para a aquisição de sopradores dispõe seus dados em função das condições padrões de 20°C e 1atm, calculou-se as principais variáveis envolvidas na escolha destes equipamentos também nestas condições, conforme procedimento de correção recomendado por POLLAK (1973).

As principais idealizações efetuadas nesta etapa da modelagem consideram que o ar, para os baixos níveis de diferença de pressão a que será submetido, pode ser assumido como fluido incompressível (NAYYAR, 1992), as perdas por atrito dentro do soprador são desprezíveis, a velocidade ótima de projeto do soprador está situada entre 10 e 20m/s ($10 \leq v_{tubG} \leq 20$), a tubulação que transporta ar é de aço-carbono, a mesma expressão de Churchill e um coeficiente de segurança de 25% serão usados para calcular a perda de atrito nos tubos e acessórios, e um fator de segurança adicional de 20% será usado no cálculo da potência requerida para o soprador (LUDWIG, 1984), para levar em conta fatores não previstos no projeto.

A linha de alimentação de ar na coluna pode ser vista em mais detalhes na Figura 3.5 a seguir. Nela, considerou-se que esta linha possui um pequeno trecho de 0,6m compreendido entre a saída do soprador e a entrada na coluna, uma válvula tipo borboleta para controle de fluxo e bloqueio da linha. Demais dispositivos necessários podem ser encontrados em mais detalhes nas recomendações do Anexo 3. Nos cálculos efetuados, admitiu-se que as perdas de carga adicionais destes dispositivos, estão incluídas no fator de segurança atribuído ao sistema.

As constantes necessárias aos cálculos nesta seção estão especificadas a seguir:

- Eficiência do soprador: $E_{f_{sop}} = 0,60$;
- Temperatura Padrão do ar: $T_{std} = 293,15 \text{ K}$;
- Distância entre o soprador e a coluna: $L_{fixG} = 0,6\text{m}$;
- Constante de velocidade para válvula borboleta com ângulo de fechamento em 20° : $K_{borb} = 1,54$ (Fonte: TILTON, 1997);
- Constante de velocidade para a entrada na coluna de stripping: $K_{ent} = 1,0$;
- Diâmetro do bocal de entrada do soprador: $D_{itubG8} = 15 \text{ cm}$;
- Perda de carga no eliminador de névoa: $\Delta P_{elim} = 20 \text{ in H}_2\text{O} \cong (5\text{kPa})$.

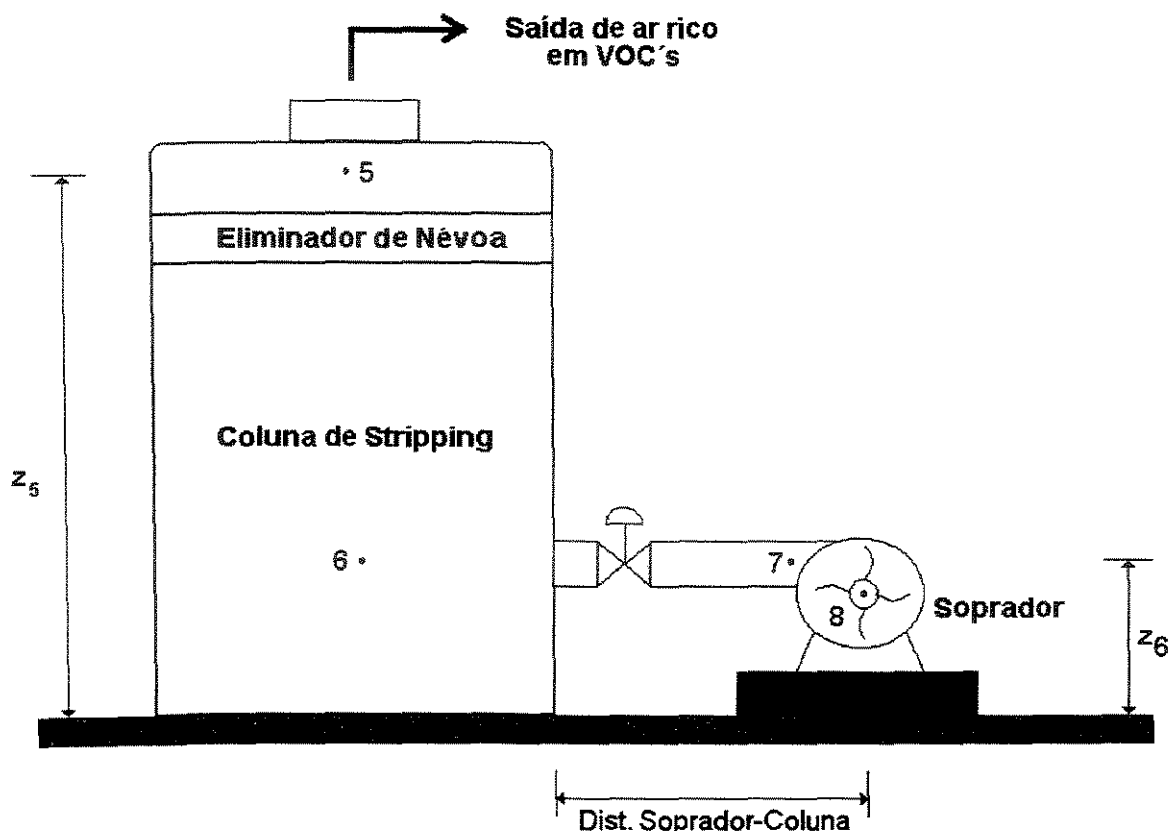


Figura 3.5 – Esquema da linha de fornecimento de ar para a coluna de stripping.

Tendo sido fornecidas as principais constantes necessárias à caracterização do sistema de aeração da coluna, será abordada a descrição das equações que utilizadas para a estimativa da potência consumida pelo soprador.

Efetuando-se balanços de energia entre a sequência de pontos indicados, encontra-se:

Balsop1: Balanço de energia entre a atmosfera e a entrada do soprador (ponto 8, Figura 3.5). Trata-se da aplicação do balanço de energia com a velocidade do ar na atmosfera sendo considerada nula. A pressão no ponto 8 é expressa em termos da velocidade do ar no bocal de entrada do soprador.

$$P_8 = P_{atm} - \rho_G * \left[\frac{V_{tubG8}^2}{2} \right] * (1 + K_{cont}) \quad (3.49)$$

com $V_{tubG8} = \left(\frac{4 \cdot Q_G}{3600 \pi D_{itubG8}^2 F_f} \right)$ sendo a velocidade da corrente gasosa no ponto 8, entrada do soprador.

Balsop2: Balanço de energia entre a entrada (ponto 8) e a saída do soprador (ponto 7). Determinação da potência requerida pelo soprador em função das condições de operação na saída e na entrada do soprador. As perdas de atrito dentro do soprador são consideradas desprezíveis. A velocidade da corrente gasosa é constante na tubulação de saída e está

representada por $v_{tubG} = \left(\frac{4 \cdot Q_G}{3600 \pi D_{itubG}^2 F_f} \right)$.

$$\left(\frac{P_7 - P_8}{\rho_G} \right) + \frac{V_{tubG}^2 - V_{tubG8}^2}{2} - 3600 * \frac{Pot_{sop} \cdot Ef_{sop} \cdot F_f}{1,2 \cdot Mas_G} = 0$$

$$\Rightarrow Pot_{sop} = 1,2 * \left(\frac{MAS_G}{3600 \cdot Ef_{sop} \cdot F_f} \right) * \left(\frac{g \rho_{Lp}}{\rho_G} \right) * [p_s + p_v] \quad (3.50)$$

onde: o fator 1,2 é o fator de segurança empregado nos cálculos, $p_s = \left(\frac{P_7 - P_8}{g \rho_{Lp}} \right)$ é

a diferença de pressão ou altura estática a que está submetido o soprador e $p_v =$

$\frac{\rho_G * (V_{tubG}^2 - V_{tubG8}^2)}{2 g \rho_{Lp}}$ é a diferença de pressão ou altura de velocidade do soprador,

ambas expressas em metro de coluna de água. A soma destas duas últimas parcelas fornece a diferença de pressão total ou altura total a que está submetido o soprador, p_t .

Balsop3: Balanço de energia entre a saída do soprador (ponto 7) e a entrada da coluna (ponto 6). A velocidade da corrente gasosa no ponto 6 é tomada como sendo a velocidade com que a mesma atravessa a área ativa das bandejas, u_a/F_f .

$$\left(\frac{P_6 - P_7}{\rho_G} \right) + \left(\frac{\frac{u_a^2}{F_f^2} - v_{tubG}^2}{2} \right) + \sum Fric_{7 \rightarrow 6} = 0$$

$$\Rightarrow P_7 = P_6 + \rho_G * \left[\left(\frac{\frac{u_a^2}{F_f^2} - v_{tubG}^2}{2} \right) + \sum Fric_{7 \rightarrow 6} \right] \quad (3.51)$$

onde: $\sum Fric_{7 \rightarrow 6}$ é a soma total de todas as perdas por fricção que ocorrem neste trecho de tubulação, a qual inclui as perdas ao longo da tubulação, a perda na válvula e a perda na entrada da coluna; esta última sendo fornecida pela equação de Borda-Carnot:

$$\sum Fric_{7 \rightarrow 6} = 1,25 * \frac{v_{tubG}^2}{2} * \left(K_{borb} + K_{ent} + \frac{4 f_{atG} \cdot L_{fixG}}{D_{itubG}} \right) \quad (3.52)$$

Balsop4: Balanço de energia entre o fundo (ponto 6) e o topo da coluna (ponto 5).

A perda de carga total $\sum Fric_{6 \rightarrow 5}$ é a soma das perdas de carga totais obtidas, tanto nas bandejas e como no eliminador de névoa, na pior condição possível. Um fator de 30% foi empregado como segurança.

$$\left(\frac{P_5 - P_6}{\rho_G} \right) + g * (H_{col} - z_6) + \sum Fric_{6 \rightarrow 5} = 0$$

$$\Rightarrow P_6 = P_5 + \sum Fric_{6 \rightarrow 5} + \rho_G * g * (H_{col} - z_6) \quad (3.53)$$

Sendo:

$$\sum Fric_{6 \rightarrow 5} = 1,3 N_P * (h_{tmax2} * \rho_L * g) + \Delta P_{elim}$$

Através dos balanços energéticos descritos, as principais características do soprador dimensionado foram determinadas para a condição de processo. Assim, a parte final desta etapa é o processo de correção para as condições padrões. Este processo é descrito pelas equações a seguir:

DefQGstd: Obtenção da vazão volumétrica da corrente gasosa na condição padrão e a partir da vazão real e da razão entre a temperatura ambiente e a temperatura nas condições padrões.

$$Q_{Gstd} = \left(\frac{Q_G}{F_r} \right) * \left(\frac{T_a}{T_{std}} \right) \quad (3.54)$$

Defrreal: Cálculo da razão real entre a pressão na saída e na entrada do soprador, r_{real} .

$$r_{real} = \left(\frac{P_7}{P_8} \right) \quad (3.55)$$

Defcreal: Cálculo do fator de correção nas condições reais, fc_{real} , a partir da razão r_{real} .

$$fc_{real} = (r_{real})^{0,283} - 1 \quad (3.56)$$

Defcstd: Cálculo do fator de correção nas condições padrões, fc_{std} , a partir de fc_{real} e da razão entre a temperatura ambiente e a temperatura padrão.

$$fc_{std} = fc_{real} * \left(\frac{T_a}{T_{std}} \right) \quad (3.57)$$

Defrstd: Cálculo da razão entre a pressão na saída e na entrada do soprador nas condições padrões, r_{std} , em função de fc_{std} .

$$r_{std} = (1 + fc_{std})^{3,53} \quad (3.58)$$

DefdPstd: Cálculo da diferença de pressão total, dP_{std} (em Pa), nas condições padrões a partir de r_{std} .

Defptstd: Conversão da diferença de pressão total (em Pa) nas condições padrões para m de coluna de líquido.

Estas duas últimas equações fornecem a relação seguinte:

$$p_{tstd} = \frac{P_g * (r_{std} - 1)}{\rho_{Lp} g} \quad (3.59)$$

DefVgsdt: Cálculo da velocidade da corrente gasosa nas condições padrões.

$$v_{Gstd} = \frac{4 * Q_{Gstd}}{3600 \pi D_{IG}^2} \quad (3.60)$$

Defpvstd: Cálculo da diferença de pressão de velocidade nas condições padrões.

$$p_{vstd} = \left(\frac{T_a}{T_{std}} \right)^2 * p_v \quad (3.61)$$

Defpsstd: Cálculo da diferença de pressão estática nas condições padrões.

$$p_{sstd} = p_{tstd} - p_{vstd} \quad (3.62)$$

Dpotstd: Cálculo da potência consumida pelo soprador se o sistema estivesse nas condições padrões.

$$Pot_{sopst} = 1,2 * \left(\frac{Q_{Gstd}}{3600 \cdot Ef_{sop}} \right) * (g \cdot \rho_{Lp} \cdot p_{tstd}) \quad (3.63)$$

3.8 – ESTABELECIMENTO DA FUNÇÃO OBJETIVO A SER OTIMIZADA

Nesta seção, serão descritas as expressões utilizadas neste trabalho para estimar as funções objetivos da otimização efetuada. De acordo com o que foi descrito na seção 2.3, dois tipos principais de custos podem ser analisados. O primeiro deles representa o custo operacional da planta, que será representado como o custo da energia elétrica consumida durante a operação da bomba e do soprador. Outro tipo de análise sugere que a função objetivo seja o custo fixo necessário ao investimento, englobando custos diretos como a compra e a

instalação de equipamentos e custos indiretos como gastos com impostos e seguros.

Diante da possibilidade de direcionar a análise para qualquer das alternativas acima, efetuou-se a otimização da unidade de stripping de voláteis com duas funções objetivos diferentes, testadas separadamente, cada uma representando uma espécie de custo: custo operacional ou custo fixo.

O custo operacional da unidade de stripping, representado pelo gasto de energia para o transporte dos fluidos à coluna, foi simplesmente calculado através da equação (2.18). O custo fixo foi estimado em função do custo de aquisição dos equipamentos conforme procedimento semelhante ao descrito pelas equações (2.15) a (2.17). Os custos de aquisição de cada equipamento foram obtidos de TURTON et al. (1998) com as devidas correções inflacionárias.

Para a aplicação destas expressões, algumas considerações foram efetuadas. Dentre as suposições feitas, valem destacar:

- O intervalo de tempo no qual o custo operacional foi estimado representa o número de horas trabalhadas por ano;
- Os preços dos equipamentos são calculados por expressões obtidas em TURTON et al. (1998) e SEIDER et al. (1999), baseadas e atualizadas a partir dos diagramas apresentados por ULRICH (1984). Tais preços assumem operação a pressão ambiente e equipamentos fabricados em aço carbono. Estas equações foram obtidas para preços na metade de 1996 e metade de 1982, respectivamente;
- Na expressão para estimativa de custo da carcaça da coluna, como as constantes da equação de custo proposta por TURTON et al. (1998) variavam com o diâmetro da coluna, foi utilizada a expressão proposta por SEIDER (1999), na qual o custo da carcaça é função tanto do diâmetro quanto da altura da coluna;

- A expressão de custo para o soprador não inclui o preço do motor, o qual será calculado separadamente. O custo do motor já está incluído na expressão para cálculo do preço da bomba centrífuga;
- Uma correção foi feita para levar em conta a inflação até julho de 2001;
- Aço inoxidável foi o material considerado para a carcaça da coluna de stripping e seus internos, pois além de boa resistência à corrosão é um dos poucos materiais disponíveis em tabelas de custo. Para tais itens, portanto, são previstos fatores multiplicativos iguais a 4,0 no custo da carcaça da coluna e 2,0 no custo das bandejas e do eliminador de névoa. Para a bomba, seu custo foi estimado considerando que esta seria revestida internamente de aço inoxidável, fator de correção igual a 1,8; e o soprador, visto que este não tem contato com fluidos corrosivos, aço-carbono foi o material empregado.

Tendo em vista as suposições realizadas, algumas constantes foram adicionadas ao modelo a fim de fornecer informações necessárias ao devido emprego das equações utilizadas. As seguintes constantes foram adicionadas:

- Preço do kWh, $R\$/kWh = R\$ 0,18$;
- Número de horas trabalhadas por ano, $N_{horas} = 8000h$;
- *CEP Cost Index* (metade de 1982), $CEP1 = 315$;
- *CEP Cost Index* (metade de 1996), $CEP2 = 382$;
- *CEP Cost Index* (julho de 2001), $CEP3 = 395,3$;
- Cotação do dólar em reais (julho de 2001), $Dolar = 2,50$.

Complementando as constantes acima citadas, os fatores de proporcionalidade considerados na composição do custo fixo da planta encontram-se apresentados na Tabela 3.9 a seguir. Tais valores foram obtidos com o auxílio de engenheiros projetistas, considerando que a unidade de stripping demanda

uma instalação simples, com pouca instrumentação e que deve operar próximo a uma planta com uma certa infra-estrutura montada. Vale notar que custos indiretos como os de engenharia e custos diversos foram aqui tomados como frações diretas do custo dos equipamentos.

Tabela 3.9 – Composição do custo fixo total.

Item considerado	Descrição	Fator de multiplicação
01	Equipamentos principais: coluna, bomba e soprador.	1,0
02	Obras civis	0,6
03	Materiais de instalação: tubulações e acessórios, material elétrico, instrumentação etc.	0,6
04	Montagem de campo – montagem dos equipamentos, montagem de tubulação e estruturas, montagem elétrica, montagem de instrumentação, isolamento e pintura.	0,5
05	Combate a incêndio	-
06	Engenharia	0,4
07	Custos diversos (fretes, impostos, seguros)	0,1
	Subtotal	3,2
	Reservas de projeto (10% do subtotal)	0,32
	Fator final de multiplicação	3,52

Fonte: Comunicação pessoal com o Eng. Paulo Pascon.

Descritas as principais considerações necessárias ao estabelecimento de funções-objetivo, serão apresentadas as equações utilizadas para que fosse atingido tal objetivo. As principais equações são descritas a seguir:

ECostCar: Estimativa do custo da carcaça da coluna de stripping em função da sua altura e do seu diâmetro, conforme recomendação de SEIDER et al. (1999).

$$C_{car} = Dolar * \left(\frac{CEP3}{CEP1} \right) * 4,0 * 1780 * H_{col}^{0,87} * D_c^{1,23} \quad (3.64)$$

ECostBan: Estimativa do custo total das bandejas da coluna de stripping, incluindo eliminador de nevoa, em função de seu número de pratos, de seu diâmetro e do fator quantidade de bandejas, f_{ban} , conforme TURTON et al. (1998).

$$C_{ban} = Dolar * \left(\frac{CEP3}{CEP2} \right) * 2,0 * [(235 + 19,8 * D_c + 75,07 * (D_c^2))] * N_P * f_{ban} \quad (3.65)$$

Com f_{ban} sendo dado pelos valores indicados no quadro a seguir. Como as simulações efetuadas indicavam valores de N_P da ordem de 4 a 10 bandejas, fez-se f_{ban} constante e igual a 2,5.

Quadro 3.3 – Valores assumidos por f_{ban} .

N_P	f_{ban}
1	3,0
4	2,5
7	2,0
10	1,5
> 20	1,0

ECostCol: Estimativa de custo da coluna de stripping. É a soma entre o custo da carcaça e o custo atribuído às bandejas e o eliminador de névoa.

$$C_{col} = C_{car} + C_{ban} \quad (3.66)$$

ECostSop: Estimativa de custo do soprador. É função da *Power of Fluid* = $Pot_{sop} \times Ef_{sop}$, segundo TURTON et al. (1998).

$$C_{sop} = Dolar * \left(\frac{CEP3}{CEP2} \right) * 10^{auxcosp2} \quad (3.67)$$

Onde auxcosp2 é dada por:

$$auxcosp2 = 2,9945 + 0,9542 * \text{Log}(10^{-3} * Pot_{sop} * Ef_{sop})$$

ECostMSP: Estimativa de custo do motor do soprador, segundo TURTON et al. (1998). E função da *Shaft Power* do motor, aqui considerada a própria potência requerida pelo soprador. Foi escolhido um modelo elétrico e à prova de explosão.

$$C_{Msop} = Dolar * \left(\frac{CEP3}{CEP2} \right) * 10^{auxcosm2} \quad (3.68)$$

Onde auxcosm2 é dada por:

$$auxcosm2 = 2,3006 + 1,0947 * \text{Log}(10^{-3} * Pot_{sop}) - 0,1016 * \left[\text{Log}(10^{-3} * Pot_{sop}) \right]^2$$

ECostBom: Estimativa de custo da bomba centrífuga, segundo TURTON et al. (1998). E uma função da potência consumida pela bomba.

$$C_{bomb} = Dolar * \left(\frac{CEP3}{CEP2} \right) * 1,8 * 10^{auxcosb2} \quad (3.69)$$

Onde auxcosb2 é dada por:

$$auxcosb2 = 3,5793 + 0,3208 * \text{Log}(10^{-3} * Pot_{bomb}) + 0,0285 * \left[\text{Log}(10^{-3} * Pot_{bomb}) \right]^2$$

ECostEq: Cálculo do custo total de aquisição dos equipamentos. É a soma dos custos de aquisição dos principais equipamentos da unidade: coluna, soprador e bomba.

$$C_{Eq} = C_{col} + C_{sop} + C_{Msop} + C_{bomb} \quad (3.70)$$

Ecostfix: Cálculo do custo fixo da unidade a partir do custo de aquisição dos equipamentos. É igual ao produto entre o custo dos equipamentos versus o fator multiplicativo dado na Tabela 3.9.

$$C_{fix} = C_{Eq} \cdot \text{Fator Final de Multiplicação} \quad (3.71)$$

EcostOp: Estimativa do custo operacional a partir da equação (2.18), representado pelo gasto de energia para transporte dos fluidos à coluna de stripping.

$$COP = 10^{-3} \cdot (Pot_{bomb} + Pot_{sop}) \cdot (R\$/kWh) \cdot (\text{tempo base}) \quad (2.18)$$

As variáveis COP e Cfix foram as funções objetivo otimizadas na planta de stripping de VOCs clorados proposta. De posse de tais funções, realizou-se simulações alterando a composição da água contaminada e a eficiência de bandeja de Murphree, entre outros fatores. Os resultados destas simulações serão apresentados no capítulo 5.

No próximo capítulo será tratada a resolução de problemas de otimização como o descrito pela formulação matemática aqui apresentada. Também serão discutidos alguns aspectos do software usado para a realização da otimização do modelo proposto, o GAMS. Além de discutir-se um pouco sobre os *solvers* disponíveis neste pacote, serão discutidos os principais problemas surgidos durante a otimização do modelo, bem como as medidas que foram tomadas para a superação destes.

CAPÍTULO 4

Otimização do Modelo Proposto

No capítulo anterior, foram descritas as etapas que compõem a modelagem da Unidade de Stripping, onde foram apresentadas as equações constituintes do modelo computacional proposto e as suposições levadas a cabo durante este estágio desta pesquisa.

De acordo com o que foi mostrado na modelagem do problema, o modelo proposto apresenta muitas variáveis (número de pratos, diâmetros de tubulações, parâmetros internos da coluna etc.), além de uma gama de relações lineares e não-lineares, sujeitas a restrições de igualdade e desigualdade. Um problema de otimização desta natureza constitui rigorosamente um problema de Programação Mista Inteira e Não-Linear (PMINL). Entretanto, devido a dificuldades na convergência do modelo como um problema de PMINL, o modelo construído foi resolvido considerando todas as variáveis contínuas, ou seja, o problema de PMINL foi transformado num problema de PNL – Programação Não-Linear.

Sendo assim, no capítulo atual será abordada a otimização deste problema pelo pacote computacional GAMS, procurando mostrar os métodos de resolução existentes neste pacote. As principais dificuldades encontradas na otimização e as medidas tomadas para a superação destas também serão brevemente comentadas.

4.1- A NATUREZA DO PROBLEMA EM ESTUDO

Como foi dito no Capítulo 3, o modelo construído para a representação da unidade de stripping proposta possui uma série de equações que definem e estimam as variáveis envolvidas no problema, as diferentes funções objetivos otimizadas (COP e Cfix), além de estabelecerem conjuntos de restrições ligados a parâmetros de controle, os quais garantem o devido funcionamento do sistema.

Por apresentar equações não-lineares, tais como exponenciais, logaritmos e leis de potência, e variáveis que assumem valores contínuos e inteiros (no caso do número de pratos da coluna), a rigor o problema de otimização aqui proposto seria classificado como PMINL. No entanto, o grau de complexidade do problema dificultou sua convergência nestes moldes. Desta forma, tal problema de otimização foi tratado como um problema de PNL onde as variáveis inteiras foram consideradas contínuas sendo, oportunamente, o número de pratos requerido na coluna aproximado para os valores inteiros mais próximos.

A formulação do problema de otimização proposto pode ser visualizada a seguir:

minimizar Custo

Sujeito às restrições:

Equações

- Cálculo da altura da coluna;
- Definição dos parâmetros envolvidos no projeto da bandeja;
- Cálculo da perda de carga por prato e do diâmetro da coluna;
- Identificação do tipo de regime de fluxo predominante;
- Ajuste da área perfurada da bandeja;
- Dimensionamento da bomba e do soprador;
- Estimativa do custo da planta etc.

Inequações

- Restrições operacionais da coluna de stripping;
- Restrições ao dimensionamento dos equipamentos.

Devido à natureza das equações que compõem o modelo proposto, a resolução de um problema como este descrito acima é conseguida em geral com o emprego de pacotes computacionais que contenham *solvers* (programas otimizadores) especializados na resolução de problemas de otimização não-lineares. Alguns destes podem ser encontrados em EDGAR and HIMMELBLAU (1989) e em PINTO (2000).

De um modo geral, um problema de otimização não-linear com restrições pode ser representado da seguinte forma:

$$\begin{array}{ll}
 \text{Minimizar} & F(x) \\
 & x = [x_1 \ x_2 \ \dots \ x_n]^T \\
 \text{Sujeito a:} & \\
 & h(x) = 0 \quad \quad \quad (\text{restrições de igualdade}) \\
 & g(x) \leq 0 \quad \quad \quad (\text{restrições de desigualdade})
 \end{array}$$

sendo x o vetor contendo as variáveis do problema, $F(x)$ a função objetivo e $h(x)$, $g(x)$ conjuntos de funções geralmente não-lineares das mesmas variáveis.

Soluções ótimas para um problema de programação não-linear desta natureza geralmente não são garantidas como sendo ótimos globais, visto que isto somente pode ser provado quando o conjunto de restrições $h(x)$ é linear, e $F(x)$ e o conjunto de restrições $g(x)$ são convexas (EDGARD and HIMMELBLAU, 1989; RARDIN, 1998). Assim sendo, como na maioria dos problemas reais as funções não-lineares existentes não são ou não podem ser caracterizadas como convexas na região de definição do problema, os métodos de resolução de problemas PNL baseiam-se geralmente na procura de soluções que satisfaçam condições de otimalidade locais, também conhecidas como condições de Karush-Kuhn-Tucker. Desta forma, a princípio, somente é garantida a obtenção de uma solução ótima local (EDGARD and HIMMELBLAU, 1989).

Existem diversas abordagens para a resolução de problemas de otimização não-lineares com restrições. Em geral, a resolução do problema de otimização é conseguida partindo-se de uma estimativa inicial e procurando-se por pontos factíveis que proporcionem uma melhora no valor assumido pela função objetivo, o que corresponde a uma diminuição para problemas de minimização ou um aumento para problemas de maximização (EDGARD and HIMMELBLAU, 1989).

De um modo geral, as principais famílias de métodos empregados na resolução de problemas de otimização não-lineares sujeitos a restrições pertencem aos seguintes grupos (FLOUDAS, 1995):

1. Métodos que aplicam o conceito de Função Penalidade: Nestes métodos um termo de penalidade é adicionado à função objetivo para qualquer violação das restrições de igualdade e desigualdade. O problema restrito é transformado em um problema irrestrito ou em uma seqüência de subproblemas irrestritos. Uma seqüência de pontos inviáveis é criada e, quando o parâmetro de penalidade é grande o bastante, os pontos gerados aproximam-se da solução ótima exteriormente à região de viabilidade do problema;
2. Métodos que aplicam Funções de Barreira: Semelhantemente aos métodos que aplicam funções de penalidade, estes métodos transformam o problema em um problema irrestrito ou em uma seqüência de subproblemas irrestritos por meio da introdução de uma função de barreira (penalidade interior), a qual evita que os pontos gerados deixem a região de viabilidade do problema. Desta forma, uma solução ótima do problema restrito é gerada no limite da seqüência de pontos factíveis;
3. Métodos que aplicam Projeção do Gradiente: Estes métodos procuram melhorar a busca de direções viáveis para o problema projetando o gradiente da função objetivo no espaço de nulidade dos gradientes gerados pelas restrições de igualdade e pelas restrições ativas de desigualdade. No caso de

problemas não-lineares, correções normalmente são introduzidas para direcioná-lo à região de viabilidade do problema;

4. Métodos baseados em Programação Linear Sucessiva (SLP): Estes métodos são adaptados à resolução de problemas com restrições lineares. Em cada iteração, o problema de programação não-linear é linearizado em torno de um ponto e uma sequência de problemas de programação linear é formulada aproximando-se a função objetivo e restrições não-lineares pelas respectivas séries de Taylor de primeira ordem. Em vista disso, métodos para solução de problemas de programação linear são empregados na resolução do problema de PNL;
5. Métodos baseados em Programação Quadrática Sucessiva (SQP): Estes métodos buscam melhorar a velocidade de convergência dos métodos de SLP empregando-se uma aproximação de segunda ordem ao problema original. A cada iteração o problema não-linear é transformado em subproblemas mais simples de programação quadrática e métodos como o de Newton são aplicados para a resolução direta das condições de otimalidade do problema original;
6. Métodos baseados no conceito de Gradiente Reduzido (Gradiente Reduzido Generalizado, GRG): Nestas metodologias, o problema com restrições é transformado num problema sem restrições equivalente através do emprego de técnicas baseadas no conceito de gradiente reduzido, o qual é empregado para linearizar a função objetivo e as restrições não-lineares do problema original. Em função das restrições existentes, o problema original tem sua dimensionalidade reduzida a um subconjunto independente de variáveis, onde a direção de busca e o gradiente são expressos em termos das variáveis independentes do problema.

Uma breve discussão a respeito da eficiência dos métodos existentes para resolução de problemas restritos de programação não-linear pode ser encontrada em PINTO (2000). Neste texto o autor afirma que métodos baseados em funções

penalidade e barreira são considerados obsoletos e que o método SLP, embora seja de fácil implementação, apresenta problemas de convergência quando a solução ótima não se encontra nos vértices. Segundo o autor, os métodos GRG apresentam bom desempenho em problemas que envolvem um número significativo de restrições lineares, e em casos onde as derivadas analíticas das funções não-lineares podem ser supridas. Ainda de acordo com PINTO (2000), para problemas de pequeno e médio porte, o método SQP é considerado o melhor por diversos autores, no entanto, para problemas de grande porte não há ainda consenso sobre qual o melhor método a ser empregado.

4.2- O PACOTE COMPUTACIONAL GAMS

O GAMS (General Algebraic Modeling System) é um pacote computacional aplicado na resolução de problemas de otimização matemática e que foi desenvolvido no Centro de Pesquisa e Desenvolvimento do Banco Mundial em Washington com o objetivo de permitir que modelos com diferentes graus de complexidade e de tamanho pudessem ser resolvidos em diferentes tipos de computadores sem qualquer prejuízo (BROOKE et al., 1996).

Atualmente este pacote computacional é bastante conhecido, sendo empregado na resolução de problemas relacionados com as mais diversas áreas do conhecimento: engenharias, ciências econômicas, administração e organização de empresas, matemática etc. Seu grande sucesso, segundo BROOKE et al. (1996), deve-se principalmente a facilidades advindas de sua estrutura, a qual permite que:

- Toda a informação necessária para entender o modelo, dados e especificações lógicas, esteja reunida em um único documento, a declaração do modelo em linguagem GAMS;
- Textos explicativos possam ser incluídos para a definição de todos os símbolos e estejam associados quando quer que os valores associados sejam

apresentados, facilitando desta maneira a identificação de variáveis, parâmetros, constantes, equações etc;

- O GAMS não contenha nenhum editor especial para textos e gráficos. Sua arquitetura permite, deste modo, que o usuário empregue o editor que lhe convenha, dispensando o aprendizado de comandos de editoração particulares do próprio GAMS na implementação dos modelos;
- Internamente exista uma série de algoritmos para a resolução de problemas de otimização. Tais algoritmos possibilitam a resolução de um determinado problema por vários *solvers*, ou seja, por programas otimizadores diferentes, permitindo ao usuário fazer comparações entre os diversos *solvers* na resolução de um mesmo problema;
- Todos os programas otimizadores existentes sejam acessados sem modificação na representação do modelo construído pelo usuário, ou seja, uma única representação do modelo pode ser aplicada para a resolução nos diversos programas otimizadores;
- Este pacote possua uma extensa biblioteca contendo aplicações de modelos implementados em GAMS para a resolução de diversos problemas-exemplo conhecidos da literatura. Isto, além de contribuir para o aprendizado de novos usuários, auxilia na construção de modelos e na resolução de problemas mais complexos, uma vez que tais exemplos podem ser alterados e aplicados a outras situações.

Os programas otimizadores existentes no GAMS permitem que problemas de Programação Linear (PL), Não-Linear (PNL), Mista-Inteira (PMI), Mista-Inteira e Não-Linear (PMINL) entre outros possam ser resolvidos. A atuação do GAMS consiste em gerenciar os programas otimizadores e estabelecer a conexão entre estes e o modelo construído.

Por conta de vantagens como as acima descritas, o GAMS foi aplicado nos estudos de casos aqui propostos.

4.2.1- Resolução de problemas de programação não-linear pelo GAMS

As versões do GAMS que existem no LSOPQ – Laboratório de Simulação e Otimização de Processos Químicos – são a 2.50 e 2.54. No entanto, esta última foi adquirida há pouco tempo, de tal forma que a grande maioria dos resultados encontrados foi obtida com a versão 2.50. Esta versão disponibiliza dois programas otimizadores para a resolução de problemas de PNL, são eles: MINOS e CONOPT; este último em duas versões. Abaixo são citadas algumas das características básicas destes programas.

- MINOS 5

É um *solver* capaz de resolver problemas de otimização que podem ser expressos da forma abaixo, podendo ser problemas de Programação Linear (PL), Programação Não-Linear e Programação Mista-Inteira Não-Linear Relaxada (PMINLR). Segundo BROOKE et al. (1996), este *solver* é mais adaptado à resolução de problemas onde o modelo possui um número de variáveis muito maior que o número de restrições e quando existem poucas restrições não-lineares.

$$\text{Minimizar} \quad F(x) + c^T x + d^T y \quad (1)$$

Sujeito a

$$f(x) + A_1 y \leq b_1 \quad (2)$$

$$A_2 x + A_3 y \leq b_2 \quad (3)$$

$$l \leq x, y \leq u \quad (4)$$

onde aqui o símbolo $\leq$ representa os tipos de restrições que podem ser definidas usando o GAMS ($=, \leq, \geq$), x representa o vetor que contém as variáveis não-lineares (aquelas presentes em restrições não-lineares), y o vetor que contém as variáveis lineares, os vetores c, d, b_1, b_2, l, u e as matrizes A_1, A_2 e A_3 são

constantes, e $F(x)$ e $f(x)$ são, respectivamente, uma função escalar e um vetor de funções com primeiras derivadas existentes.

Em problemas contendo restrições não-lineares, este programa otimizador foi projetado para obter soluções localmente ótimas, onde aplica um algoritmo de Projeção do Lagrangeano. A cada seqüência de iterações é requerida a solução de um subproblema restrito linearmente, o qual contém versões linearizadas das restrições não-lineares e as restrições lineares originais (BROOKE et al., 1996).

A cada iteração k , o problema original é, então, convertido em um subproblema onde a função objetivo corresponde a uma função Lagrangeana Aumentada contendo uma função penalidade quadrática modificada, como mostrado abaixo. GAMS/MINOS emprega, então, o algoritmo do gradiente reduzido para a resolução deste subproblema (BROOKE et al., 1996).

$$\text{Minimizar } F(x) + c^T x + d^T y - \lambda_k^T (f - \bar{f}) + 0.5 p (f - \bar{f})^T (f - \bar{f}) \quad (5)$$

Sujeito a

$$\bar{f} + A_1 y \leq b_1 \quad (6)$$

$$A_2 x + A_3 y \leq b_2 \quad (7)$$

$$l \leq x, y \leq u \quad (8)$$

onde λ_k é o multiplicador de Lagrange associado às restrições não-lineares, p é um parâmetro de penalidade e $\bar{f} = \bar{f}(x_k)$ é a aproximação linear de $f(x)$ no problema original, dada por: $\bar{f}(x_k) = f(x) + \text{Jacobiano}_k (x - x_k)$.

- CONOPT

É um *solver* capaz de resolver problemas de programação não-linear no formato a seguir. O modelo original, antes de ser resolvido pelo CONOPT, é primeiramente convertido nesta forma, o que é conseguido pela introdução de variáveis de folga *slack variables* em todas restrições de desigualdade do modelo.

$$\text{Minimizar } F(x) \quad (1)$$

Sujeito a

$$G(x) = b \quad (2)$$

$$l \leq x \leq u \quad (3)$$

onde aqui x representa o vetor que contém as variáveis de interesse, b é o vetor contendo os termos independentes das equações, l e u são vetores contendo os limites inferiores e superiores para as variáveis, $F(x)$ é a função objetivo e $G(x)$ um conjunto de funções não-lineares diferenciáveis que definem o modelo.

Este *solver* baseia-se no algoritmo conhecido como GRG – Gradiente Reduzido Generalizado – para a resolução dos problemas, sendo considerado por BROOKE et al. (1996) como o *solver* mais apropriado para a resolução de modelos contendo muitas restrições não-lineares e com poucos graus de liberdade. Seu algoritmo pode ser resumido da seguinte forma genérica (BROOKE et al., 1996):

1. Inicialização e obtenção de uma solução factível;
2. Seleção de um conjunto de n variáveis básicas, x_b , tal que a submatriz B da coluna de variáveis básicas da matriz Jacobiana seja não-singular. Fatorização de B . As variáveis remanescentes, x_n , são as variáveis não-básicas;
3. Resolução da equação: $B^T u = dF/dx_b$, sendo u o vetor dos multiplicadores de Lagrange;
4. Cálculo do gradiente reduzido, $r = dF/dx - Jacobiana^T u$. r é, por definição, zero para as variáveis básicas;
5. Se r ao ser projetado nos limites das variáveis e restrições é pequeno, então pare. O ponto em questão é próximo ao ótimo;
6. Selecione um conjunto de variáveis superbásicas, x_s , como um subconjunto de variáveis não-básicas que provavelmente pode

ser mudado, e encontre uma direção de busca, d_s , para as variáveis superbásicas baseadas em r_s e, possivelmente, em alguma informação de segunda ordem;

7. Efetue uma busca em linha (*line search*) ao longo da direção d . Para cada etapa, x_s é alterado na direção d_s e x_b é ajustado para satisfazer $G(x_b, x_s) = b$ através de um processo pseudo-Newtoniano usando B fatorada na etapa 3;
8. Volte à etapa 2.

Comparado ao *solver* MINOS, CONOPT possui um método bastante rápido de encontrar uma solução factível, pois apresenta um passo de pré-processamento no qual equações recursivas são resolvidas e removidas do modelo. Adicionalmente, variáveis intermediárias usadas somente para a definição de termos da função objetivo são eliminadas do modelo e as restrições são introduzidas na função objetivo (BROOKE et al., 1996).

Nas simulações efetuadas, visto que o problema proposto apresentava bastantes equações não-lineares e um número de variáveis próximo ao número de equações (baixo grau de liberdade) foi empregado o *solver* CONOPT2, a segunda versão do *solver* CONOPT, para a resolução do problema em estudo. Esta versão, comparada a original, apresenta uma série de vantagens advindas de subprogramas e ferramentas auxiliares adicionais, os *options*, que podem ser ativados a fim de facilitar a resolução do problema e aumentar o desempenho da otimização.

A estratégia aplicada na resolução do referido problema consistiu em abordá-lo por etapas, isto é, à medida que o modelo era construído, resultados parciais eram obtidos e avaliados quanto à coerência numérica entre as variáveis de interesse.

A otimização do modelo matemático proposto apresentou várias dificuldades de resolução pelo pacote GAMS. Observou-se que a partir da

introdução do cálculo do número de bandejas necessários na coluna o modelo atingiu um grau de complexidade que não permitiu a obtenção de configurações ótimas com resultados coerentes fisicamente. Assim sendo, foi terminada a elaboração do restante do modelo (dimensionamento de bomba e soprador) separadamente e, posteriormente, voltou-se a abordar o problema como um todo.

A fim de superar as dificuldades encontradas, algumas medidas foram necessárias:

- Imposição de limites a praticamente todas às variáveis de interesse. Com o estabelecimento de limites para algumas variáveis, os limites das demais foram impostos em função dos anteriores na forma de equações. Em variáveis que não se tinha nenhuma informação a respeito da ordem de grandeza dos valores assumidos, limites mais amplos de valores foram impostos;
- Melhoramento das estimativas iniciais, ou seja, tentativa de inicialização do problema com uma estimativa viável. Isto foi conseguido após a elaboração da matriz de incidência do problema, a qual permitiu elaborar uma seqüência de cálculo onde fosse necessária a inicialização de somente poucas variáveis. Caracterizada tal seqüência, um programa em linguagem Fortran foi construído para fornecer informações a respeito das restrições que não haviam sido satisfeitas. Alterando-se os valores das variáveis de entrada deste programa, conseguiu-se, em boa parte dos casos, reduzir a soma das inviabilidades na estimativa inicial para valores da ordem de 10^{-3} a 10^{-2} ;
- Escalamento das variáveis. Foi empregado o procedimento automático existente no *sol/ver* CONOPT2, através do *option lsscal = true*. Embora BROOKE et al. (1996) alertem que o emprego deste procedimento pode não resolver todos os problemas de falta de escala no modelo proposto, o procedimento melhorou bastante a convergência e, mesmo em casos de estimativas iniciais bem afastadas da região de viabilidade, as

soluções obtidas com este procedimento foram praticamente as mesmas.

No capítulo 5 a seguir, estão dispostos os resultados e as principais discussões sobre a otimização da unidade de stripping para alguns dos problemas estudados dentro da formulação geral existente no capítulo 3.

CAPÍTULO 5

Resultados e Discussões

O presente capítulo contém os resultados obtidos da otimização de problemas específicos gerados a partir da formulação geral descrita no capítulo 3. Foram pesquisados três estudos de casos ou classes de problemas específicos para a otimização do sistema. Enquanto eram obtidos os resultados, diversos testes foram efetuados para constatar os efeitos de determinados parâmetros nas funções objetivos e para explicar as variações encontradas. Por se tratarem de problemas onde a obtenção de um ótimo global não é garantida, testes complementares também foram realizados com o objetivo de refinar as soluções ótimas obtidas.

Em todos os estudos de casos, além de otimizar-se funções objetivo diferentes (custo operacional e custo fixo), por não se estar calculando a eficiência da bandeja, realizou-se simulações com dois valores fixos: 30 e 60%. Tais valores estão baseados nas informações de SINNOTT (1997), BERANEK (2001), os quais admitem eficiências globais variando entre 40 e 60% para colunas de absorção e stripping. Desta forma, acredita-se que a abrangência de análise do problema proposto será ampliada, já que serão delimitadas as incertezas que podem surgir quando é suposta uma certa eficiência de bandeja.

As principais diferenças existentes entre um estudo de caso e outro são a vazão da corrente líquida que alimenta a coluna de stripping, a concentração inicial, o número de VOCs presentes na água contaminada e a forma com que a

restrição (3.40), relacionada à concentração da corrente líquida que deixa a coluna de stripping, é imposta ao sistema. Além destas diferenças, em cada estudo efetuado, um objetivo distinto foi proposto em função do conjunto de dados obtido. Estas informações estão dispostas na Tabela 5.1, a seguir:

Tabela 5.1- Principais informações sobre os estudos de casos considerados.

	Estudo de Caso 1:	Estudo de Caso 2:	Estudo de Caso 3:
Nº. de VOCs na água contaminada	1	4	10
Concentração inicial de cada VOC presente na água, $x_{o,j}$ (ppm base molar)	5	5, 50, 150 e 250	10
Vazão da corrente líquida, Q_L (m ³ /h)	6,80	10,0	15,0
Restrição (3.40)	$\frac{x_{N,j}}{x_{o,j}} \leq 0,0475$	$\sum_{j=1}^4 x_{Nmas,j} \leq 0,03$	$x_{Nmas,j} \leq 0,03$
Objetivo principal	Comparar os fatores de stripping ótimos recomendados por LI and HSIAO (1991) e os obtidos na otimização aqui efetuada.	Comparar as configurações ótimas obtidas nas simulações em função de $x_{o,j}$ e da perda de carga máxima admissível nos pratos, ΔP_{max} .	Otimizar um sistema contendo mais VOCs e com uma vazão de alimentação de líquido maior.

Tendo em vista todo o conjunto de suposições assumido para a constituição dos problemas em estudo, espera-se que os resultados sejam mais significativos do ponto de vista qualitativo, ou seja, tem-se interesse principalmente no estabelecimento de relações entre as variáveis e as funções objetivo otimizadas. Desta forma, serão destacadas nos resultados encontrados

algumas tendências específicas, associadas às características de cada estudo efetuado, e algumas das tendências observadas em todos os estudos de casos, as quais estarão presentes nas conclusões apresentadas no capítulo 6.

Considerando o número de variáveis de interesse obtido em cada simulação (mais de 180), foi necessário selecionar aquelas que representavam as informações mais relevantes. Desta forma, para cada simulação, cerca de 30 variáveis foram escolhidas e estão dispostas nas tabelas existentes no Anexo 4. Aqui, conforme será visto, procurou-se deter naquelas diretamente relacionadas aos custos dos equipamentos e à operação da unidade de stripping otimizada.

5.1- ESTUDO DE CASO 1: MISTURAS BINÁRIAS (VOC + ÁGUA)

Neste estudo de caso foram simuladas misturas binárias (VOC + água) contendo uma concentração de 5ppm (base molar) de cada um dos seguintes compostos:

- 1,2-Dicloroetano (Constante de Henry = 61,20 atm);
- 1,2-Dicloropropano (Constante de Henry = 156,80 atm);
- 1,1,1-Tricloroetano (Constante de Henry = 273,56 atm);
- 1,1-Dicloroetano (Constante de Henry = 303,00 atm);
- Hexaclorobutadieno (Constante de Henry = 572,70 atm).

Em função das condições anteriormente descritas para este problema, foram efetuadas simulações diferindo na eficiência de bandeja de Murphree e na função objetivo (custo operacional ou custo fixo) para cada VOC estudado.

O problema de otimização em linguagem própria do pacote GAMS apresentou as informações estatísticas mostradas a seguir, as quais fornecem uma idéia do grau de complexidade do problema abordado. Segundo BROOKE et al. (1996), tais informações constituem:

- **BLOCKS OF EQUATIONS** ou **VARIABLES**: Contagem do número de variáveis ou de equações em blocos, onde variáveis e equações indexadas representam uma única variável ou equação;
- **SINGLE EQUATIONS** ou **VARIABLES**: Contagem do número de variáveis ou de equações individualmente. Cada variável ou equação indexada representa uma equação distinta para valores diferentes do índice considerado;
- **NON ZERO ELEMENTS**: Número de coeficientes não-nulos existente na matriz que representa o problema;
- **NON LINEAR N-Z**: Número de elementos não-nulos que pertencem a entradas não-lineares na matriz do modelo considerado;
- **CODE LENGTH, DERIVATIVE** e **CONSTANT POOL**: Não há uma definição sobre o significado específico destas informações. BROOKE et al. (1996) informa somente que todas são importantes para a avaliação do grau de não-linearidade do problema e que **CODE LENGTH** é um bom critério para avaliar a complexidade de diferentes não-linearidades como funções exponenciais, logaritmos, leis de potências etc. Nenhuma informação mais detalhada é fornecida.

MODEL STATISTICS:

BLOCKS OF EQUATIONS	178	SINGLE EQUATIONS	178
BLOCKS OF VARIABLES	181	SINGLE VARIABLES	181
NON ZERO ELEMENTS	510	NON LINEAR N-Z	277
DERIVATIVE POOL	12	CONSTANT POOL	100
CODE LENGTH	3875		

De acordo com as definições fornecidas, tem-se para este estudo de caso 178 equações ou blocos de equações e 181 variáveis ou blocos de variáveis. Além disso, verifica-se pelo número de elementos em equações não-lineares, igual a 277, e pelo elevado valor de CODE LENGTH que o modelo construído é realmente bastante complexo e, portanto, de difícil resolução.

As informações acima justificam as dificuldades encontradas na otimização do modelo construído e as medidas tomadas para superá-las, as quais foram listadas no capítulo 4. Conforme citado neste mesmo capítulo, este problema e demais estudos de casos foram resolvidos preferencialmente com o solver Conopt2, sendo demais *solvers* também empregados em alguns casos onde Conopt2 apresentou dificuldades na resolução.

5.1.1 - Estudo de Caso 1: Discussão dos resultados obtidos

Os resultados encontrados para cada VOC estudado nas simulações realizadas podem ser vistos nas Tabelas 5.2 a 5.6, bem como nos gráficos delas obtidos. Nelas, a primeira coluna expõe as diferenças de uma simulação em relação à outra, baseadas no valor adotado para a eficiência de bandeja de Murphree e na função objetivo que foi otimizada.

Verifica-se que diversos resultados são apresentados para uma mesma condição de eficiência de bandeja e função objetivo. Ocorre que, para um mesmo bloco de condições na primeira coluna, a primeira linha apresentada representa a solução ótima obtida, supondo todas as variáveis de interesse, inclusive o número de pratos, N_P , como variáveis contínuas. Visto que esta variável pode assumir somente valores inteiros, a partir da solução obtida com N_P contínuo, realizou-se pelo menos mais duas simulações fixando N_P nos valores inteiros inferior e superior mais próximos. Os resultados das simulações que obtiveram êxito são apresentados nas linhas restantes pertencentes às mesmas condições de eficiência e função objetivo otimizada, isto é, soluções do tipo *infeasible* não foram mostradas (ver Anexo 4).

Nas tabelas apresentadas alguns esclarecimentos merecem destaque:

- A coluna x_N apresenta o valor da concentração final de VOC atingida pela água residuária após sua passagem pela coluna de stripping. Deste modo, esta coluna fornece informação a respeito da atividade da restrição (3.40a), Tabela 5.1, ou seja, indica se tal restrição, que era da forma $\leq$, foi satisfeita como uma igualdade. Portanto, através da análise dos valores desta coluna verificou-se se o sistema foi, na solução ótima obtida, dimensionado para o valor mínimo requerido de concentração do VOC na água residuária, ou se o mesmo foi dimensionado para uma condição ainda mais restritiva em termos de remoção do VOC presente;
- A coluna contendo o valor Flex representa a *turndown ratio*, isto é, a flexibilidade operacional conseguida para a coluna projetada, a qual é dada pela equação seguinte, de acordo com ECONOMOPOULOS (1978). Desta forma, a coluna Flex fornece informação sobre a capacidade de tratamento da unidade de stripping projetada, tanto em termos de vazão de ar e de vazão de água contaminada, quanto em termos de condições hidrodinâmicas limitantes.

$$Flex = \left(\frac{1}{F_r F_w} \right) * \left(\frac{A_{hmax}}{A_h} \right)$$

- A coluna $C_{Sop\ Total}$ constitui o custo do soprador adicionado do custo do motor, portanto, inclui a somatória dos custos C_{sop} e C_{Msop} , calculados conforme as expressões do capítulo 3;
- Os valores em **negrito** mostram o valor da função objetivo otimizada, o número de pratos fixado, bem como informações sobre a atividade da restrição (3.40a) e da flexibilidade operacional da planta.

Tabela 5.2 – Resultados obtidos para o 1,2-DCA (H = 61,2).

Condição	X_N (10^{-1})	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	Flex	ΔP	Pot_{bomb}	Pot_{sop}	C_{col}	$C_{SopTotal}$	C_{bomb}	COP	Cfix
EffM =30%	2,38	2,04	306	8,9	0,57	5,83	0,36	2,42	1,068	522,7	4921,1	58508,4	9822,2	14429,9	7839,2	291316,9
COP	2,38	2,02	303	9	0,57	5,94	0,36	2,45	1,068	532,2	4943,0	59345,3	9863,8	14508,8	7884,2	294686,9
EffM =60%	2,38	2,04	306	5,0	0,57	3,62	0,36	2,44	1,068	402,7	3741,6	35734,3	7555,7	13337,9	5967,8	199330,1
COP	2,38	2,04	305	5	0,57	3,64	0,36	2,47	1,068	405,1	3744,6	35917,2	7561,5	13361,9	5975,6	200078,6
EffM =30%	2,38	2,04	306	8,9	0,57	5,83	0,36	2,43	1,068	522,7	4921,1	58508,4	9822,2	14429,9	7839,2	291316,9
Cfix	2,28	2,05	307	9	0,57	5,89	0,36	2,46	1,068	525,2	4959,5	59154,9	9895,2	14450,4	7897,9	293921,8
EffM =60%	2,38	2,04	306	5,0	0,57	3,62	0,36	2,45	1,068	402,7	3741,6	35734,3	7555,7	13337,9	5967,8	199330,1
Cfix	2,34	2,04	307	5	0,57	3,63	0,36	2,45	1,068	403,1	3749,7	35871,2	7571,4	13342,4	5980,1	199883,2

Tabela 5.3 – Resultados obtidos para o 1,2-DCP (H = 156,8).

Condição	X_N (10^{-1})	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	Flex	ΔP	Pot_{bomb}	Pot_{sop}	C_{col}	$C_{SopTotal}$	C_{bomb}	COP	Cfix
EffM =30%	2,38	5,39	315	3,4	0,55	2,68	0,36	2,45	1,068	344,3	3289,5	26109,9	6675,0	12732,7	5232,6	160222,2
COP	1,66	5,08	297	4	0,58	3,12	0,36	2,42	1,068	384,0	3414,9	30172,5	6920,0	13150,5	5470,3	176855,2
EffM =60%	2,38	5,08	297	2,3	0,58	2,13	0,36	2,42	1,068	329,1	2904,9	19779,4	5920,2	12565,0	4656,9	134691,5
COP	0,99	5,08	297	3	0,58	2,54	0,36	2,42	1,068	351,8	3115,7	24105,3	6334,7	12813,9	4993,2	152253,7
EffM =30%	2,38	6,28	368	3,0	0,49	2,29	0,37	2,76	1,068	305,9	3502,4	23573,1	7090,6	12299,1	5483,9	151229,1
Cfix	1,15	5,85	342	4	0,51	2,85	0,37	2,65	1,068	342,9	3653,4	29399,1	7384,4	12717,9	5754,7	174245,1
EffM =60%	2,38	6,28	368	2,0	0,49	1,79	0,37	2,76	1,068	280,8	3162,0	17624,2	6425,5	11998,0	4957,7	126888,1
Cfix	0,70	5,85	342	3	0,51	2,34	0,37	2,65	1,068	316,5	3333,5	23544,3	6761,1	12422,0	5256,0	150400,4

Tabela 5.4 – Resultados obtidos para o 1,1,1-TCA (H = 273,56).

Condições	X_N (10^{-1})	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	Flex	ΔP	Pot_{bomb}	Pot_{sop}	C_{col}	$C_{SopTotal}$	C_{bomb}	COP	Cfix
EffM =30%	2,38	8,85	297	2,4	0,58	2,21	0,36	2,42	1,068	333,2	2942,9	20563,4	5995,1	12610,7	4717,6	137875,9
COP	2,38	12,4	414	2	0,42	1,64	0,40	2,91	1,034	273,1	3558,2	17847,5	7199,1	11902,1	5517,1	130059,5
	1,18	8,85	297	3	0,58	2,54	0,36	2,42	1,068	351,8	3115,7	24105,3	6334,7	12813,9	4993,2	152253,7
EffM =60%	2,38	8,85	297	1,7	0,58	1,78	0,36	2,42	1,068	309,4	2721,8	15980,8	5558,9	12340,0	4364,8	119256,7
COP	1,36	8,85	297	2	0,58	1,96	0,36	2,42	1,068	319,6	2816,6	17952,6	5746,1	12457,6	4516,0	127270,0
EffM =30%	2,38	13,2	444	1,9	0,54	1,84	0,36	2,58	1,068	283,6	3781,5	16920,0	7633,0	12031,8	5853,8	128778,7
Cfix	2,38	12,3	414	2	0,54	1,87	0,36	2,58	1,068	284,9	3559,2	17362,3	7201,1	12047,9	5535,4	128871,6
EffM =60%	2,38	11,4	382	1,5	0,51	1,57	0,37	2,63	1,068	269,7	3107,4	14425,4	6318,4	11858,0	4862,9	114758,0
Cfix	1,23	9,40	315	2	0,55	1,91	0,36	2,45	1,068	303,3	2865,1	17713,9	5841,9	12268,8	4562,5	126102,7

Tabela 5.5 – Resultados obtidos para o 1,1-DCA (H = 303,00).

Condições	x_N (10^{-1})	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	Flex	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C_{col}	$C_{SopTotal}$	C_{bomb}	COP	Cfix
EfM =30%	2,38	9,81	297	2,3	0,58	2,12	0,36	2,42	1,068	328,5	2899,8	19674,6	5910,2	12558,9	4648,8	134265,8
COP	0,93	9,81	297	3	0,58	2,54	0,36	2,42	1,066	351,8	3115,7	24105,3	6334,7	12813,9	4993,2	152253,7
EfM =60%	2,38	9,81	297	1,6	0,58	1,73	0,36	2,42	1,068	306,8	2697,5	15474,8	5510,9	12309,6	4326,2	117199,5
COP	1,14	9,81	297	2	0,58	1,96	0,36	2,42	1,068	319,6	2816,6	17952,6	5746,1	12457,6	4516,0	127270,0
EfM =30%	2,38	10,1	306	2,2	0,57	2,07	0,36	2,42	1,068	318,5	2914,7	19283,3	5939,6	12445,2	4655,8	132591,5
Cfix	0,80	10,4	316	3	0,55	2,45	0,36	2,45	1,068	331,5	3171,8	23727,9	6444,6	12592,0	5044,7	150530,8
EfM =60%	2,38	10,1	306	1,6	0,57	1,69	0,36	2,42	1,068	298,3	2716,0	15232,7	5547,4	12209,2	4340,5	116122,2
Cfix	1,03	10,4	314	2	0,55	1,91	0,36	2,45	1,068	303,6	2864,4	17718,1	5840,4	12272,2	4561,8	126124,1

Tabela 5.6 – Resultados obtidos para o HCB (H = 572,7).

Condições	x_N (10^{-1})	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	Flex	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C_{col}	$C_{SopTotal}$	C_{bomb}	COP	Cfix
EfM =30%	2,38	18,5	297	1,6	0,58	1,75	0,36	2,42	1,068	307,7	2706,6	15663,5	5528,8	12321,0	4340,6	117966,6
COP	1,21	18,5	297	2	0,58	1,96	0,36	2,42	1,068	319,6	2816,6	17952,6	5746,1	12457,6	4516,0	127270,0
EfM =60%	2,38	18,5	297	1,2	0,58	1,51	0,36	2,42	1,068	294,6	2584,7	13107,2	5287,5	12165,7	4146,2	107572,6
COP	0,36	18,5	297	2	0,58	1,96	0,36	2,40	1,068	319,6	2816,6	17952,6	5746,1	12457,6	4516,0	127270,0
EfM =30%	2,38	18,8	301	1,6	0,58	1,73	0,36	2,42	1,068	304,4	2714,1	15567,8	5543,7	12283,0	4346,6	117545,5
Cfix	1,18	18,8	301	2	0,58	1,95	0,36	2,42	1,068	316,3	2827,3	17905,4	5767,2	12420,6	4526,8	127048,0
EfM =60%	2,38	18,8	301	1,2	0,58	1,50	0,36	2,41	1,068	291,6	2592,9	13043,6	5303,7	12130,0	4153,7	107280,0
Cfix	0,35	18,8	301	2	0,58	1,95	0,36	2,42	1,068	316,3	2827,3	17905,4	5767,2	12420,6	4526,8	127048,0

Nas tabelas apresentadas, embora não se possa visualizar com detalhes as tendências e relações entre as variáveis, pode-se verificar algumas informações importantes como as listadas abaixo:

- A coluna x_N de cada tabela mostra que quando foi simulado considerando N_P contínuo, todas as soluções ótimas obtidas tiveram a restrição (3.40a) ativa, ou seja, $x_N = 0,0475 \cdot 5\text{ppm} = 0,2375\text{ppm}$. Isto, no entanto, não se constatou para N_P inteiro, onde o aumento do número de pratos levou, na maioria dos casos, a uma pequena diminuição ou conservação da vazão de ar

encontrada nas simulações com N_P contínuo. Como consequência, em várias destas simulações foi mais “econômico” ter um grau de remoção de VOCs maior que o requerido;

- A grande maioria das simulações não convergiu quando N_P foi fixado igual ao maior inteiro que não supera o número obtido com N_P contínuo. Nestas simulações diversos *solvers* do pacote GAMS indicaram problema não factível para algumas restrições (maiores detalhes no Anexo 4). No único caso em que houve convergência, observou-se que a restrição (3.40a) foi ativa. Além disso, verificou-se que a redução do número de pratos implicou em aumento da vazão de ar requerida, conforme era esperado;
- A perda de carga nos pratos atingiu em praticamente todas as simulações o valor máximo admissível de 8mmHg (1,068 kPa);
- A potência consumida pelo soprador Pot_{sop} foi de 8 a 10 vezes maior que a potência consumida pela bomba Pot_{bomb} , mostrando que a parcela mais significativa do custo operacional foi Pot_{sop} ;
- Observando-se o custo dos equipamentos, é verificado que a coluna de stripping apresentou um custo superior ao custo estimado para a bomba centrífuga e para o soprador. Deste modo, esta parcela é a mais significativa na constituição do custo fixo da unidade de stripping. Além do mais, verificou-se, quando o custo fixo da unidade foi otimizado, que a solução ótima foi conseguida com uma redução principalmente no custo da coluna em detrimento de aumento, muitas vezes observado, no custo total do soprador;
- Ainda com respeito ao custo dos equipamentos, verifica-se que, embora o soprador consuma muito mais energia elétrica que a bomba, seu custo foi menor que o desta, o que deve ser um reflexo do material empregado na bomba, revestimento de aço inoxidável, enquanto que no soprador foi considerado aço carbono; uma diferença por um fator de 1,8 somente neste aspecto.

A fim de tornar a visualização das relações existentes entre as variáveis e o aumento na Constante de Henry mais evidente, os resultados, para N_P inteiro, das melhores soluções em termos de função objetivo (linhas com alguns valores numéricos em **negrito**) foram plotadas na forma de gráficos nas figuras seguintes. As legendas apresentadas em cada gráfico indicam a perda de carga máxima admissível (8mmHg), simbolizada por dP , a eficiência de bandeja de Murphree considerada, EF, e a função objetivo otimizada, COP ou Cfix.

Observando os resultados dispostos na Figura 5.1, nota-se dois pontos principais: há uma forte tendência de aumento do fator de stripping com o aumento da constante de Henry e, para ambas funções objetivo, custo operacional ou custo fixo, os fatores de stripping ótimos encontrados em nas simulações efetuadas nesta pesquisa foram maiores que os sugeridos por LI and HSIAO (1991).

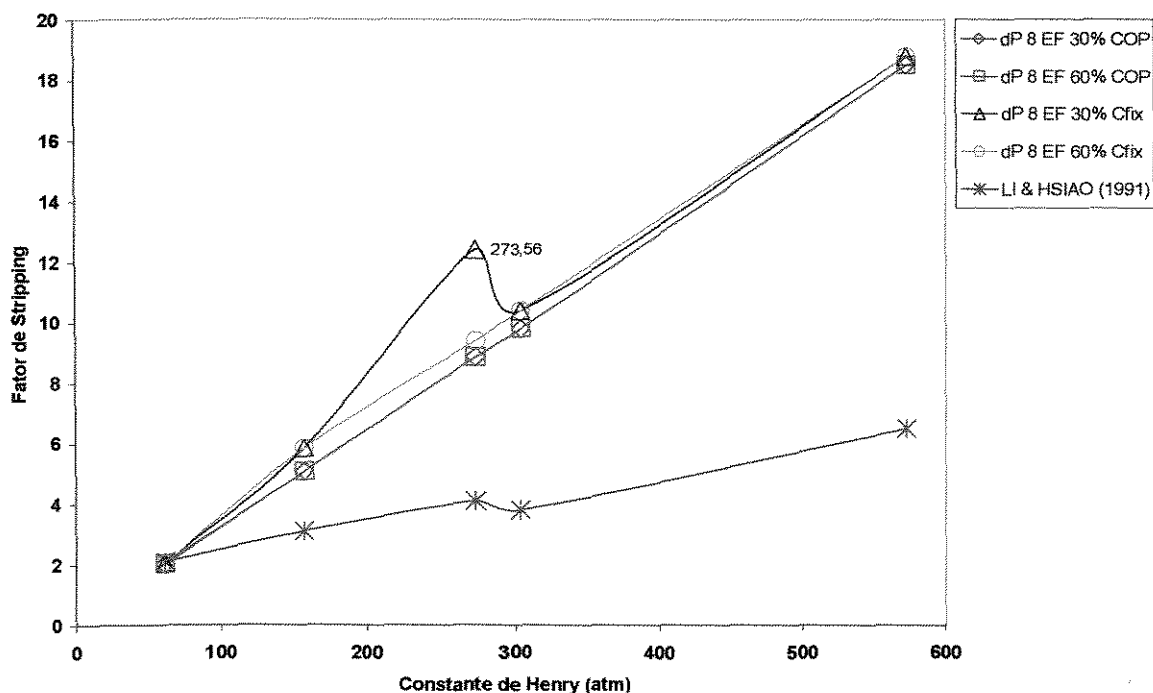


Figura 5.1 – Variação do Fator de Stripping ótimo com a Constante de Henry dos VOCs estudados. Comparação com os resultados obtidos por LI and HSIAO (1991).

O aumento observado no fator de stripping para maiores Constantes de Henry deve-se ao fato de maiores valores da Constante de Henry levarem, para uma mesma vazão de líquido, a uma maior razão fator de stripping/vazão molar de ar (equação 3.7, página 68). Os resultados obtidos indicam que tal aumento na Constante de Henry dos VOCs foi compensado principalmente com o aumento no fator de stripping e, em alguns casos, acompanhado de diminuição da vazão de ar requerida (Figura 5.2).

A Figura 5.2 indica as alterações sofridas pela vazão requerida de ar em função da Constante de Henry dos compostos. Pode-se verificar que houve uma distinção no comportamento das curvas quando foram otimizados o custo operacional e o custo fixo. De um modo geral, as vazões de ar apresentaram-se maiores na otimização do custo fixo. Nenhuma distinção foi observada em termos de eficiência de bandeja de Murphree.

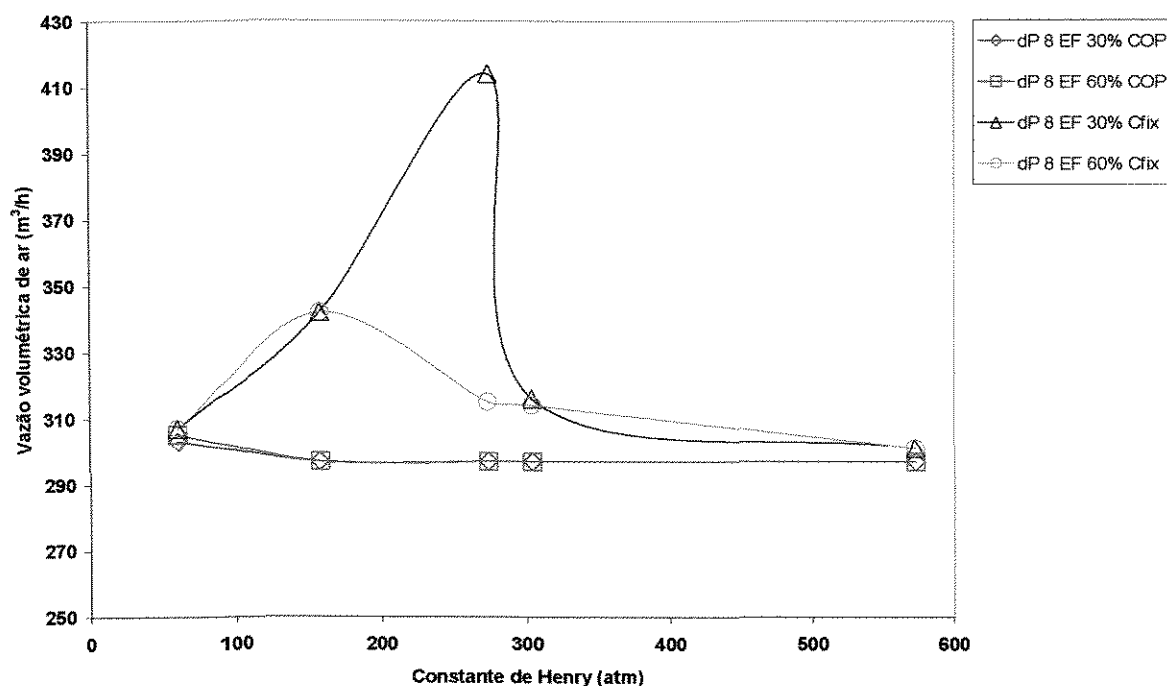


Figura 5.2 – Variação da vazão volumétrica de ar requerida com a Constante de Henry dos VOCs estudados.

Para a função objetivo custo operacional notou-se na Figura 5.2 que, à exceção dos valores obtidos para $H = 61,2$ atm o qual obteve vazões ligeiramente maiores, as demais vazões apresentaram-se constantes e iguais a $297\text{m}^3/\text{h}$. Pode-se afirmar que, neste caso, à medida que se aumenta a Constante de Henry, a otimização tendeu a preservar a vazão e toda a estrutura interna da coluna, modificando-se somente o fator de stripping e, conseqüentemente, o número de pratos e a altura da coluna de stripping (Anexo 4).

Quando a função objetivo foi o custo fixo, a mesma tendência não foi observada e, a princípio, observou-se um aumento na vazão de ar para $H = 156,8$ atm, seguindo uma diminuição até $H = 572,7$ atm. Tal variação indica que para o 1,2 - DCP o aumento significativo apresentado no fator de stripping foi compensado com um aumento na vazão requerida de ar a fim de manter a razão Constante de Henry/vazão de água contaminada constante. Nas demais observações, o aumento no fator de stripping não foi tão intenso, pois a diminuição na vazão de ar auxiliou a atingir razões mais elevadas da Constante de Henry/Vazão de água contaminada. Essas diferenças na vazão de ar requerida provocaram alterações na estrutura interna da coluna e, portanto, colunas distintas foram obtidas em cada caso.

A Figura 5.3 apresenta as modificações sofridas pela altura da coluna de stripping em função da Constante de Henry dos VOCs. Como pode ser notado, o aumento na Constante de Henry favoreceu a obtenção de colunas cada vez menores. Verificou-se também que houve distinções entre as curvas obtidas. A primeira e mais perceptível delas se deve a eficiência de bandeja de Murphree e, portanto, ao número de pratos requerido para a remoção dos VOCs. Como era esperado, maiores eficiências de bandeja conduziram a colunas menores e vice-versa.

A segunda e mais sutil distinção pôde ser observada em valores intermediários da Constante de Henry na função objetivo otimizada em cada caso. Verificou-se que, para um mesmo valor da eficiência de bandeja de Murphree, quando o custo fixo foi otimizado, as alturas da coluna tenderam a ser ligeiramente menores, provocando diminuição nos custo da coluna e da bomba. Observando os

dados das Tabelas 5.3, 5.4 e 5.5, conclui-se que este fato ocorreu devido às alterações provocadas pela mudança na vazão de ar na estrutura interna das colunas, o que levou aos menores valores obtidos para o espaço entre as bandejas, t_s .

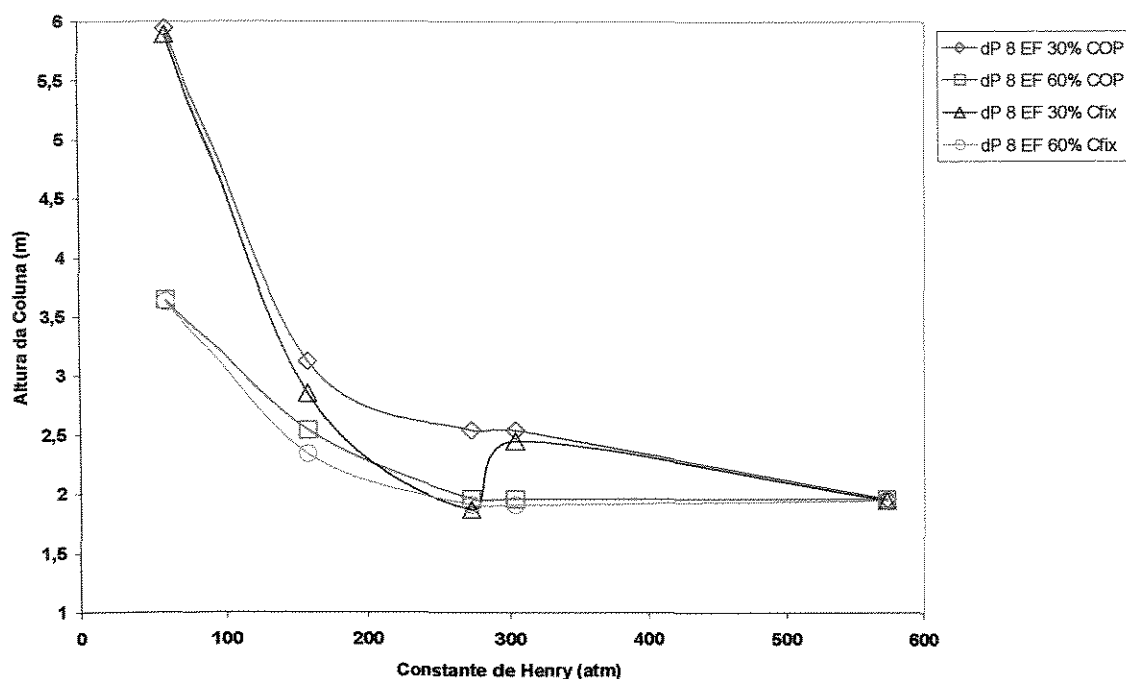


Figura 5.3 – Variação da altura requerida para a coluna de stripping com a Constante de Henry dos VOCs estudados.

Os fatos já reportados já eram esperados, pois observando as equações que descrevem as funções objetivos e os custos dos equipamentos, conclui-se que uma otimização no custo operacional leva à diminuição no consumo de eletricidade pelos equipamentos auxiliares, a qual está diretamente relacionada a menores custos de aquisição dos mesmos, principalmente do soprador, equipamento que consome mais energia. Quando a otimização ocorre no custo fixo, o custo de aquisição da coluna de stripping também é levado em conta, e por conta disto, mudanças estruturais geralmente ocorrem na coluna de stripping a fim de conduzi-la a uma coluna mais baixa e, possivelmente mais barata, mantendo o consumo de eletricidade em níveis aceitáveis devido à otimização simultânea do custo dos equipamentos auxiliares.

Na Figura 5.4, são verificadas as alterações apresentadas pelo custo da coluna em função do aumento na Constante de Henry. As mesmas tendências são verificadas em relação à altura da coluna, o que demonstra uma forte correlação entre estas variáveis. Nota-se também que praticamente não há distinção entre os valores obtidos na otimização do custo fixo e do custo operacional, o que significa que a diminuição no tamanho da coluna, ocorrida quando o custo fixo foi otimizado, não provocou alterações significativas no custo da coluna. Isto pode ser atribuído ao fato de em alguns casos haver um ligeiro aumento no diâmetro das colunas (Anexo 4), o que tende a aumentar o custo destas, conforme indicam as equações (3.64) e (3.65).

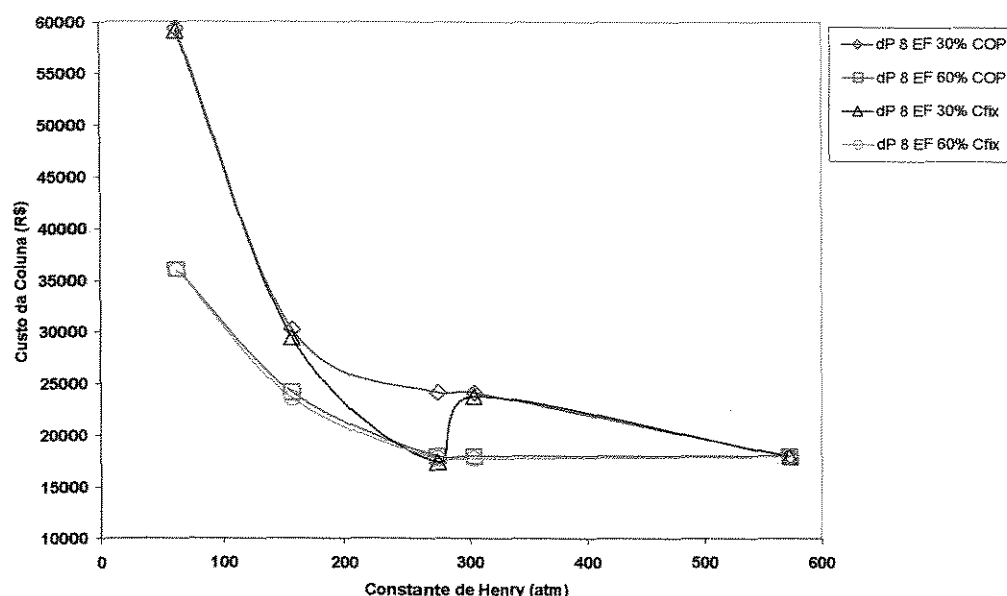


Figura 5.4 – Variação do custo da coluna com a Constante de Henry dos VOCs estudados.

Um efeito mais intenso da diminuição da altura da coluna quando o custo fixo foi otimizado pode ser visualizado nas Figuras 5.5 e 5.6, onde perfis idênticos são obtidos para a potência consumida pela bomba e o custo de aquisição desta, as quais são funções da altura de bombeamento e não têm qualquer influência do diâmetro da coluna de stripping. Esta tendência demonstra uma maior dependência destas variáveis em função da altura da coluna, a qual pode ser

atribuída à sua influência nos termos $(z_4 - z_1)$ e $\sum \text{Fric}_{\text{tot}}$ da equação (3.47) e, portanto, na equação (3.69).

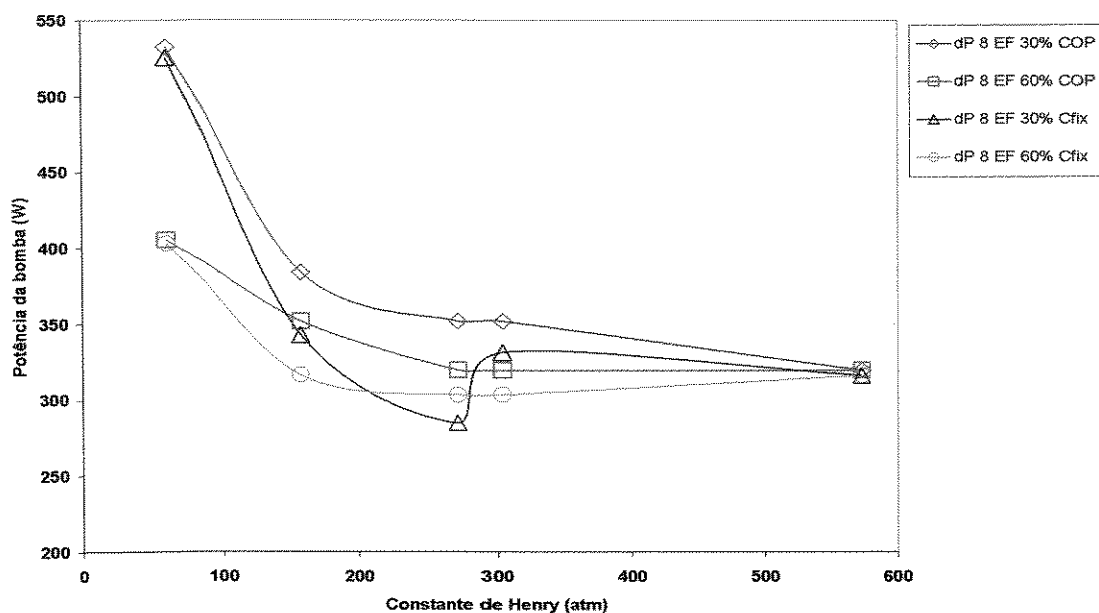


Figura 5.5 – Variação da potência requerida pela bomba com a Constante de Henry dos VOCs estudados.

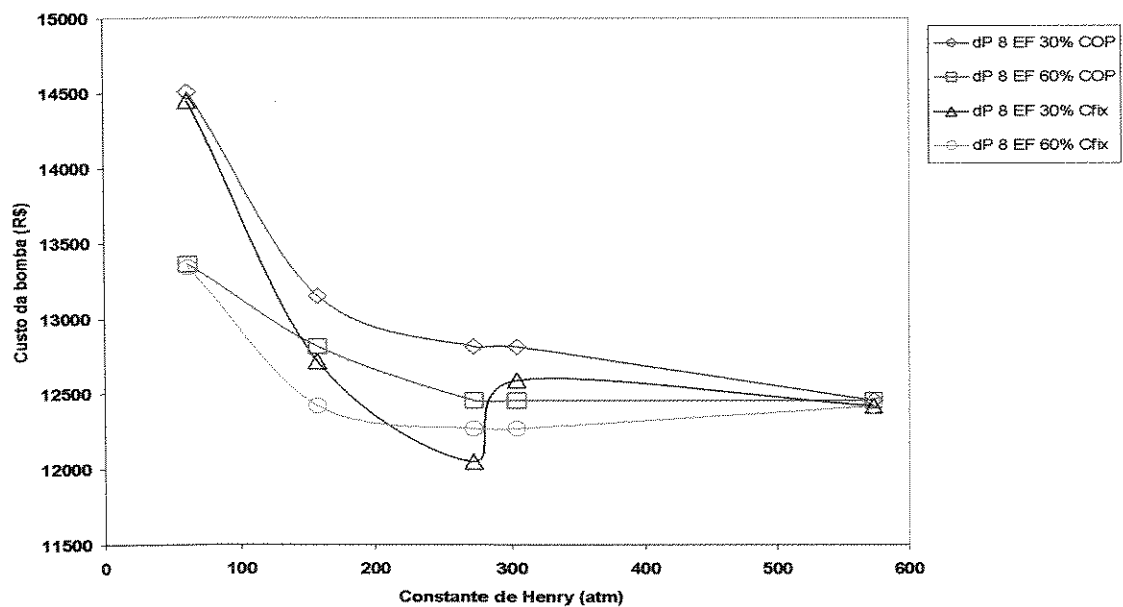


Figura 5.6 – Variação do custo da bomba com a Constante de Henry dos VOCs estudados.

Nas Figuras 5.7 e 5.8 observa-se como variaram a potência consumida pelo soprador e o custo total deste equipamento em função do aumento da Constante de Henry dos VOCs estudados. Conforme era previsto, compostos com maiores constantes de Henry exigiram de um modo geral menos potência do soprador e, deste modo, menor custo de aquisição deste equipamento.

Diferentemente do caso da bomba, a análise dos fatores que influenciam esta variável é mais complexa, visto que a potência consumida pelo soprador depende da perda de carga dos pratos, do número de pratos e da vazão de ar requerida e, como se tem conhecimento, alterações na vazão de ar provocam mudanças no número de pratos requeridos e na perda de carga gerada nos mesmos. Desta maneira, os perfis observados são resultado da influência destas três variáveis.

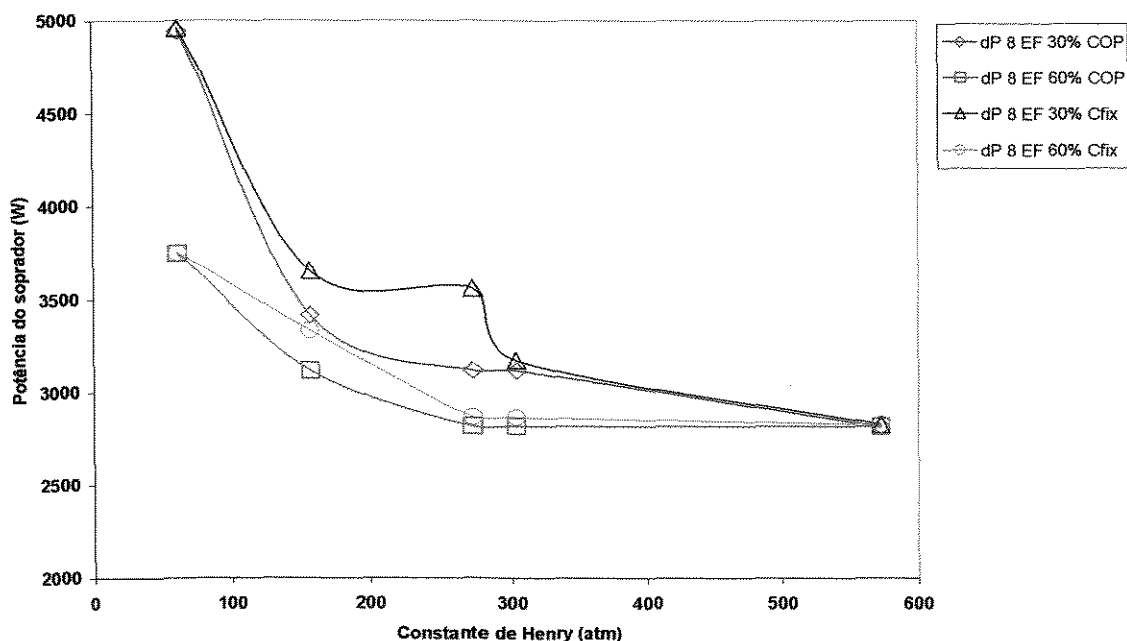


Figura 5.7 – Variação da potência requerida pelo soprador com a Constante de Henry dos VOCs estudados.

Verifica-se que as curvas mostraram-se mais separadas em função da eficiência da bandeja do que pelo tipo de função objetivo otimizada. Valores maiores da potência requerida pelo soprador foram obtidos para as situações

onde as eficiências de bandeja eram menores e quando foi otimizado o custo fixo, respectivamente, maiores colunas e maiores vazões requeridas de ar (Figuras 5.2 e 5.3). Quando se otimizou o custo fixo, para $H = 156,8$ atm, foi notado que a potência requerida pelo soprador e o custo deste equipamento apresentaram distanciamento ainda maior com relação aos valores obtidos quando na otimização do custo operacional, o que aparentemente foi provocada pela maior vazão de ar requerida nestas condições (Figura 5.2).

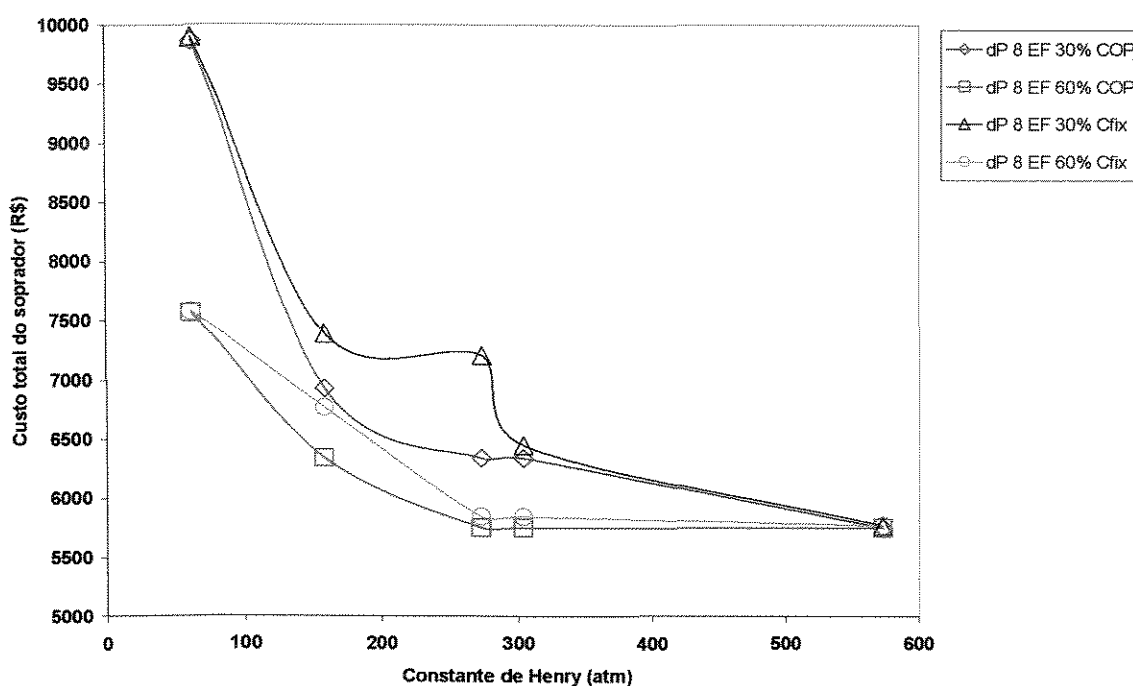


Figura 5.8 – Variação do custo total do soprador com a Constante de Henry dos VOCs estudados.

Na Figura 5.9 estão expostas as alterações sofridas pelo custo operacional em função das Constantes de Henry dos VOCs. Nota-se que as tendências observadas nos valores ótimos obtidos são as mesmas anteriormente verificadas para a potência consumida pelo soprador e para o custo total deste equipamento. Sendo assim, observou-se uma diminuição gradual do custo operacional para valores maiores da Constante de Henry dos compostos

estudados. Além disso, como anteriormente, menores valores do custo operacional foram obtidos com a otimização desta função objetivo e com a eficiência de bandeja mais elevada.

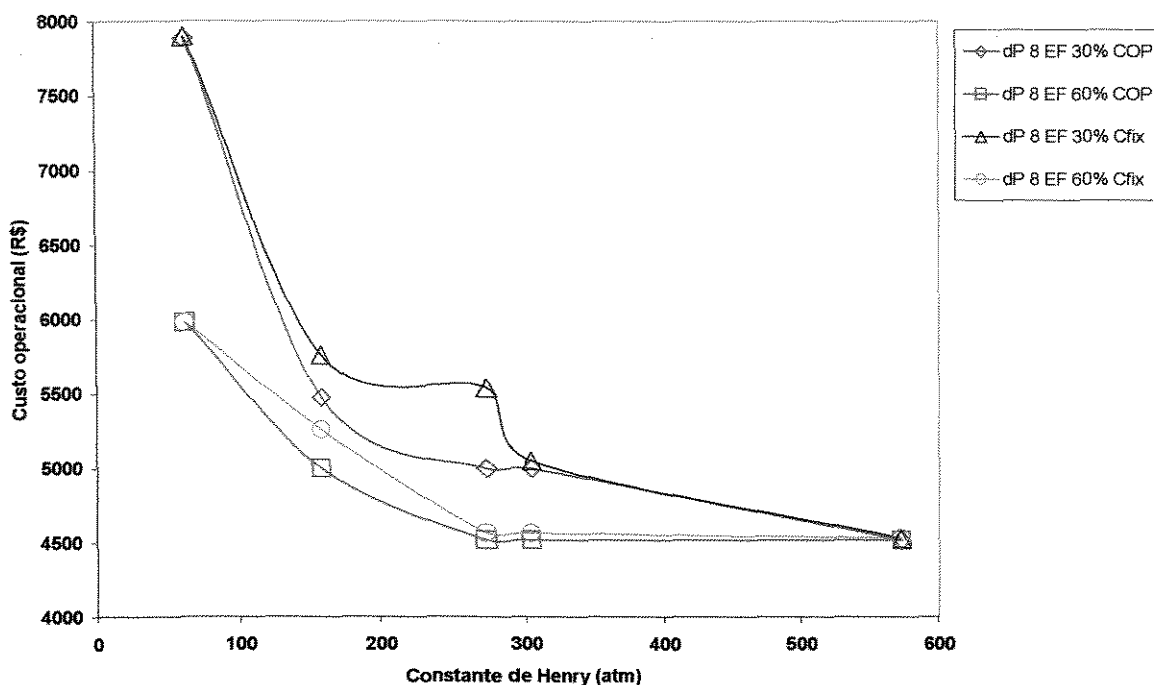


Figura 5.9 – Variação do custo operacional com a Constante de Henry dos VOCs estudados.

Estas tendências confirmam que é o consumo de eletricidade pelo soprador a parcela do consumo de energia mais relevante no custo operacional proposto. Portanto, pode-se também afirmar que a perda de carga nos pratos, a altura da coluna de stripping e a vazão de ar requerida são as principais grandezas que influenciam esta parcela de custo.

Por fim, verifica-se na Figura 5.10 como o custo fixo da unidade de stripping variou em função da Constante de Henry dos VOCs. Analisando os gráficos já apresentados, observa-se uma grande semelhança entre a Figura 5.10 e algumas outras mostradas anteriormente, especialmente a Figura 5.4, custo da coluna de stripping versus Constante de Henry.

Da mesma forma que anteriormente, o custo fixo do investimento diminui com o aumento da Constante de Henry dos VOCs considerados, ou seja, são mais baratos os sistemas para remoção de VOCs mais voláteis. Nota-se também que as eficiências de bandeja de Murphree contribuíram mais para a separação das curvas obtidas do que o tipo de função objetivo otimizada, não sendo constatadas diferenças significativas quando o custo operacional ou o custo fixo foi otimizado, embora a otimização do custo fixo tenha conduzido, conforme era previsto, a valores levemente inferiores.

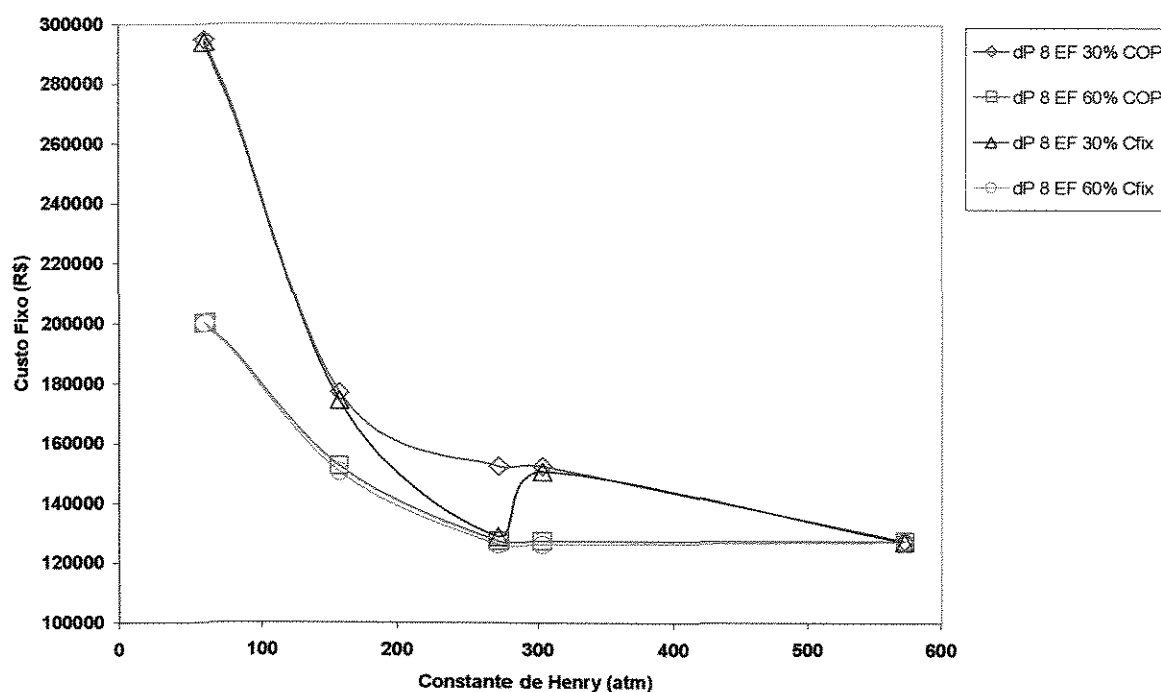


Figura 5.10 – Variação do custo fixo da unidade de stripping com a Constante de Henry dos VOCs estudados.

De modo semelhante ao que foi concluído para o custo operacional, pode-se afirmar que o custo fixo do investimento, para este estudo de caso, foi influenciado principalmente pelo custo da coluna e, conseqüentemente, pela altura da coluna, a qual é função do número de pratos e do espaço entre pratos, visto que o diâmetro da coluna, D_c , praticamente não variou nas soluções obtidas.

5.1.2 - Estudo de Caso 1: Observações relevantes.

- **Diferenças em relação ao trabalho de LI and HSIAO (1991)**

O fato dos fatores de stripping ótimos encontrados nesta pesquisa serem maiores que os propostos por LI and HSIAO (1991) implica que, nas simulações efetuadas nesta pesquisa, estas variáveis apresentaram maior inclinação da reta do que aquelas obtidas por LI and HSIAO (1981), para os mesmos valores da Constante de Henry. Como consequência disto, para um mesmo composto volátil, maiores vazões de ar e menores colunas foram requeridas, demonstrando que as simulações realizadas nesta pesquisa, aparentemente, propõem maior consumo de energia e menor custo fixo, se comparados aos resultados de LI and HSIAO (1991).

As diferenças apresentadas podem ser resultado de quaisquer das seguintes causas:

1. Perfil de fluxo e vazão de líquido consideradas

LI and HSIAO (1991) realizaram suas estimativas do fator de stripping ótimo para três vazões de tratamento distintas: 6,8 ; 68 e 680 m³/h. Como visto no capítulo 2, vazões desta ordem de grandeza devem requerer diferentes configurações de fluxo para as correntes que atravessam as bandejas. Os autores não citam que perfis de fluxo foram empregados nas estimativas efetuadas. Além disso, a vazão empregada na comparação efetuada, 6,8 m³/h, é considerada uma vazão baixa para o emprego de um perfil de fluxo cruzado com uma passagem da corrente líquida, conforme também foi citado no capítulo 2.

2. Funções objetivo diferentes

LI and HSIAO (1991) realizaram sua estimativa de custo ótimo baseados numa função custo de tratamento. Esta função levava em conta quatro parcelas: custo de utilidades, custo de manutenção, salários de trabalhadores e depreciação; parcelas associadas ao custo operacional total. Deste modo, acredita-se que suas estimativas são mais propensas a reduzir o custo

operacional do sistema, sem considerar diretamente as vantagens de adquirir equipamentos mais baratos, especialmente as colunas de stripping.

MEAD and LEIBBERT (1998) e BERANEK (2001) compararam colunas de recheio e colunas de pratos (*low-profile air strippers*) em seu emprego em *air stripping*. Por diversos motivos, estes autores acreditam que colunas de recheio são superiores às colunas dotadas de pratos para esta aplicação, no entanto, admitem que as colunas de pratos são as preferidas em casos onde há presença de sólidos na corrente líquida alimentada e existem limitações de espaço para a instalação de colunas recheadas, visto que as *low-profile air strippers* podem ser facilmente desmontáveis e são significativamente menores.

O menor tamanho destas colunas de pratos, parece ser conseguido em função de altas vazões de ar, visto que conforme informações de USEPA (1995), LABRANCHE and COLLINS (1996), MEAD and LEIBBERT (1998) e BERANEK (2001), a razão entre a vazão volumétrica de ar e de água tratada pode variar de 30 até várias centenas. Acredita-se, desta forma, que os fatores de stripping ótimos obtidos nas simulações aqui realizadas possam ser mais adaptados à obtenção de colunas menores, tais como as colunas *low-profile sieve trays*.

3. Detalhes de projeto considerados

Na otimização efetuada, LI and HSIAO (1991) não mencionaram se alguma informação a respeito das limitações operacionais e do comportamento hidrodinâmico das colunas de stripping foi considerada em sua otimização. Também não há menção sobre as considerações de instalação e projeto de bombas e sopradores etc.

Por outro lado, neste trabalho foi mostrado que existem diversas limitações operacionais ao funcionamento desse tipo de sistema e foram consideradas as complexas relações existentes entre variáveis hidrodinâmicas da coluna, layout da bandeja, perda de carga do prato, diâmetro da coluna e suas relações com o custo da unidade de stripping proposta.

Todas as distinções citadas influenciaram de alguma forma os resultados encontrados, proporcionando os elevados fatores de stripping ótimos obtidos neste trabalho.

- **Tendências não esperadas**

Conforme deve ter sido observado, a Figura 5.1 e demais figuras expostas demonstram a presença de uma solução com comportamento totalmente distinto em relação às demais obtidas. Trata-se da solução conseguida quando foi otimizado o custo fixo da unidade de stripping para o 1,1,1-TCA com uma eficiência de bandeja de Murphree de 30%.

Conforme está exposto na coluna x_N da Tabela 5.4, a grande diferença desta solução ótima, em comparação às demais encontradas para N_P inteiro, reside no fato de, nestas condições, um valor mais elevado do fator de stripping ter sido conseguido, juntamente com a atividade da restrição (3.40a). Disto, pode-se concluir que nesta condição, em termos da função objetivo, foi melhor consumir mais ar, requerer uma coluna com menos bandejas e ter o sistema dimensionado no limite requerido de remoção de VOCs, do que operar em vazões menores com folga na remoção do 1,1,1-TCA presente, conforme se observou nas demais soluções encontradas na Tabela 5.4.

Como consequência do maior fator de stripping e maior vazão de ar obtidos, implicaram: maiores potências consumidas pelo soprador, aumento do custo deste equipamento e do custo operacional da unidade, conforme pode ser observado nas Figuras 5.1, 5.2, 5.7, 5.8 e 5.9. De efeito contrário, a maior vazão de ar provocou diminuição na altura da coluna de stripping e, conseqüentemente, diminuição em todas as variáveis diretamente associadas a esta: custo da coluna, potência consumida pela bomba, custo da bomba, custo fixo. O resultado é o valor menor apresentado por estas variáveis nesta condição, conforme é notado nas Figuras 5.3, 5.4, 5.5, 5.6 e 5.10.

5.2- ESTUDO DE CASO 2: MISTURAS CONTENDO 4 VOCS E ÁGUA

Neste problema foram estudadas misturas de quatro compostos orgânicos voláteis contendo, em cada caso, diferentes concentrações iniciais para cada VOC. Foram empregados neste estudo os seguintes compostos:

- 1,2-Dicloropropano (Constante de Henry = 156,80 atm);
- 1,1,1-Tricloroetano (Constante de Henry = 273,56 atm);
- Tricloroeteno (Constante de Henry = 651,00 atm);
- 1,1-Dicloroeteno (Constante de Henry = 834,03 atm).

A formulação computacional do modelo construído para este problema apresentou as seguintes informações estatísticas segundo o pacote computacional GAMS:

MODEL STATISTICS:

BLOCKS OF EQUATIONS	178	SINGLE EQUATIONS	211
BLOCKS OF VARIABLES	181	SINGLE VARIABLES	214
NON ZERO ELEMENTS	603	NON LINEAR N-Z	325
DERIVATIVE POOL	12	CONSTANT POOL	103
CODE LENGTH	4463		

Para este estudo de caso, da mesma forma que no caso anterior, registrou-se 178 blocos de equações e 181 blocos de variáveis. Como agora se têm equações indexadas em função dos diversos VOCs que constituem as misturas estudadas, os blocos de equações e variáveis citados forneceram 211 equações e 214 variáveis individuais. Verifica-se também, pelas outras informações estatísticas fornecidas, que a complexidade deste problema é ainda maior que no estudo de caso 1, pois exceto pelo DERIVATIVE POOL, que se

manteve o mesmo para estes dois estudos de caso, os demais dados apresentaram valores superiores aos observados no primeiro estudo de caso.

5.2.1 - Estudo de Caso 2: Discussão dos resultados obtidos.

Neste estudo de caso, efetuou-se simulações com valores distintos da eficiência de bandeja de Murphree (30 e 60%), da perda de carga máxima admitida nas bandejas (5 e 8mmHg) e da concentração inicial de VOCs presentes (5, 50, 150 e 250ppm molar). Para cada combinação possível, o problema foi otimizado para as duas funções objetivo testadas (custo operacional e custo fixo).

Os resultados obtidos em nas simulações efetuadas para este estudo de caso podem ser encontrados nas Tabelas 5.7 a 5.10, bem como nos gráficos criados a partir dos dados dispostos nas mesmas. A mesma estrutura básica das tabelas foi mantida em relação às tabelas do primeiro estudo de caso. No entanto, como houve variação em diversos parâmetros, os resultados foram dispostos nas tabelas considerando a função objetivo otimizada e a perda de carga máxima admissível nas bandejas.

De uma maneira geral, os resultados das Tabelas 5.7 a 5.10 exibem algumas características particulares. Destaca-se aqui algumas delas:

- Observando a coluna $x_{N_{\max}}$ verifica-se, como no caso de estudo anterior, não haver uma tendência definida sobre a atividade da restrição (3.40b) nas soluções ótimas obtidas;
- Os resultados obtidos para o diâmetro das colunas, o espaço entre pratos e o número de bandejas indicam que, quando o sistema é otimizado para uma perda da carga máxima admissível de 5mmHg, obtém-se colunas mais largas e menores que as encontradas quando é considerada uma perda de carga máxima de 8mmHg. Esta tendência pode ser atribuída aos maiores valores do fator de stripping e, portanto, da vazão de ar alimentada à coluna, obtidos para $\Delta P_{\max} = 5\text{mmHg}$;

- Para $\Delta P_{\max} = 5\text{mmHg}$, a perda de carga máxima admissível foi atingida em todas as simulações. O mesmo não foi observado para $\Delta P_{\max} = 8\text{mmHg}$ quando o custo fixo da unidade foi otimizado;
- Em todas as simulações efetuadas, nota-se que o custo da coluna de stripping foi bem superior às demais parcelas do custo fixo da unidade, sendo assim a principal parcela que compõe este custo. Custo total do soprador e custo da bomba apresentaram a mesma ordem de grandeza;
- A otimização do custo operacional neste estudo de caso, em função das potências consumidas pelos equipamentos auxiliares, conduziu fundamentalmente à diminuição da potência consumida pelo soprador, principal parcela deste custo considerado. Deste modo, verifica-se menores custos do soprador quando a otimização desta função objetivo é efetuada;
- A otimização do custo fixo, como no estudo de caso 1, levou a configurações ótimas com colunas mais baratas, o que parece ter sido conseguido com colunas de stripping menores e, principalmente, maiores vazões requeridas de ar. Tais tendências provocaram também a diminuição do custo da bomba e um efeito oposto no custo do soprador, entretanto, a diminuição apresentada no custo da coluna e da bomba compensou este efeito adverso.

Os resultados expostos nas Tabelas 5.7 a 5.10 foram dispostos nas Figuras 5.11 a 5.20.

Nas primeiras delas, Figuras 5.11 e 5.12, verifica-se como variaram o fator de stripping e a vazão de ar em função da concentração inicial de VOCs. Como pode ser observado, há semelhanças nas tendências encontradas para estas variáveis. Os maiores valores registrados ocorreram quando se otimizou o custo fixo da unidade para uma perda de carga máxima admissível de 5mmHg. Inversamente, a otimização do custo operacional para $\Delta P_{\max} = 8\text{mmHg}$ forneceu os menores fatores de stripping e vazões requeridas de ar. Com destaque, nota-se que não houve nenhuma tendência específica de aumento ou diminuição destas

variáveis à medida que foi aumentada a concentração de compostos voláteis presentes inicialmente.

Tabela 5.7 – Resultados obtidos (Custo Operacional, $\Delta P_{\max} = 5\text{mmHg}$).

	$X_{N\max}$ (10^{-2})	S	QG	NP	t_s	H_{col}	D_c	Flex	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C_{col}	$C_{SopTotal}$	C_{bomb}	COP	Cfix
$x_o = 5$ EfM = 30%	2,75	9,10	783	5,6	0,37	2,89	0,57	2,87	0,668	596,3	9520,5	47984,3	18341,5	15023,5	14568,1	286349,5
	2,69	11,1	954	5	0,35	2,56	0,56	2,68	0,668	512,1	10118,2	42180,9	19419,5	14340,1	15307,6	267310,4
	1,71	9,10	783	6	0,37	3,03	0,57	2,87	0,668	608,9	9728,2	50538,6	18716,9	15121,3	14885,5	297006,2
$x_o = 50$ EfM = 30%	2,89	9,10	783	7,4	0,37	3,57	0,57	2,87	0,668	656,7	10510,8	60096,4	20124,6	15478,8	16081,1	336863,3
	2,87	10,1	866	7	0,36	3,32	0,57	2,77	0,668	602,0	10767,0	56006,8	20583,6	15068,1	16371,4	322637,6
	1,45	9,10	783	8	0,37	3,77	0,57	2,87	0,668	675,1	10812,2	63754,3	20664,5	15612,3	16541,2	352109,5
$x_o = 150$ EfM = 30%	2,92	9,10	783	8,32	0,37	3,98	0,57	2,87	0,668	685,8	10988,2	65884,3	20979,1	15689,2	16810,6	360985,2
	2,92	9,70	835	8	0,36	3,71	0,57	2,83	0,668	647,1	11140,8	62912,8	21251,3	15408,3	16974,5	350495,0
	1,27	9,10	783	9	0,37	4,15	0,57	2,87	0,668	708,2	11354,2	70300,8	21631,8	15846,8	17369,8	379383,6
$x_o = 250$ EfM = 30%	2,94	9,10	783	8,7	0,37	4,05	0,57	2,87	0,668	699,4	11210,9	68573,1	21376,4	15785,5	17150,8	372186,9
	2,92	10,5	904	8	0,36	3,65	0,56	2,72	0,668	615,7	11581,3	61927,4	22035,8	15173,0	17563,7	348959,4
	2,12	9,10	783	9	0,37	4,15	0,57	2,87	0,668	708,2	11354,2	70300,8	21631,8	15846,8	17369,8	379383,6
$x_o = 5$ EfM = 60%	2,58	9,10	783	4,0	0,37	2,27	0,57	2,87	0,668	541,1	8617,4	36784,4	16701,6	14583,0	13188,3	239602,7
	2,36	9,10	783	4	0,37	2,29	0,57	2,87	0,668	542,8	8644,3	37119,5	16750,5	14596,4	13229,2	241002,0
$x_o = 50$ EfM = 60%	2,78	9,10	783	5,2	0,37	2,74	0,57	2,87	0,668	582,9	9300,9	45276,2	17944,1	14918,8	14232,6	275049,5
	2,75	9,90	852	5	0,36	2,61	0,57	2,80	0,668	546,6	9555,7	43113,2	18405,2	14627,6	14547,2	268033,6
	0,69	9,10	783	6	0,37	3,03	0,57	2,87	0,668	608,9	9728,2	50538,6	18716,9	15121,3	14885,5	297006,2
$x_o = 150$ EfM = 60%	2,83	9,10	783	5,83	0,37	2,96	0,57	2,87	0,668	603,0	9631,2	49346,0	18541,6	15075,7	14737,2	292030,7
	2,76	12,6	1277	5	0,36	2,58	0,58	2,74	0,668	519,5	11594,1	43367,0	22058,6	14402,4	17443,6	280994,5
	2,07	9,10	783	6	0,37	3,03	0,57	2,87	0,668	608,93	9728,4	50538,6	18716,9	15121,3	14885,5	297006,2
$x_o = 250$ EfM = 60%	2,86	9,10	783	6,1	0,37	3,07	0,57	2,87	0,668	612,4	9785,3	51238,3	18819,8	15147,9	14972,6	299924,8
	2,85	9,42	810	6	0,37	3,00	0,57	2,85	0,668	595,6	9885,2	50178,2	19000,1	15018,2	15092,3	296371,5
	0,59	9,10	783	7	0,37	3,40	0,57	2,87	0,668	642,0	10270,2	57168,6	19692,9	15370,6	15713,6	324657,1

Tabela 5.8 – Resultados obtidos (Custo Fixo, $\Delta P_{\max} = 5\text{mmHg}$).

	X_{Nmax} (10^{-2})	S	Q _G	N _P	t _s	H _{col}	D _c	Flex	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C _{col}	C _{SopTotal}	C _{bomb}	COP	Cfix
$x_o = 5$ EfM =30%	2,68	11,4	985	4,91	0,35	2,52	0,56	2,65	0,668	501,4	10238,6	41378,8	19636,2	14247,7	15465,6	264924,3
	2,54	11,3	968	5	0,35	2,55	0,56	2,68	0,668	508,4	10192,9	42075,4	19554,0	14308,4	15410,0	267300,8
$x_o = 50$ EfM =30%	2,85	11,4	985	6,49	0,35	3,07	0,56	2,65	0,668	545,1	11196,7	51457,0	21351,2	14615,5	16908,2	307731,4
	2,82	13,2	1137	6	0,37	3,01	0,58	2,65	0,668	564,6	13193,6	50605,9	24884,9	14773,7	19811,8	317730,8
	1,38	11,5	985	7	0,35	3,24	0,56	2,65	0,668	559,1	11504,1	54666,5	21898,6	14729,7	17371,1	321357,7
$x_o = 150$ EfM =30%	2,89	11,5	985	7,26	0,35	3,33	0,56	2,65	0,668	566,2	11659,0	56280,4	22174,0	14786,6	17604,3	328208,1
	2,88	12,2	1050	7	0,36	3,31	0,56	2,64	0,668	576,5	12540,9	55749,5	23735,6	14868,7	18889,1	332125,3
	1,01	11,5	985	8	0,35	3,59	0,56	2,65	0,668	586,8	12110,2	60966,4	22974,2	14949,8	18283,7	348094,3
$x_o = 250$ EfM =30%	2,91	11,5	985	7,61	0,35	3,46	0,56	2,65	0,668	576,1	11874,7	58522,8	22556,8	14865,0	17929,1	337725,2
	2,89	13,3	1145	7	0,37	3,38	0,58	2,63	0,668	596,8	14066,0	57384,4	26413,0	15027,5	21114,4	347863,8
	1,68	11,5	985	8	0,35	3,59	0,56	2,65	0,668	586,8	12110,2	60966,4	22974,2	14949,8	18283,7	348094,3
$x_o = 5$ EfM =60%	2,50	11,5	985	3,55	0,35	2,04	0,56	2,65	0,668	463,6	9412,7	32585,0	18146,4	13914,3	14221,9	227553,1
	1,21	10,9	940	4	0,35	2,21	0,56	2,71	0,668	487,6	9449,4	35803,6	18213,0	14128,1	14309,4	239869,3
$x_o = 50$ EfM =60%	2,72	11,5	985	4,67	0,35	4,67	0,56	2,65	0,668	494,6	10091,5	39820,4	19371,6	14189,4	15244,1	258302,7
	1,53	11,3	968	5	0,35	2,55	0,56	2,68	0,668	508,4	10192,9	42075,4	19554,0	14308,4	15409,9	267300,8
$x_o = 150$ EfM =60%	2,78	11,5	985	5,21	0,35	2,62	0,56	2,65	0,668	509,6	10419,7	43292,4	19961,3	14318,6	15738,2	273054,6
	2,76	12,6	1080	5	0,36	2,61	0,57	2,64	0,668	524,2	11646,4	43168,2	22151,6	14441,9	17525,7	280761,4
	0,58	11,5	985	6	0,35	2,89	0,56	2,65	0,668	531,5	10898,0	48326,9	20817,9	14502,8	16458,4	294439,4
$x_o = 250$ EfM =60%	2,81	11,4	985	5,46	0,35	2,71	0,56	2,65	0,668	516,6	10572,9	44908,6	20236,0	14378,2	15968,9	279920,6
	2,77	14,0	1204	5	0,37	2,67	0,59	2,64	0,668	545,1	13431,6	44786,8	25302,7	14615,7	20126,4	298162,0
	0,97	11,5	985	6	0,35	2,89	0,56	2,65	0,668	531,5	10898,0	48326,9	20817,9	14502,8	16458,4	294439,4

Tabela 5.9 – Resultados obtidos (Custo Operacional, $\Delta P_{\max} = 8 \text{ mmHg}$).

	X_{Nimas} (10^{-2})	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	Flex	ΔP	$P_{\text{ot bomb}}$	$P_{\text{ot Sop}}$	C_{col}	$C_{\text{Sop Total}}$	C_{bomb}	COP	Cfix
$x_o = 5$ EfM =30%	2,89	4,95	426	8,7	0,59	5,92	0,43	2,23	1,068	778,5	6803,1	65961,1	13361,8	16324,0	10917,5	336677,0
	2,87	5,46	470	8	0,55	5,17	0,44	2,46	1,068	694,9	6957,6	60694,	13648,8	15753,5	11019,7	317139,0
	2,20	4,95	426	9	0,59	6,13	0,43	2,23	1,068	794,9	6950,0	68235,5	13634,6	16431,8	11152,7	346022,7
$x_o = 50$ EfM =30%	2,97	4,95	426	11,6	0,59	7,65	0,43	2,23	1,068	916,4	8035,8	84906,7	15637,8	17189,2	12891,2	414422,8
	2,96	5,26	453	11	0,56	7,01	0,44	2,37	1,068	847,9	8116,1	80431,7	15785,0	16770,0	12908,1	397713,1
	2,11	4,95	426	12	0,59	7,90	0,43	2,25	1,068	937,0	8219,7	87708,6	15974,8	17311,4	13185,7	425901,6
$x_o = 150$ EfM =30%	2,98	5,34	459	12,2	0,56	7,59	0,44	2,41	1,068	889,4	8718,0	87773,7	16884,8	17026,3	13834,6	428330,5
	2,97	5,44	468	12	0,55	7,38	0,44	2,44	1,068	867,0	8740,6	86308,5	16926,0	16888,9	13834,9	422834,4
	2,90	4,95	453	13	0,59	8,50	0,43	2,23	1,068	984,4	8642,9	94135,07	16748,1	17586,5	13863,3	452213,1
$x_o = 250$ EfM =30%	2,98	5,55	477	12,4	0,54	7,49	0,44	2,51	1,068	868,8	9033,3	88550,6	17458,6	16900,0	14259,0	432640,2
	2,98	5,78	498	12	0,53	7,10	0,45	2,55	1,068	832,8	9161,2	85657,5	17690,7	16674,1	14391,2	422478,6
	2,98	5,23	450	13	0,57	8,17	0,44	2,38	1,068	940,4	8967,4	93254,2	17334,8	17331,7	14267,3	450294,8
$x_o = 5$ EfM =60%	2,78	4,95	426	5,6	0,59	4,11	0,43	2,23	1,068	633,9	5510,4	45700,9	10939,8	15309,9	8847,7	253266,1
	2,72	5,91	508	5	0,52	3,42	0,45	2,56	1,068	549,2	5957,5	40785,6	11781,9	14649,0	9369,6	236602,1
	1,71	4,95	426	6	0,59	4,35	0,43	2,23	1,068	652,9	5680,3	48392,5	11260,4	15450,7	9119,8	264364,7
$x_o = 50$ EfM =60%	2,91	4,95	426	7,5	0,59	5,21	0,43	2,23	1,068	721,2	6296,5	58077,8	12417,3	15937,5	10105,6	304242,6
	2,89	5,44	468	7	0,55	4,64	0,44	2,44	1,068	654,6	6490,4	54243,6	12779,4	15463,3	10288,8	290351,5
	1,50	4,95	426	8	0,59	5,54	0,43	2,23	1,068	747,6	6526,8	61668,7	12847,2	16117,6	10475,1	319029,8
$x_o = 150$ EfM =60%	2,94	4,95	426	8,35	0,59	5,74	0,43	2,23	1,068	764,2	6675,5	63980,7	13124,3	16229,3	10713,1	328536,9
	2,93	5,27	454	8	0,56	5,79	0,44	2,37	1,068	714,0	6804,0	61050,4	13363,4	15887,5	10825,9	317860,6
	1,34	4,95	426	9	0,59	6,13	0,43	2,22	1,068	794,9	6950,0	68235,5	13634,6	16431,8	11152,7	346022,7
$x_o = 250$ EfM =60%	2,95	4,95	426	8,8	0,59	5,99	0,43	2,23	1,068	784,0	6852,2	66721,0	13452,9	16360,2	10996,0	339800,0
	2,94	5,68	488	8	0,54	5,08	0,44	2,54	1,068	681,0	7161,0	60419,2	14025,8	15652,9	11292,1	317144,5
	2,23	4,95	426	9	0,59	6,13	0,43	2,23	1,068	795,0	6950,0	68235,5	13634,6	16431,8	11152,7	346022,7

Tabela 5.10 – Resultados obtidos (Custo Fixo, $\Delta P_{\max} = 8 \text{ mmHg}$).

	$X_{N\max}$ (10^{-2})	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	Flex	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C_{col}	$C_{SopTotal}$	C_{bomb}	COP	Cfix
$x_o = 5$ EfM = 30%	2,71	10,5	906	5,2	0,41	2,90	0,50	2,43	0,860	492,8	10414,4	41353,0	19951,9	14173,5	15706,4	265683,6
	2,69	11,1	1129	5	0,43	2,95	0,50	2,53	0,931	496,5	10845,3	41313,1	20723,6	14205,7	16332,2	268373,2
	2,77	8,19	705	6	0,41	3,26	0,49	2,73	0,953	519,5	8633,7	46699,0	16731,2	14402,9	13180,6	273972,5
$x_o = 50$ EfM = 30%	2,86	10,5	903	6,8	0,39	3,44	0,51	2,55	0,826	532,8	11758,0	51902,4	22349,8	14514,2	17698,8	312457,7
	2,82	13,2	1137	6	0,45	3,48	0,53	2,63	0,897	573,7	15006,2	50972,3	28050,1	14846,4	22435,0	330418,2
	2,87	10,1	866	7	0,38	3,46	0,51	2,65	0,828	533,9	11404,4	52990,7	21721,1	14523,4	17191,1	314107,6
$x_o = 150$ EfM = 30%	2,90	10,5	902	7,64	0,38	3,72	0,51	2,59	0,819	553,5	12409,1	56920,5	23502,9	14684,0	18666,1	334777,7
	2,88	12,2	1050	7	0,44	3,89	0,51	2,58	0,920	587,1	14392,6	56143,2	26982,9	14952,1	21570,8	345235,4
	2,92	9,70	835	8	0,39	3,88	0,51	2,66	0,849	564,9	11755,3	59167,0	22344,9	14776,1	17741,1	338934,0
$x_o = 250$ EfM = 30%	2,92	10,5	902	8,0	0,38	3,86	0,51	2,60	0,817	563,3	12713,6	59249,7	24040,1	14762,9	19118,6	345145,6
	2,92	10,5	904	8	0,39	3,94	0,51	2,52	0,835	569,7	12739,0	59165,5	24085,0	14814,2	19164,5	345187,8
	2,94	8,69	747	9	0,40	4,41	0,50	2,72	0,916	604,1	11195,3	65336,1	21348,6	15084,5	16991,2	358227,4
$x_o = 5$ EfM = 60%	2,57	9,36	805	3,9	0,47	2,63	0,46	2,44	0,949	473,1	8327,1	33173,6	16171,4	13999,8	12672,4	222973,8
	2,59	8,88	764	4	0,46	2,65	0,47	2,57	0,966	474,5	7967,0	33853,9	15511,6	14011,8	12155,8	223088,1
$x_o = 50$ EfM = 60%	2,74	10,5	906	4,9	0,41	2,78	0,50	2,43	0,861	484,3	10169,4	39477,4	19511,7	14098,6	15341,3	257268,5
	2,62	16,5	1419	4	0,50	2,78	0,57	2,87	0,952	552,8	17148,9	41049,8	31746,0	14678,6	25490,4	307909,7
	2,75	9,90	852	5	0,40	2,82	0,50	2,75	0,874	487,0	9666,7	40415,1	18605,7	14122,9	14621,3	257465,7
$x_o = 150$ EfM = 60%	2,80	10,5	904	5,42	0,39	2,93	0,51	2,53	0,834	494,9	10616,6	43125,7	20314,2	14191,4	16000,4	273262,3
	2,76	12,6	1079	5	0,45	3,05	0,52	2,66	0,940	526,6	12847,7	43385,5	24276,5	14462,1	19258,9	289076,6
	2,85	8,58	738	6	0,40	3,22	0,50	2,72	0,924	516,4	9043,8	46712,1	17477,7	14376,7	13766,8	276554,0
$x_o = 250$ EfM = 60%	2,81	10,5	903	5,7	0,39	3,00	0,51	2,55	0,827	500,0	10800,8	44613,1	20644,0	14236,2	16273,1	279816,7
	2,77	14,0	1204	5	0,45	3,06	0,54	2,64	0,889	551,5	15036,5	45092,2	28102,7	14667,8	22446,7	309276,8
	2,85	9,42	810	6	0,39	3,14	0,51	2,68	0,867	510,2	9934,2	46744,6	19088,4	14324,0	15040,1	282152,8

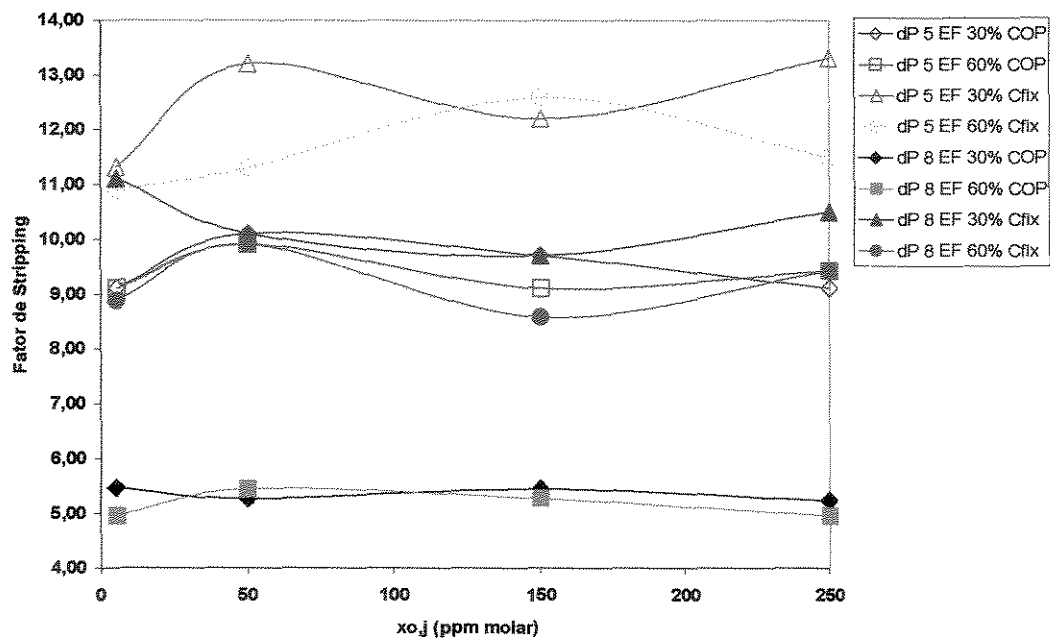


Figura 5.11 – Variação do fator de stripping com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.

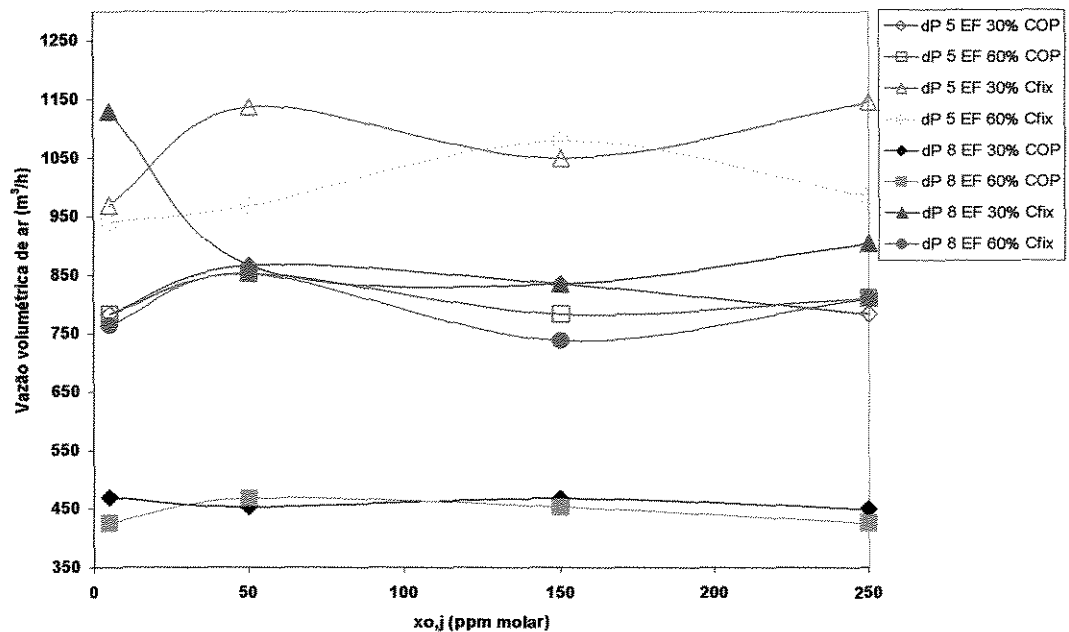


Figura 5.12 – Variação da vazão volumétrica de ar requerida com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.

A Figura 5.13 indica como variou a altura da coluna de stripping em função dos parâmetros de análise e da concentração inicial de VOCs. Os resultados encontrados indicam, como era esperado a partir dos resultados das Figuras 5.11 e 5.12, que a otimização do custo operacional para uma $\Delta P_{\max}$ igual a 8mmHg levou a colunas maiores. De maneira oposta, as menores colunas foram obtidas para valores maiores de eficiência de bandeja e quando custo fixo foi otimizado para uma perda de carga máxima de 5mmHg na bandeja. Com exceção do efeito de $\Delta P_{\max}$, todas estas tendências já haviam sido notadas no estudo de caso 1.

Em particular, duas observações podem ser ainda destacadas: a variação dos valores assumidos pela altura da coluna de stripping é significativamente maior quando $\Delta P_{\max}$ é igual a 8mmHg e, em praticamente todos os casos, vê-se que águas residuárias inicialmente mais concentradas com VOCs exigem colunas maiores, um reflexo do maior número de bandejas requerido.

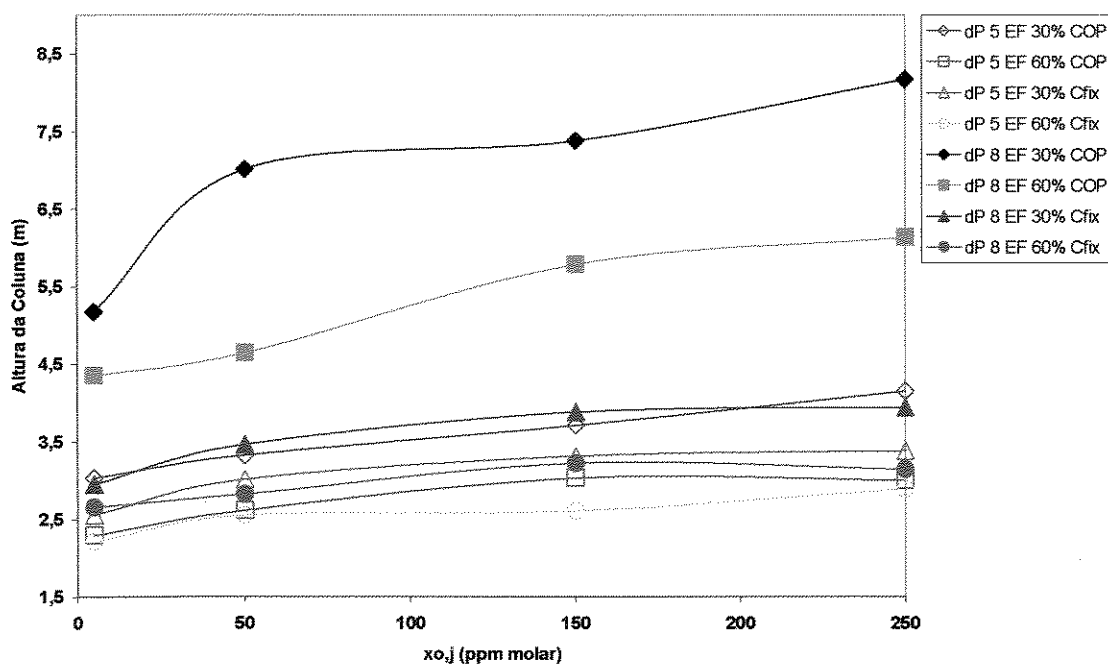


Figura 5.13 – Variação da altura da coluna de stripping com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.

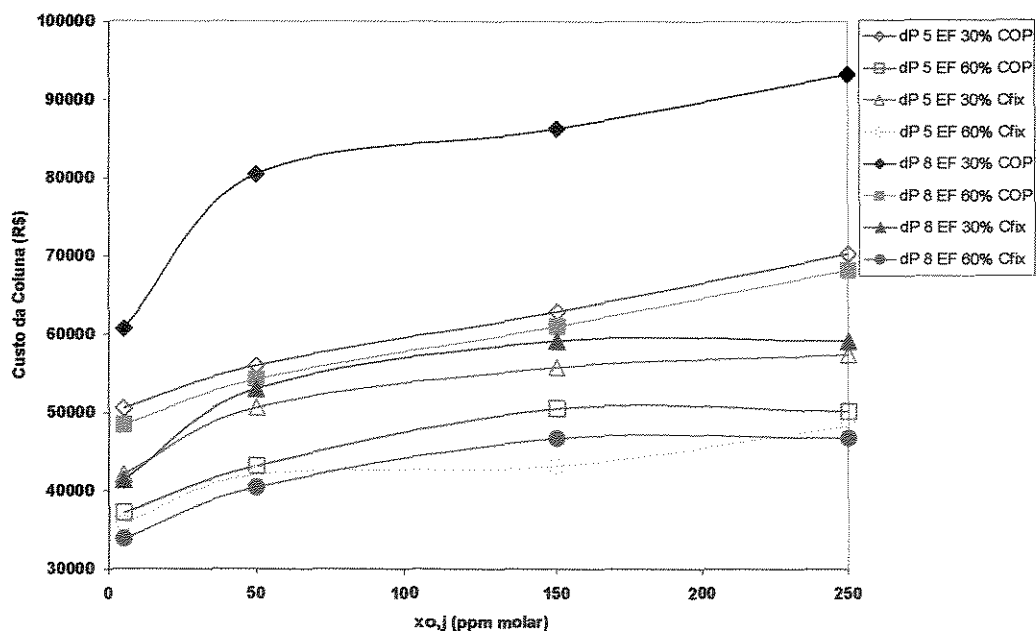


Figura 5.14 – Variação do custo da coluna de stripping com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.

A Figura 5.14 apresenta os resultados encontrados nas simulações para o custo da coluna de stripping. Os valores obtidos indicam um aumento no custo da coluna à medida que se aumentou a concentração inicial de compostos voláteis presentes na água residuária. Diferentemente do primeiro estudo de caso, as variações observadas não foram idênticas às encontradas para a altura da coluna, revelando a maior influência de outras variáveis, principalmente, do diâmetro da coluna na composição desta parcela do custo fixo da unidade de stripping.

Como pode ser observado, as maiores variações no valor do custo da coluna foram obtidas quando o sistema foi otimizado para uma $\Delta P_{\max}$ de 8mmHg. As colunas de stripping mais caras foram encontradas quando o custo operacional com eficiências de bandeja iguais a 30% foi otimizado, enquanto as mais baratas foram obtidas na otimização do custo fixo, com uma eficiência de bandeja de 60%. Estas tendências confirmam, neste estudo de caso, que a otimização do custo fixo tende a diminuir o custo da coluna, refletido na diminuição do número de pratos requerido, especialmente para $\Delta P_{\max} = 8\text{mmHg}$.

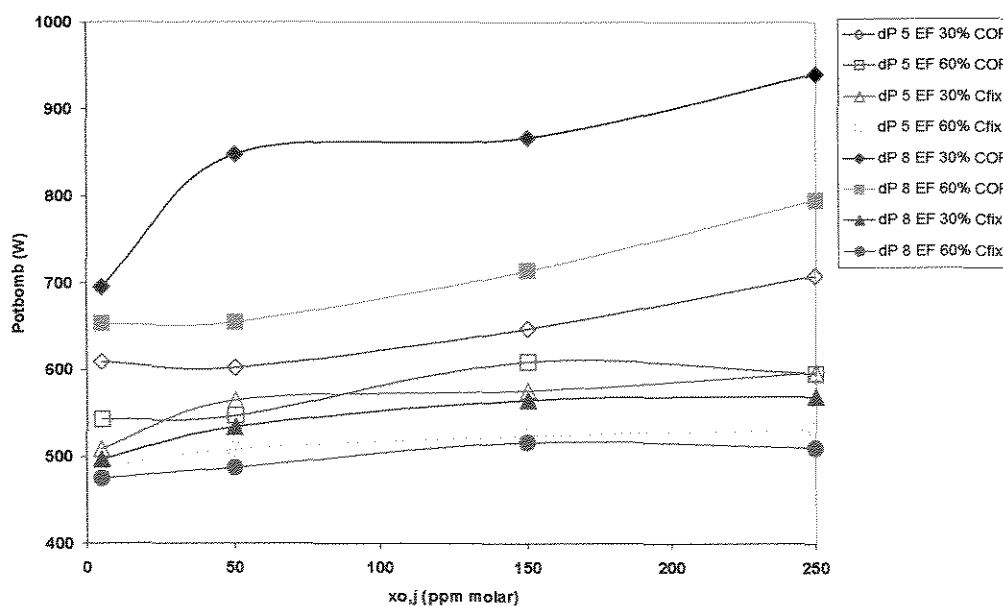


Figura 5.15 – Variação da potência requerida pela bomba com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.

Nas Figuras 5.15 e 5.16 verifica-se que os mesmos perfis foram observados para a potência requerida pela bomba e o custo deste equipamento. Os maiores valores destas variáveis foram obtidos na otimização do custo operacional para uma perda de carga máxima na bandeja de 8mmHg, justamente quando foram obtidas as maiores alturas para a coluna de stripping. Os valores inferiores foram encontrados na otimização do custo fixo considerando uma eficiência de bandeja de 60%, demonstrando que tanto para estas variáveis como para o custo da coluna, houve influência significativa de outras variáveis além da altura da coluna. Na maioria das simulações efetuadas, a potência requerida pela bomba e seu custo aumentaram com o aumento da concentração de VOCs presentes inicialmente.

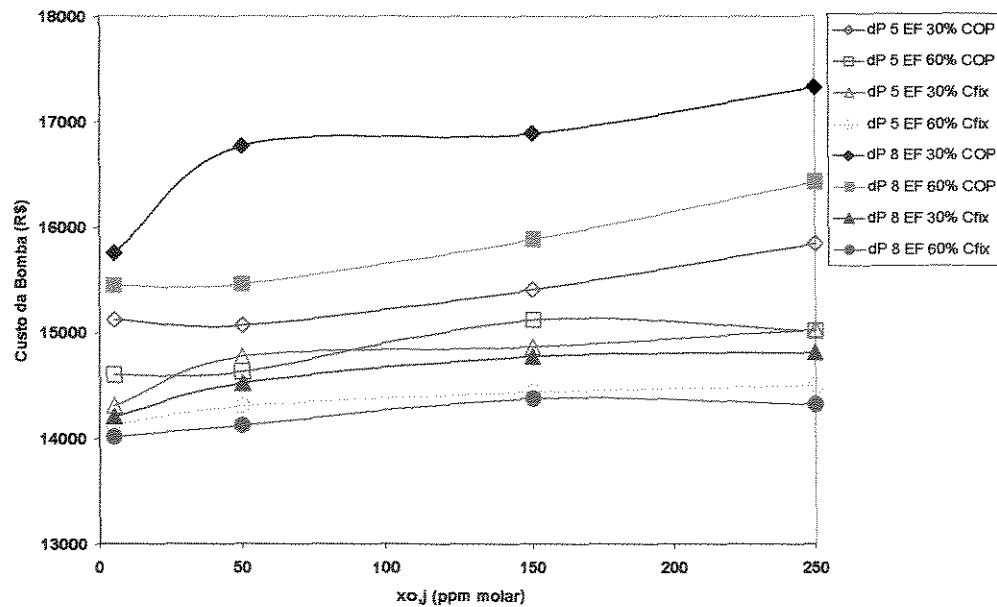


Figura 5.16 – Variação do custo da bomba com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.

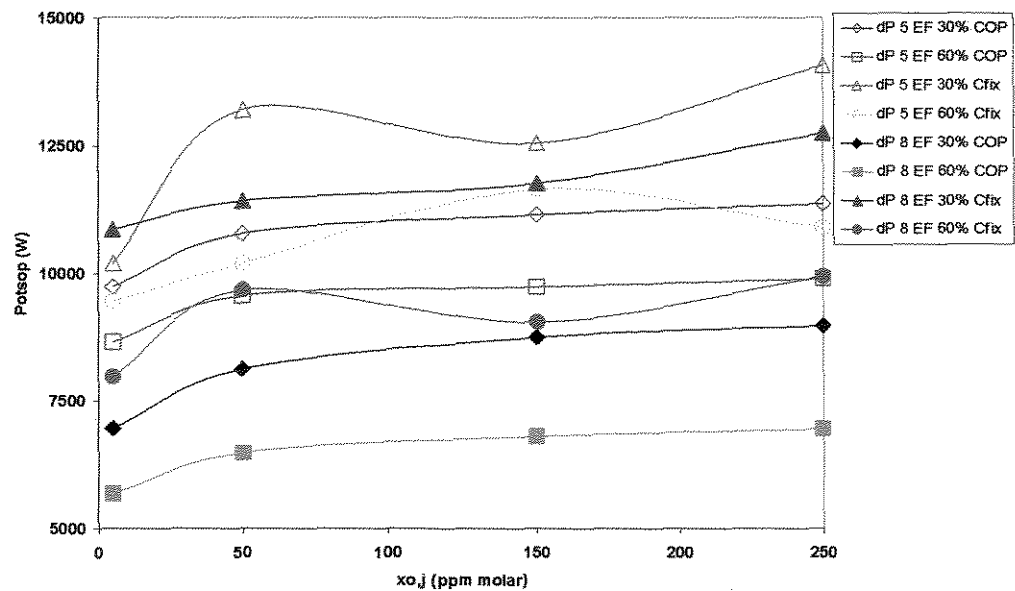


Figura 5.17 – Variação da potência requerida pelo soprador com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.

As Figuras 5.17, 5.18 e 5.19 demonstram as variações apresentadas pelas soluções ótimas das simulações efetuadas nesta pesquisa para as variáveis potência do soprador e custo total do soprador e para a função custo operacional do sistema. As tendências descritas por estas variáveis em função da concentração inicial de VOCs foram praticamente idênticas, confirmando os mesmos resultados encontrados no estudo de caso 1, com o custo operacional regido pela potência consumido pelo soprador.

De maneira semelhante ao ocorrido nas variáveis já analisadas, a potência, o custo total do soprador e a função custo operacional do sistema tenderam a assumir, na maioria das soluções obtidas, valores maiores com o aumento da concentração de voláteis presentes inicialmente.

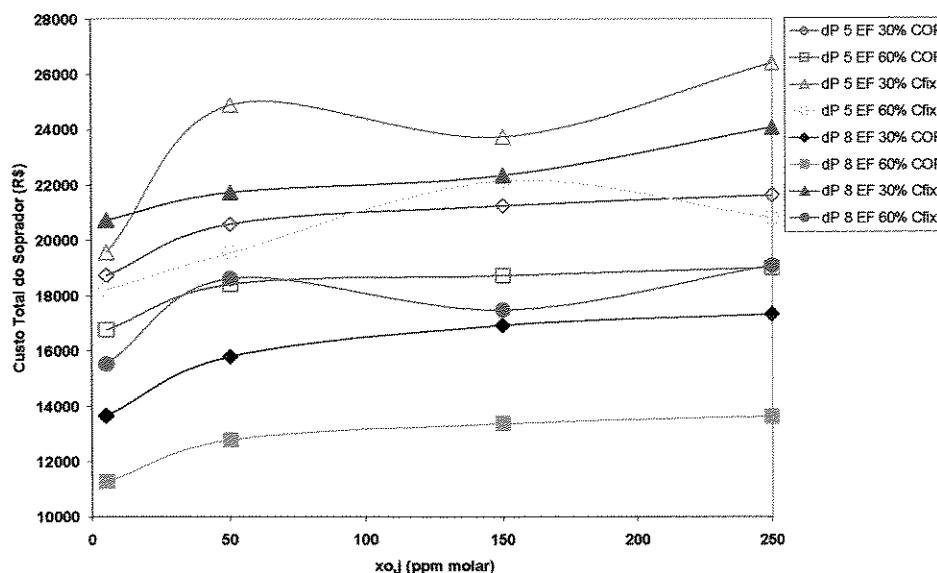


Figura 5.18 – Variação do custo total de aquisição do soprador com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.

O maior custo operacional e os sopradores que consomem mais energia e, portanto mais caros, foram encontrados quando o custo fixo da unidade foi otimizado, considerando uma eficiência de bandeja de 30%. Inversamente, menores custos operacionais e sopradores mais baratos foram encontrados na

otimização do custo operacional para uma $\Delta P_{\max}$ de 8mmHg, o que também correspondeu às soluções que obtiveram menores vazões requeridas de ar.

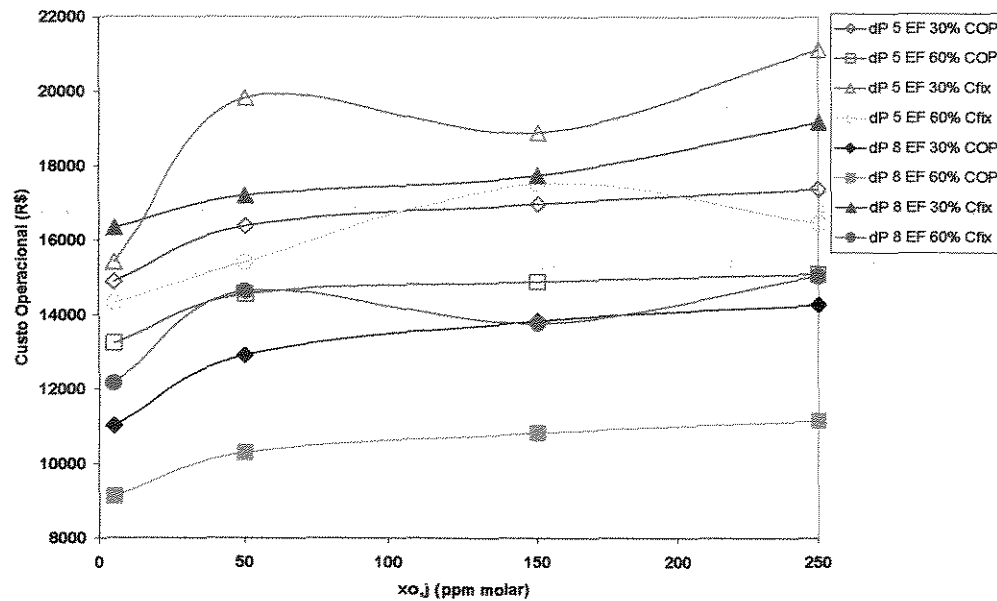


Figura 5.19 – Variação do custo operacional com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.

Observando-se as curvas obtidas nas Figuras 5.12, 5.17, 5.18 e 5.19, notou-se, neste estudo de caso, que as variáveis potência consumida pelo soprador, custo do soprador e custo operacional não conservaram as tendências descritas pela vazão requerida de ar. Acredita-se que as diferenças observadas refletem a influência da altura da coluna de stripping nestas variáveis, segundo a Figura 5.13. Conforme se tem conhecimento, aumentos na vazão de ar levam a colunas menores. Estas duas variáveis competem, portanto, para o aumento ou a diminuição dos valores assumidos pelas variáveis em questão.

Por fim, a Figura 5.20 indica os resultados das simulações realizadas para a função custo fixo da unidade de stripping com o aumento da concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa. Um perfil semelhante ao que foi encontrado para o custo da coluna de stripping foi obtido. Maiores investimentos

foram necessários quando o custo operacional foi otimizado, para uma eficiência de bandeja de Murphree igual a 30%, e menores valores corresponderam a otimização do custo fixo, assumindo as maiores eficiências de bandeja de Murphree, 60%.

Em comparação às curvas apresentadas para o custo da coluna observa-se que as diferenças mais marcantes foram obtidas para as curvas que representam a otimização do custo fixo com eficiências de bandeja iguais a 30%. Esta distinção aparentemente é um reflexo dos maiores valores obtidos para o custo total do soprador quando se otimizou o sistema nestas condições.

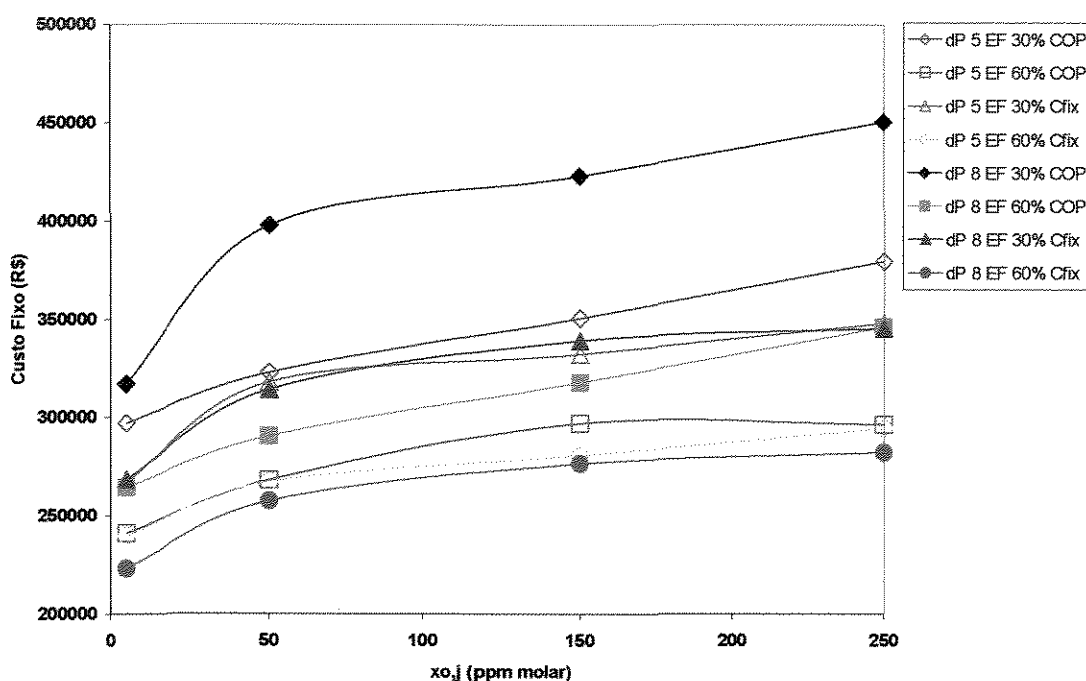


Figura 5.20 – Variação do custo fixo total da unidade de stripping com a concentração inicial de VOCs presentes na mistura aquosa.

5.2.2 - Estudo de Caso 2: Observações relevantes

Nos resultados obtidos neste estudo de casos, alguns fatos chamaram a atenção:

- **Amplitudes das respostas obtidas**

Observando os resultados encontrados, notou-se que as respostas obtidas, quando as funções objetivos foram otimizadas para uma perda de carga máxima admissível de 8mmHg, estiveram geralmente distribuídas em intervalos maiores de valores que aquelas encontradas para $\Delta P_{\max}$ igual a 5mmHg.

Acredita-se que esta maior amplitude nos valores assumidos deve ser reflexo da maior liberdade de configurações que o sistema pode assumir para uma perda de carga maior. Um maior valor da perda de carga admissível na bandeja permitiu que parâmetros mecânicos da bandeja como a altura do vertedouro, h_w , e o diâmetro das perfurações, d_h , assumissem valores proibidos em função da limitação no valor de $\Delta P_{\max}$.

- **Complexidade dos resultados encontrados**

A interpretação dos resultados obtidos para as diversas variáveis custo mostrou-se mais complexa neste estudo de caso em comparação ao estudo de caso 1. No primeiro estudo de caso, viu-se que as respostas obtidas estavam relacionadas claramente com as tendências em diminuir o custo da coluna e o consumo de energia pelo soprador. Tais tendências acabaram estabelecendo uma associação direta com as variáveis vazão requerida de ar e altura da coluna de stripping.

O fato acima citado não ficou tão evidente neste estudo de caso, embora ainda tenha sido observado. Como visto, outras variáveis assumiram importância na composição dos custos, como foram os casos do diâmetro da coluna, D_c , para o custo da coluna e da altura da coluna, H_{col} , para a potência consumida pelo soprador. Sendo influenciados por variações significativas em outras variáveis, os custos dos equipamentos e as funções objetivos apresentaram algumas tendências irregulares nas soluções ótimas, conforme pôde ser claramente observado nos gráficos expostos.

Uma possível explicação para as variadas tendências obtidas pode ser atribuída à busca por soluções ótimas efetuadas pelos programas otimizadores. Poder-se-ia esperar que, em determinadas condições (valores das variáveis e estimativa inicial), diferentes regiões de busca pudessem ser investigadas para a obtenção da solução ótima. Desta forma, diferentes soluções seriam obtidas em regiões distintas do espaço de viabilidade do problema de otimização, justificando as divergências observadas.

Baseados nestas possibilidades, diversas simulações foram efetuadas com diferentes estimativas iniciais. Contudo, nenhuma modificação significativa foi observada nas soluções encontradas. Observa-se, então, como as soluções ótimas se apresentaram (ativas ou inativas) diante das restrições de desigualdade existentes no modelo otimizado, informação que descreveu o seguinte: para que variáveis, as soluções encontradas se situaram nas fronteiras do espaço de viabilidade do problema. Os resultados destas observações podem ser vistos nas Tabelas 5.11, 5.12, 5.13 e 5.14, onde as restrições ativas estão destacadas em cinza.

Tabela 5.11 – Restrições de desigualdade ativas (em cinza) para $\Delta P_{\max} = 5\text{mmHg}$, otimizando o custo operacional da unidade de stripping.

Restrições Ativas	Eficiência de bandeja = 30%				Eficiência de bandeja = 60%			
	$X_{o,j}$ 5ppm	$X_{o,j}$ 50ppm	$X_{o,j}$ 150ppm	$X_{o,j}$ 250ppm	$X_{o,j}$ 5ppm	$X_{o,j}$ 50ppm	$X_{o,j}$ 150ppm	$X_{o,j}$ 250ppm
$\sum X_{Nmas,j} = 0,03$								
$A_h = A_{hmin1}$								
$A_h = A_{hmin2}$								
$A_h = A_{hmin3}$								
$h_{bcw} - d_{cl} = 6,6 \times 10^2$								
$I_w \times d_{cl} = A_d$								

Tabela 5.12 – Restrições de desigualdade ativas (em cinza) para $\Delta P_{\max} = 5\text{mmHg}$, otimizando o custo fixo da unidade de stripping.

Restrições Ativas	Eficiência de bandeja = 30%				Eficiência de bandeja = 60%			
	$X_{o,j}$ 5ppm	$X_{o,j}$ 50ppm	$X_{o,j}$ 150ppm	$X_{o,j}$ 250ppm	$X_{o,j}$ 5ppm	$X_{o,j}$ 50ppm	$X_{o,j}$ 150ppm	$X_{o,j}$ 250ppm
$\sum X_{Nmas,j} = 0,03$								
$A_h = A_{hmin1}$								
$A_h = A_{hmin2}$								
$A_h = A_{hmin3}$								
$h_{bcw} - d_{cl} = 6,6 \times 10^{-2}$								
$l_w \times d_{cl} = A_d$								

De posse das informações fornecidas nestas tabelas efetuou-se simulações forçando a atividade de determinadas restrições nos problemas que apresentaram tendências divergentes das demais para um mesmo conjunto de condições ($\Delta P_{\max}$, EfM, função objetivo) e para diferentes valores de $x_{o,j}$. Nenhuma espécie de melhora foi verificada em relação às soluções inicialmente obtidas.

Tabela 5.13 – Restrições de desigualdade ativas (em cinza) para $\Delta P_{\max} = 8\text{mmHg}$, otimizando o custo operacional da unidade de stripping.

Restrições Ativas	Eficiência de bandeja = 30%				Eficiência de bandeja = 60%			
	$X_{o,j}$ 5ppm	$X_{o,j}$ 50ppm	$X_{o,j}$ 150ppm	$X_{o,j}$ 250ppm	$X_{o,j}$ 5ppm	$X_{o,j}$ 50ppm	$X_{o,j}$ 150ppm	$X_{o,j}$ 250ppm
$\sum X_{Nmas,j} = 0,03$								
$A_h = A_{hmin1}$								
$A_h = A_{hmin2}$								
$A_h = A_{hmin3}$								
$h_{bcw} - d_{cl} = 6,6 \times 10^{-2}$								
$l_w \times d_{cl} = A_d$								

Tabela 5.14 – Restrições de desigualdade ativas (em cinza) para $\Delta P_{\max} = 8\text{mmHg}$, otimizando o custo fixo da unidade de stripping.

Restrições Ativas	Eficiência de bandeja = 30%				Eficiência de bandeja = 60%			
	$X_{o,j}$	$X_{o,j}$	$X_{o,j}$	$X_{o,j}$	$X_{o,j}$	$X_{o,j}$	$X_{o,j}$	$X_{o,j}$
	5ppm	50ppm	150ppm	250ppm	5ppm	50ppm	150ppm	250ppm
$\sum X_{Nmas,j} = 0,03$								
$A_h = A_{hmin1}$								
$A_h = A_{hmin2}$								
$A_h = A_{hmin3}$								
$h_{bcw} - d_{cl} = 6,6 \times 10^{-2}$								
$I_w \times d_{cl} = A_d$								

Avaliando as divergências apresentadas nas curvas obtidas e a atividade das restrições, notou-se não haver correspondência entre as diferentes restrições ativas e diferentes tendências observadas nas soluções para todas as soluções encontradas.

Quando a concentração inicial de poluentes na água residuária foi aumentada, observou-se, em alguns casos, que existindo diferenças nas restrições que se apresentaram ativas, existiram também tendências diferentes nas soluções ótimas encontradas. Contudo, houve casos onde existiu diferença nas restrições ativas e não houve nas soluções ótimas obtidas, ou ainda, existiram episódios onde as diferenças nas tendências demonstradas pelas soluções ótimas não estiveram associadas a qualquer diferença nas restrições ativas. Deste modo, conclui-se que a avaliação das restrições não forneceu uma explicação para as diferentes tendências observadas em todas as soluções ótimas obtidas.

A avaliação sobre a atividade das restrições de desigualdade forneceu, entretanto, algumas características das soluções ótimas obtidas:

- Quando o problema em estudo foi otimizado para uma $\Delta P_{\max}$ de 5mmHg, não houve distinções entre as restrições ativas encontradas na otimização das duas funções objetivos (Tabelas 5.11 e 5.12);
- Ainda para as soluções encontradas com $\Delta P_{\max}$ de 5mmHg, verificou-se que a restrição $h_{bcw} - d_{cl} \geq 6,6 \times 10^{-2}$ foi ativa em todas as soluções obtidas e a área perfurada foi ajustada pela condição de inundação. Nota-se ainda que, em algumas simulações, a mesma área perfurada foi prevista pela perda de carga máxima admissível;
- Quando o problema em estudo foi otimizado para uma $\Delta P_{\max}$ de 8mmHg, observou-se distinções nas restrições ativas obtidas quando foram otimizadas as diferentes funções objetivos. Vê-se que, para a função custo operacional, a área perfurada da bandeja foi ajustada em função da perda de carga máxima admitida na bandeja e da limitação estrutural da mesma. O mesmo não ocorreu quando a função otimizada foi o custo fixo, pois, neste caso, a área perfurada foi ajustada pela condição de inundação para todas as simulações, e a restrição $l_w \times d_{cl} \leq A_d$ se mostrou ativa na maioria das soluções obtidas.

5.3- ESTUDO DE CASO 3: MISTURAS CONTENDO 10 VOCs E ÁGUA

O estudo de caso 3 envolveu a otimização de um sistema onde a alimentação da coluna de stripping se deu a $15\text{m}^3/\text{h}$ e era composta de 10 VOCs e água. O principal intuito deste estudo foi mostrar a possibilidade de serem otimizados sistemas mais complexos, isto é, contendo mais VOCs que aqueles já apresentados.

Foram considerados neste estudo de caso misturas contendo 10ppm (base molar) de cada um dos seguintes contaminantes:

- 1,2-Dicloropropano (Constante de Henry = 156,80 atm);
- 1,1,1-Tricloroetano (Constante de Henry = 273,56 atm);
- 1,1-Dicloroetano (Constante de Henry = 303,00 atm);

- Hexaclorobutadieno (Constante de Henry = 572,70 atm);
- 1,1-Dicloroetano (Constante de Henry = 834,03 atm);
- Tricloroetano (Constante de Henry = 651,00 atm);
- Clorometano (Constante de Henry = 177,4 atm);
- Triclorometano (Constante de Henry = 188,5 atm);
- 1,2-Dicloroetano (Constante de Henry = 295,8 atm);
- Hexacloroetano (Constante de Henry = 547,7 atm).

De forma semelhante ao estudo de caso 2, foram efetuadas simulações diferindo na eficiência de bandeja de Murphree e na função objetivo (custo operacional ou custo fixo) para cada VOC estudado. A perda de carga máxima admissível nas bandejas foi de 8mmHg. Como o número de VOCs na mistura aquosa aumentou significativamente, trabalhou-se com a restrição (3.40c) pelo fato da mesma ser menos restritiva que a empregada no estudo de caso 2.

O modelo computacional construído, segundo o pacote computacional GAMS, apresentou para este problema as informações estatísticas mostradas a seguir. Em tais informações, verifica-se o aumento na complexidade do problema estudado, conforme indicam os números de variáveis, de equações, de elementos não-nulos, de elementos não-nulos em equações não-lineares, além das outras informações relacionadas com a complexidade das não-linearidades existentes no problema.

MODEL STATISTICS:

BLOCKS OF EQUATIONS	178	SINGLE EQUATIONS	286
BLOCKS OF VARIABLES	181	SINGLE VARIABLES	280
NON ZERO ELEMENTS	789	NON LINEAR N-Z	421
DERIVATIVE POOL	24	CONSTANT POOL	100
CODE LENGTH	5531		

5.3.1 - Estudo de Caso 3: Discussão dos resultados obtidos.

Os resultados encontrados para este problema estão indicados na Tabela 5.15, a seguir. As tendências observadas foram semelhantes às obtidas para o primeiro estudo de caso, logo, as variações nas variáveis custo podem ser explicadas em função da vazão requerida de ar e da altura obtida para a coluna de stripping.

Como observado nos estudos de caso anteriores, o consumo de energia mais significativo foi o do soprador. Desta forma, quando o sistema foi otimizado para a função custo operacional, as vazões de ar e os fatores de stripping obtidos foram significativamente menores que os encontrados para a otimização do custo fixo da unidade. Em consequência desta observação, quando o custo operacional foi otimizado, mais bandejas foram necessárias para uma determinada remoção dos contaminantes. Assim, colunas mais altas foram obtidas, o que aumentou a potência requerida pela bomba, o custo da bomba, o custo da coluna de stripping e o custo fixo total da unidade.

Tabela 5.15 – Resultados obtidos para a Mistura com 10 compostos.

ArQ	X_{Nmas} (10^{-2})	S	Q_G	N_p	t_s	H_{col}	D_c	Flex	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C_{col}	$C_{SopTotal}$	C_{bomb}	COP	Cfix
EfM =30% COP	3,00	4,92	634	9,6	0,60	6,48	0,53	2,21	1,068	1232,6	10733,4	84344,0	20523,5	18912,6	17231,1	435705,9
	3,00	5,28	682	9	0,56	5,86	0,54	2,37	1,068	1133,5	10919,1	79267,1	20855,5	18404,5	17355,8	417215,4
	2,11	4,92	634	10	0,60	6,75	0,53	2,21	1,068	1264,9	11019,2	87756,3	21034,4	19072,5	17689,1	450078,9
EfM =60% COP	3,00	4,92	634	6,1	0,60	4,45	0,53	2,21	1,068	989,6	8577,9	58248,3	16629,5	17616,7	13777,3	325580,5
	3,00	5,08	655	6	0,58	4,28	0,53	2,28	1,068	959,2	8680,9	56893,5	16817,2	17441,3	13881,6	320855,0
	1,06	4,92	634	7	0,60	4,97	0,53	2,21	1,068	1051,2	9123,6	64923,4	17622,5	17961,4	14651,7	353785,9
EfM =30% Cfix	3,00	10	1292	5,8	0,42	3,22	0,60	2,51	0,871	771,8	15643,8	53235,2	29154,8	16279,8	23638,4	347317,7
	3,00	9,36	1208	6	0,43	3,37	0,59	2,55	0,906	787,7	14876,3	54980,5	27824,5	16384,5	22556,1	349147,2
EfM =60% Cfix	3,00	8,69	1121	4,4	0,46	2,80	0,57	2,42	0,982	725,1	12115,2	42859,7	22983,1	15963,9	18490,0	287959,7
	3,00	8,69	1121	4,4	0,46	2,80	0,57	2,50	0,985	725,1	12114,9	42860,3	22982,5	15963,9	18489,5	287959,7
	3,00	10,3	1332	4	0,47	2,67	0,58	1,88	0,969	710,9	13999,0	40745,2	26296,1	15866,0	21182,3	291833,6
	3,00	6,78	875	5	0,47	3,14	0,57	2,61	1,068	770,0	10033,2	47764,0	19266,6	16268,0	15556,6	293210,9

O comportamento inverso ao descrito no parágrafo anterior foi encontrado na otimização do custo fixo da unidade de stripping. Mais uma vez, o custo da coluna foi a parcela mais representativa do custo total dos equipamentos. Deste modo, devido às pequenas variações percebidas no diâmetro da coluna, a altura deste equipamento foi a variável mais importante para as parcelas intimamente relacionadas ao custo fixo: potência requerida pela bomba, custo da bomba e custo da coluna de stripping.

Vale ainda ressaltar que, conforme mostrado na coluna $x_{N_{\max}}$ da Tabela 5.15, em todas as soluções ótimas obtidas a restrição (3.40c, Tabela 5.1) foi ativa. Isto revela que, para este estudo de caso, em todas as simulações efetuadas, foi mais econômico ter-se um sistema dimensionado para trabalhar no limite da remoção de contaminantes desejada, do que um sistema superdimensionado na vazão de ar requerida, conforme observado em algumas soluções ótimas obtidas nos estudos de casos anteriores.

5.4- LIMITAÇÕES DOS RESULTADOS OBTIDOS

Nesta seção serão destacadas algumas observações gerais interessantes e que, de certa forma, indicam algumas das limitações do modelo geral construído no capítulo 3 e, deste modo, das respostas encontradas em sua otimização.

Os resultados dispostos neste capítulo mostraram um fato que chamou a atenção: na maioria das simulações efetuadas, a perda de carga máxima admissível pela bandeja foi atingida nas soluções ótimas encontradas. Este fato foi até certo ponto surpreendente, visto que para a função custo operacional era esperado que diminuições na perda de carga total da coluna trouxessem esta função objetivo a patamares menores.

Analisando os dados dispostos no Anexo 4, pode-se perceber que, em termos de perda de carga de bandeja, as parcelas mais significativas foram, respectivamente, h_d (perda de carga da bandeja seca) e h_L (altura de líquido clarificado). A primeira destas, conforme indicado na equação (3.24, página 77), é

uma função da vazão de ar que alimenta a coluna, a qual está implícita na velocidade com que a corrente gasosa atravessa as perfurações na bandeja, u_h . Já a segunda, de acordo com a expressão (3.25, página 78), é função da mesma vazão de ar, implícita na densidade efetiva da espuma, ϕ_e , e de parâmetros geométricos como h_w (altura do dique de contenção).

Conforme se observou, além do seu efeito na perda de carga existente no prato, valores maiores da vazão de ar devem conduzir a colunas menores, que por sua vez, provocam geralmente menores custos de aquisição da coluna e da bomba centrífuga. Este mesmo aumento na vazão de ar também provoca maiores gastos operacionais, já que aumenta principalmente a potência consumida pelo soprador. Pode-se dizer, portanto, que a máxima perda de carga admissível foi atingida em todos os casos porque foi mais “econômico” requerer vazões maiores de ar e obter menores colunas do que ter menores perdas de carga nas bandejas.

Observou-se também que na estimativa da potência requerida pelo soprador, a fim de que fosse garantida maior segurança na potência calculada, h_{tmax2} foi empregada na determinação da perda de carga total existente entre o fundo e o topo da coluna, $\sum Fric_{6 \rightarrow 5}$. Isto acabou mascarando as vantagens de se projetar bandejas com menores perdas de carga, visto que h_{tmax2} é um valor constante. Por conta disso, verificou-se, em diversos resultados expostos no Anexo 4, que a redução na perda de carga da bandeja não trouxe alterações significativas para as funções relacionadas ao custo operacional do sistema. É possível que, se h_t fosse empregado no lugar de h_{tmax2} , os resultados obtidos, principalmente para a otimização do custo operacional do sistema, fossem modificados.

Os valores dispostos no Anexo 4 trazem ainda outros questionamentos. Em todas as simulações efetuadas A_{htrans} foi sempre menor que as demais áreas perfuradas A_h e A_{hmax} , indicando que o regime de fluxo predominante foi o de spray. Isto confirma as afirmativas de LOCKETT (1986), as quais admitem que otimizações no custo levam a colunas que operam no regime de spray. No entanto, para tal regime de fluxo, de acordo com o que foi discutido no capítulo 2,

e, conforme mostra a Tabela A2.13, a altura dos diques de contenção não necessita ser grande, uma vez que não deve influenciar significativamente a altura da massa aerada presente acima da bandeja. Verificou-se, entretanto, nas soluções ótimas obtidas, que valores tão elevados quanto 80mm foram obtidos para a altura do dique de contenção, revelando que as simulações efetuadas nesta pesquisa não foram capazes de reduzir esta variável aos níveis esperados no regime de spray.

O comportamento acima pode ser atribuído ao emprego da expressão (3.25, página 78) proposta por COLWELL (1981) para o cálculo da altura de líquido clarificado, h_L , onde foi assumida, baseados em testes de convergência realizados previamente, a seguinte relação: $h_{ow} < 8,135 \cdot h_w$. Para o regime de spray, talvez o mais provável fosse $h_{ow} > 8,135 \cdot h_w$, já que a massa aerada fica suspensa acima da superfície da bandeja. Isto certamente provocou alterações na estrutura hidrodinâmica das colunas projetadas, levando a valores elevados da altura do dique de contenção, h_w , e, conseqüentemente, de h_L , aumentando a perda de carga estimada nas bandejas.

No capítulo 6 será efetuado um breve resumo das principais conclusões que puderam ser obtidas a partir dos resultados aqui apresentados, bem como serão dadas algumas sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 6

Conclusões e Propostas de Trabalhos Futuros

6.1- PRINCIPAIS CONCLUSÕES DA PESQUISA REALIZADA

Os resultados apresentados no capítulo 5 indicaram que, embora tenha havido diferenças significativas nas respostas obtidas nos três estudos de caso, algumas características gerais foram observadas em todos eles. São destacadas abaixo as principais conclusões conseguidas a partir dos estudos efetuados:

1. A otimização do custo operacional tendeu a soluções com menores vazões requeridas de ar, pois foi a vazão de ar a variável que mais influenciou a potência consumida pelo soprador, parcela mais significativa do custo operacional considerado. Isto acarretou na exigência de maiores colunas separadoras devido ao aumento do número de bandejas necessárias para atingir o grau desejado de remoção de contaminantes. Como consequência destas tendências, a otimização da função custo operacional implicou em maiores gastos com equipamentos, visto que bombas mais potentes e colunas de stripping mais caras foram necessárias;
2. A otimização da função custo fixo conduziu a soluções com maiores exigências em termos de vazão requerida de ar. Estas maiores vazões foram obtidas a fim de diminuir principalmente a parcela mais significativa do custo dos equipamentos, o custo da coluna de stripping. Com o aumento da vazão de ar, colunas menores foram obtidas e, conseqüentemente, menores custos da coluna de stripping, para pequenas variações no diâmetro das colunas.

Esta tendência proporcionou também menores gastos com a bomba centrífuga e maiores custos com o soprador;

3. Como era esperado, os efeitos da eficiência de bandeja de Murphree nas simulações foi proporcionar menores números de pratos para as maiores eficiências. Desta forma, este parâmetro influenciou significativamente as parcelas de custo mais diretamente afetadas pela altura da coluna (custo da coluna de stripping, custo da bomba centrífuga e custo fixo da unidade), onde as menores eficiências levaram geralmente aos maiores custos. Outras variáveis, tais como COP, também foram indiretamente afetadas;
4. No estudo de caso 1, verificou-se que as respostas obtidas estiveram perfeitamente relacionadas com as tendências apresentadas pelas variáveis vazão requerida de ar e altura da coluna de stripping. As diferenças obtidas entre os fatores de stripping encontrados neste trabalho e os obtidos por LI and HSIAO (1991) podem ter sido resultantes de uma série de diferenças existentes na otimização efetuada. Estas diferenças englobam a função objetivo otimizada, as considerações de projeto levadas a cabo, entre outras. No entanto, vale salientar que tais autores não reportaram em detalhes os valores dos parâmetros empregados na otimização efetuada pelos mesmos, dificultando a interpretação dos resultados alcançados neste trabalho;
5. O efeito da perda de carga máxima admissível nas bandejas, investigado no estudo de caso 2, mostrou que quanto menor o valor considerado para este parâmetro, menor o intervalo de variação das funções custos consideradas, ou seja, para menores valores de $\Delta P_{\max}$ as simulações efetuadas indicaram que menores diferenças são observadas quando o sistema foi otimizado com as funções objetivo consideradas e/ou foi suposta uma determinada eficiência de bandeja de Murphree. Acredita-se que isto se deva ao menor número de configurações possíveis para a bandeja da coluna quando a perda de carga da bandeja foi limitada a valores menores;
6. No estudo de caso 2, verificou-se uma maior dificuldade na interpretação dos resultados pela influência de outras variáveis nas funções custo

consideradas. Como citado, não foi obtida uma correspondência direta entre as vazões de ar e o valor ótimo da potência consumida pelo soprador, ou entre a altura da coluna de stripping e o custo deste equipamento. Isto mostra a maior complexidade deste problema e a maior importância de outras variáveis nas funções custo consideradas;

7. O estudo de caso 3 indicou que a formulação proposta é robusta suficiente para solucionar problemas com misturas mais complexas (número maior de compostos voláteis) que as estudadas nos estudos de caso anteriores. De um modo geral, as mesmas tendências gerais observadas nos estudos de caso 1 e 2 puderam ser notadas neste;
8. A metodologia desenvolvida mostrou-se efetiva para o dimensionamento otimizado da unidade de *air stripping* em vários casos de estudos, apresentando-se versátil e robusta. Portanto, conclui-se que o principal objetivo desta pesquisa foi atingido;
9. Foram discutidas, no final do capítulo anterior, as principais limitações observadas no modelo formulado para o estudo em questão. Observou-se que alguns pontos não corresponderam ao esperado, porém acredita-se que isto não impediu que os objetivos de elaborar um modelo que simulasse o comportamento de uma unidade de *air stripping* e de investigar seu comportamento quando variáveis de custo eram otimizadas fossem alcançados.

6.2- SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Da forma como foi construída, a formulação aqui proposta para a unidade de stripping permite ainda que inúmeras outras análises possam ser efetuadas, principalmente, investigações sobre o efeito de determinadas variáveis em funções de interesse. Assim, a influência de quaisquer das variáveis de interesse e das correlações empregadas em suas estimativas poderiam ser ainda avaliadas.

A fim de tornar as informações obtidas mais valiosas para o mercado, projetos conjuntos entre a universidade, fabricantes e/ou projetistas de unidades de *air stripping* poderiam trazer melhoramentos a este tipo de processo através da incorporação de outros fatores não considerados na modelagem proposta nesta pesquisa. Por exemplo, para aumentar a abrangência e o número de fenômenos considerados na formulação do problema, poderia ser investigado o efeito da temperatura da corrente líquida alimentada dentro da coluna e, suas conseqüências nas funções custo, como as aqui analisadas. Ou ainda, poderiam ser incluídas ao modelo construído equações para estimar a eficiência de bandeja de Murphree e, com isto, eliminar definitivamente as incertezas existentes ao serem assumidos valores para este parâmetro.

Visando diminuir a complexidade do problema estudado, pesquisas envolvendo técnicas de análise multivariada poderiam ser empregadas na seleção das variáveis mais relevantes em sistemas como o estudado. Isto simplificaria bastante o problema, pois reduziria o número de variáveis de interesse, facilitando tanto a otimização como a interpretação dos resultados obtidos.

Do ponto de vista dos fenômenos que ocorrem dentro da coluna de stripping, acredita-se que experimentos e mais estudos computacionais devam ser efetuados com o objetivo de caracterizar o regime de fluxo existente durante o funcionamento destes equipamentos. Como foi destacado no capítulo 2, embora este tipo de informação seja importante para o projeto de colunas, pouca informação existe na literatura para colunas de stripping a esse respeito.

A formulação do problema de otimização também pode ser modificada. Como foi citado no capítulo 4, todos os parâmetros mecânicos que compõem os equipamentos e demais acessórios existentes numa unidade de stripping estão disponíveis no mercado em tamanhos e capacidades padronizados. Assim, uma formulação mais rigorosa e que forneceria respostas mais próximas da realidade teria de considerar os equipamentos e acessórios disponíveis no mercado. Isto somente pode ser conseguido através de programação mista, inteira e não-linear,

onde catálogos de fabricantes seriam utilizados no fornecimento das informações necessárias.

Por fim, vale destacar que grande parte da metodologia e muitas das informações empregadas no estudo proposto também podem ser utilizadas na otimização de outros processos de separação, especialmente, absorção e destilação, ou ainda stripping empregando colunas de recheio na separação. Efetuando as devidas correções nas expressões matemáticas que regem os fenômenos envolvidos, tem-se formulações semelhantes à construída para estes outros processos, viabilizando a realização de análises semelhantes às avaliadas neste trabalho.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AUGUSTO, L. G. S.; Exposição Ocupacional a Organoclorados em Indústria Química de Cubatão - Estado de São Paulo : Avaliação do Efeito Clastogênico pelo teste de Micronúcleos, Tese Faculdade de Ciências Médicas da UNICAMP, Campinas - SP, 1995;
- ASANO, K. FUJITA, S.; Vapour and liquid phase mass transfer coefficients in tray towers, *Kagaku Kogaku* 4, 330, 369, 1966; citado em LOCKETT (1986);
- AZEVEDO NETTO, J. M. et al.; Manual de Hidráulica, 8ª Ed., Edgard Blücher Ltda., São Paulo, Brasil, 1998;
- BARNICK, S. D. and DAVIS, J. F.; Designing sieve-tray columns, Part 1: Tray design, *Chem. Eng.* (Oct), pp. 140-146, 1989a;
- BARNICK, S. D. and DAVIS, J. F.; Designing sieve-tray columns, Part 2: Column design and verification, *Chem. Eng.* (Nov), pp. 203-212, 1989b;
- BELL, L. L. and BELL, D. H.; Industrial Noise Control: Fundamentals and Applications, 2ª ed., Marcel Dekker Inc., New York, 1994;
- BENNETT, D. L.; AGRAWAL, R. and COOK, P. J.; New Pressure Drop Correlation for Sieve Tray Distillation Columns, *AIChE Journal*, Vol. 29, n. 3, May 1983;
- BERANEK, D. A.; Engineering and Design Air Stripping, Design Guide No. 1110-1-3, Department of the Army, U. S. Army Corps of Engineers, Washington, 2001 (<http://www.usacc.army.mil/usace-docs/dg/dg1110-1-3/toc.htm>);
- BERANEK, L. L. and VÉR, I. L.; Noise and vibration control engineering: Principles and Applications, John Wiley & Sons, New York, 1992;
- BOLLES, W. L.; Distillation Theory and Practice – Intensive Course, University of New South Wales/University of Sidney, August 9 – 11, 1977; citado por KISTER (1992);

- BRAMBILLA, A., GIANOLIO, E. and NENCETTI, G. F.; Fluodynamic behavior and efficiency of sieve trays at low gas rates, Inst. Chem. Engrs. Symp. Series, n. 56, p.32;
- BRAVO, J. L.; Column Internals – Maximize efficiency in distillation, absorption, stripping and extraction, Chem. Eng., pp. 76 – 83, Feb. 1998;
- BROOKE, A., KENDRICK, D. and MEERAUS, A.; GAMS: A User's Guide. GAMS Development Corporation, USA, 1996;
- CHAN, H. and FAIR, J. R.; Prediction of Point Efficiencies on Sieve Trays. 1. Binary Systems; 2. Multicomponent Systems. Ind. Eng. Process Des. Dev., 23, pp. 814 - 827, 1984;
- CHASE, J. D.; Sieve-Tray Design, Part I, Chem. Eng., July 31th, pp. 105 – 116, 1967a;
- CHASE, J. D.; Sieve-Tray Design, Part II, Chem. Eng., August 28th, pp. 139 – 146, 1967b;
- CICALESE et al.; Miscellaneous fractionating techniques, Petrol. Refiner, v. 26, n.5, p. 495, 1947; citado por LOCKETT (1986), KISTER (1992) e SINNOTT (1997);
- COLWELL, C. J.; Clear Liquid Height and Froth Density on Sieve Trays, Ind. Chem. Proc. Des. Dev. v. 20, n. 2, 1981;
- COLWELL, C. J. and O'BARA, J. T.; Trabalho apresentado no AIChE National Spring Meeting, Houston, April 1989; citado em KISTER (1992);
- COULBURN, A. P.; Effect of entrainment on plate efficiency in distillation, Ind. Eng. Chem. v. 28, p. 526, 1936; citado por ECONOMOPOULOS (1978), LOCKETT (1986), KISTER (1992), FAIR et al. (1997) e SINNOTT (1997);
- CTC – Centro de Tecnologia Copersucar - Coordenadoria de Processos; Destilação, 1ª Edição, Agosto, 1987;

- DERWENT, R. G. Sources, Distributions, and Fates of VOCs in the Atmosphere; IN: HESTER, R. E. and HARRISON, R. M.; Volatile Organic Compounds in the Atmosphere, Issues in Environmental Science and Technology, Volume 4, Royal Society of Chemistry, United Kingdom, 1995;
- DOUGLAS, J. M.; Conceptual Design of Chemical Process, McGraw - Hill, USA, 1988;
- ECONOMOPOULOS, A. P.; Computer design of sieve trays and tray columns, Chem. Eng. (Dec 4), pp. 109-120, 1978;
- EDGARD, T. F. and HIMMELBLAU, D. M.; Optimization of chemical process, 1st edition, McGRAW-HILL, Singapore, 1989;
- EDULJEE, H. E.; Sieve Plates – Minimum vapour velocity, The Chem. Engr. (Mar.), p. 123, 1972;
- FAIR, J. R.; How to Predict Sieve Tray Entrainment and Flooding, Petro/Chem. Eng. (Sept.), pp. 45, 1961;
- FAIR, J. R.; Chapter 15 - Tray Hydraulics: Perforated Trays, IN: SMITH, B. D.; Design of Equilibrium Stage Process, McGraw-Hill, USA, 1963;
- FAIR, J. R. et al., Chapter 18 - IN: Chemical Engineering Handbook, 6th ed., 1984; citado por KISTER (1992);
- FAIR, J. R. et al.; Section 14 - Gas Absorption and Gas Liquid System Design, IN: Perry's Chemical Engineering Handbook, 7th ed., 1997;
- FELDER, R. M. and ROUSSEAU, R. W.; Elementary Principles of Chemical Processes, 2nd ed., John Wiley & Sons, 1991;
- FELL, C. J. D. and PINCZEWSKI, W. V.; New considerations in the design of high-capacity sieve trays, The Chem. Engr. (Jan.), v. 45, 1977;
- FLOUDAS, C. A.; Nonlinear and Mixed-Integer Optimization: Fundamentals & Applications; Oxford University Press, Oxford, 1995;
- FRANK, O.; Chem. Eng., March 14th, pp. 110 – 128, 1977;

- GARRETT, D. E.; Chemical Engineering Economics, Van Nostrand Reinhold, New York, USA, 1989;
- GEANKOPLIS, C. J.; Transport process and unit operations, Prentice Hall, New Jersey, USA, 1993;
- GERGES, S. N. Y.; Ruído: fundamentos e controle, LVA, Florianópolis, 1992;
- Glitsch Inc.; Ballast Tray Design Manual, Dallas, Texas, 1974; citado em LOCKETT (1986) e KISTER (1992);
- GOMIDE, R.; Fluidos na Indústria, Operações Unitárias Volume II, 1ª Parte, Edição do autor, São Paulo, 1997a;
- GOMIDE, R.; Operações com Fluidos, Operações Unitárias Volume II, 2ª Parte, Edição do autor, São Paulo, 1997b;
- GRAHAM, J. B.; Fan Selection and Installation, Chem. Eng. Prog., v. 71, n. 10, Oct., 1975;
- GUTHRIE, K. M.; Process Plant Estimating, Evaluation and Control, Craftsman Book Company of America, USA, 1974;
- HARRIS, I. J.; Optimum design of sieve trays, Brit. Chem. Eng. 10, (6), pp. 377, 1965; citado em LOCKETT (1986);
- HOFHUIS, P. A. M., Thesis, TU Delft, 4th June, 1980; citado em ZUIDERWEG (1982);
- HOFHUIS, P. A. M. and ZUIDERWEG, F. J.; Sieve Plates: dispersion density and flow regimes, Inst. Chem. Engrs. Symp. Series, n. 56, p. 2.2/1, 1979;
- HSIEH, C. and McNULTY, K. J.; Predict Weeping of sieve and Valve Trays, Chem. Eng. Progress, pp.71 – 77, July 1993;
- HUANG, C-J. and HODSON, J. R.; Perforated Trays – designed this way, Petroleum Refiner 37 (Feb.), pp. 103, 1958. Citado por Sinnott, R. K.; Chemical Engineering Design, Coulson & Richardson's Chemical Engineering, Volume 6, 2th ed., Revised Butterworth - Heinemann Ltd., Great Britain, 1993;

- HUGHMARK, G. A. and O'CONNELL, H. E.; Chem. Eng. Progress, v. 53, n. 3, p. 127, 1957;
- JEROMIN, L., HOLIK, H. and KNAPP, H.; Efficiency calculation method for sieve-plate columns of air separation plants, Inst. Chem. Engrs. Symp. Series n. 32, pp. 5-45, 1969; citado em LOCKETT (1986);
- JERONIMO, M. A. da S. and SAWISTOWSKI, H.; Trans. Inst. Chem. Engrs., 51, p. 265, 1973;
- KAVANAUGH, M. C. and TRUSSELL, R. R.; Design of aeration towers to strip volatile contaminants from drinking water, Journal American Water Works Association, Research & Technology, December, pp. 684-692, 1980;
- KISTER, H. Z.; Guidelines for designing distillation – column internals, Chem. Eng. (May 19th), 1980a;
- KISTER, H. Z.; Outlets and internal devices for distillation columns, Chem. Eng. (July 28th), 1980b;
- KISTER, H. Z.; Design and layout for sieve and valve trays, Chem. Eng. (Sept. 8th), 1980c;
- KISTER, H. Z.; Mechanical requirements for sieve and valve trays, Chem. Eng. (Nov. 17th), 1980d;
- KISTER, H. Z.; Downcomer design for distillation tray columns, Chem. Eng. (Dec. 29th), 1980e;
- KISTER, H. Z.; Inspection assures troublefree operation, Chem. Eng. (Feb. 9th), 1981a;
- KISTER, H. Z.; How to prepare and test columns before startup, Chem. Eng. (Apr. 6th), 1981b;
- KISTER, H. Z. and HAAS, J. R.; Inst. Chem. Engrs. Symp. Series, 104, p. A483, 1987;

- KISTER, H. Z. and HAAS, J. R.; Predict Entrainment Flooding on Sieve and Valve Trays, Chem. Eng. Prog. (Sept.), pp. 63-69, 1990;
- KISTER, H. Z.; Distillation Design, 1st ed., McGraw-Hill, USA, 1992;
- Koch Engineering Co. Inc.; Flexitray Design Manual, Wichita, Kansas, 1982; citado em LOCKETT (1986) e KISTER (1992);
- KUZNIAR, J., ZUIDERWEG, F. J. and HOFHUIS, P. A. M., Anaheim meeting, AIChE, June, 1982; citado em ZUIDERWEG (1982);
- LaBRANCHE, D. F. and COLLINS, M. R.; Stripping volatile organic compounds and petroleum hydrocarbons from water, Water Environment Research, v. 68, n. 3, pp. 348-358, May/June 1996;
- LEIBSON, I., KELLEY, R. E. and BULLINGTON, L. A.; Pet. Refiner, v. 36, n. 2, p. 127, 1957;
- LI, K. Y. and HSIAO, K. J.; VOC strippers: how many trays?, Hydrocarbon Proc. (Feb.), pp. 79, 1990;
- LI, K. Y. and HSIAO, K. J.; How to optimize an air stripper, Chem. Eng. (Jul.), pp. 114, 1991;
- LIDE, D. R. and KEHIAIAN, H. V.; CRC Handbook of Thermophysical and Thermochemical Data, CRC Press, 1994;
- LIDE, D. R.; Handbook of Chemistry and Physics, 78th ed., CRC Press, 1997;
- LOCKETT, M. J.; The froth to spray transition on sieve trays, Trans. IChemE., v. 59, pp. 26 - 34, 1981;
- LOCKETT, M. J., RAHMAN, M. A. and DHULESIA, H. A.; Prediction of the effect of weeping on distillation tray efficiency, AIChE J., v. 30, n. 3, p. 423, 1984;
- LOCKETT, M. J.; Distillation Tray Fundamentals, 1st ed., Cambridge University Press, Cambridge, UK, 1986;

- LOCKETT, M. J. and BANIK, S.; Weeping from Sieve Trays, Ind. Eng. Chem. Proc. Des. Dev. v. 25, n. 2, p. 561 - 569, 1986;
- LUDWIG, E. E.; Applied process design for chemical and petrochemical plants, Volume 1, 3rd ed., Gulf Publishing Company, Houston, Texas, USA, 1995;
- LUDWIG, E. E.; Applied process design for chemical and petrochemical plants, Volume 2, 3rd ed., Gulf Publishing Company, Houston, Texas, USA, 1997;
- LUDWIG, E. E.; Applied process design for chemical and petrochemical plants, Volume 3, 2nd ed., Gulf Publishing Company, Houston, Texas, USA, 1984;
- LYGEROS, A. I. and MAGOULAS, K. G.; Column flooding and entrainment, Hydrocarbon Proc. 65 (12), pp. 43, 1986;
- MACINTYRE, A. J.; Bombas e Instalações de Bombeamento, 2^a ed., Guanabara Koogan, Rio de Janeiro, 1987;
- MANAHAN, S.E., Environmental Chemistry, 6th ed., Lewis Publishers, USA, 1994;
- Mayfield, F. D.; CHURCH, W. L.; GREEN, A. C.; LEE, D. C. and RASMUSSEN, R. W.; Perforated plate distillation columns; Ind. Engng. Chem., **44**, (9), p. 2238, 1952; citado em ECONOMOPOULOS (1978) e LOCKETT (1986);
- McALLISTER, R. A., McGINNIS, P. H. and PLANK, C. A., Perforated plate performance, Chem. Eng. Science, v. 9, n. 25, 1958;
- McNULTY, K. J.; Effective Design for Absorption and Stripping, Chem. Eng. v. 101, n. 11 (Nov.), pp. 92 - 100, 1994;
- MEAD, E. and LEIBBERT, J.; A comparison of packed-column and low-profile sieve tray air strippers, Proceedings of Conference on Hazardous Waste Research, 1998;
- MESQUITA, A. L. S.; GUIMARÃES, F. A. e NEFUSSI, N.; Engenharia de Ventilação Industrial, Ed. Edgard Blücher, CETESB, São Paulo, Brasil, 1977;

- MULET, A.; CORRIPIO, A. B. and EVANS, L. B.; Estimate costs of distillation and absorption towers via correlations. Chem. Eng. v. 88, n. 26 (Dec.), pp. 77, 1981;
- NAYYAR, M. L.; Piping Handbook, 6th ed., McGraw-Hill, USA, 1992;
- NUTTER, D. E.; High capacity tray for gas-liquid contact apparatus, United States Patent 5,360,583; 1994;
- OKONIEWSKI, B. A.; Remove VOCs from Wastewater by Air Stripping. Chem. Eng. Progress (Feb.), pp. 89 - 93, 1992;
- PERRY, R. H. and GREEN, D. W.; Perry's Chemical Engineers's Handbook, 7th ed., McGraw - Hill, Singapore, 1997;
- PETERS, M. S. and TIMMERHAUS, K. D.; Plant Design and Economics for Chemical Engineers, 4th ed., McGraw - Hill, USA, 1991;
- PINCZEWSKI, W. V. and FELL, C. J. D.; Froth to Spray Transition on Sieve Trays, Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev., v. 21, n. 4, pp. 774 – 776, 1982;
- PINTO, J. M.; Programação não-linear, notas de aula da disciplina PQI 5779 - Otimização de Processos Químicos I, do Departamento de Engenharia Química da Escola Politécnica da USP, 2000;
- POE, C. and BONNELL, K.; Selecting Low-flow Pumps, Chem. Eng., v. 106, n. 2, pp. 78 - 88, (Feb.) 1999;
- POLLAK, R.; Selecting Fans and Blowers, Chem. Eng. (Jan 22), pp. 86-100, 1973;
- PRADO, M. et al., Bubble-to-Spray Transition on Sieve Trays, Chem. Eng. Progress, pp. 32 – 40, March 1987;
- RARDIN, R. L.; Optimization In Operations Research, Prentice Hall, New Jersey, 1998;
- RUFF, K., PILHOFER, T. and MERSMANN, A.; Ensuring flow through all the openings of perforated plates for fluid dispersion, Int. Chem. Eng., v. 18, n. 3, July, pp. 395 – 401, 1978;

- SEIDER, W. D.; SEADER, J. D. and LEWIN, D. R.; Process Design Principles: synthesis, analysis, and evaluation. 1st ed., John Wiley & Sons, New York, 1999;
- SINNOTT, R. K.; Chemical Engineering Design, Coulson & Richardson's Chemical Engineering, Volume 6, 2th ed., Revised Butterworth - Heinemann Ltd., Great Britain, 1993;
- SOUDERS JR., M. and BROWN, G. G.; Design of Fractionating Columns. Ind. Chem. Eng., 26 (Jan.), pp.98, 1934;
- STERBACEK, Z.; Hydrodynamics of perforated trays with downcomers, Brit. Chem. Eng., v. 12, n. 10, p. 1577, 1967;
- STICHLMAIR, J. and MERSMANN, A.; Dimensioning plate columns for absorption and rectification, Int. Chem. Eng., v. 18, n. 2, p. 223, 1978;
- TELLES, P. C. da SILVA; Tubulações Industriais, 4^a ed., LTC Ltda., Rio de Janeiro, 1979;
- TELLES, P. C. DA SILVA; Tubulações Industriais: Materiais, Projeto, Montagem, 9^a ed., 2^a reimpressão, LTC Ltda., Rio de Janeiro, 2000;
- TILTON, J. N.; Section 6 – Fluid and Particle Dynamics, IN: Perry's Chemical Engineering Handbook, 7th ed., 1997;
- TREYBAL, R. E.; Mass Transfer Operations, 2nd edn., McGraw-Hill, 1968; citado por LOCKETT (1986);
- TURTON, R.; BAILIE R. C.; WHITING, W. B.; SHAEIWITZ, J. A.; Analysis, Synthesis, an Design of Chemical Process, Prentice Hall Inc, New Jersey, USA, 1998;
- ULRICH, G. D.; A Guide to Chemical Engineering Process Design and Economics, John Wiley & Sons, 1984;
- USEPA – U. S. Environmental Protection Agency; Air Stripping of Aqueous Solutions. EPA/540/2 - 91/ 022; USA, Oct. 1991;

- USEPA – U. S. Environmental Protection Agency; Drinking Water and Health, National Primary Drinking Water Regulations, Contaminant Specific Fact Sheets – Volatile Organic Chemicals, EPA 811-F-95-004-T, October 1995, www.epa.gov/OGWDW/dwh/t-voc.html;
- USEPA – U. S. Environmental Protection Agency -; Remediation case Studies: Groundwater Pump and Treat (Chlorinated Solvents), Volume 9, EPA/542R - 98/013; USA, 1998;
- VAN WINKLE, M.; Distillation, 1st ed., McGraw – Hill Book Company, USA, 1967;
- VERSCHUEREN, K.; Handbook of Environmental Data on Organic Chemicals, 3rd ed., Van Nostrand Reinhold International, Thomson Publishing Company, 1996;
- WALLIS, G. B.; One-dimensional two-phase flow, 1st ed., McGraw-Hill, USA, 1969;
- WIJN, E. F.; On the lower operating range of sieve and valve trays, Chem. Eng. Journal, 70, pp. 143 – 155, 1998;
- WIJN, E. F.; Weir flow and liquid height on sieve and valve trays, Chem. Eng. Journal, 73, pp. 191 – 204, 1999;
- WOODS, D. R.; Process Design and Engineering Practice, Upper Saddle River Prentice Hall, USA, 1995;
- ZUIDERWEG, F. J.; SIEVE TRAYS - A view on the state of the art, Chem. Eng. Science, v. 37, n. 10, pp. 1441 – 1464, 1982.

ANEXOS

ANEXO 1 – INFORMAÇÕES ADICIONAIS SOBRE VOCs CLORADOS.

Nesta seção foram reunidas algumas informações adicionais a respeito dos VOCs clorados considerados em nossas simulações. Estas informações englobam o emprego destas substâncias, as formas pelas quais verifica-se sua presença no meio aquático e os danos que tais podem provocar à saúde.

Alguns dos VOCs abaixo referidos são compostos orgânicos voláteis destacados pela Agência Ambiental Norte-americana – USEPA como os mais encontrados nos EUA em episódios de contaminação de águas superficiais e lençóis freáticos até o ano de 1995. Dentre os vinte e dois VOCs destacados pela USEPA, quinze foram clorados, originários de processos antropogênicos e com potencial para causar graves problemas de saúde (USEPA, 1995).

Como foi visto no capítulo 3, alguns destes VOCs foram escolhidos por nós para compor a corrente líquida a ser estudada. Foram eles: 1,1,1 – Tricloroetano (TCA); Diclorometano (DCM), Triclorometano (TCM), Tricloroeteno (TCE), 1,1 – Dicloroeteno (1,1-DCE), *trans* - 1,2 - Dicloroeteno (1,2-DCE), 1,2 - Dicloropropano (1,2-DCP), 1,1 – Dicloroetano (1,1-DCA), 1,2 – Dicloroetano (1,2-DCA), Hexaclorobutadieno (HCB), Hexacloroetano (HCE).

As tabelas a seguir mostram alguns dados sobre tais compostos. As informações nelas presentes podem ser encontradas em mais detalhes nas fontes apresentadas.

Tabela A1.1 – Características do 1,1,1-Tricloroetano.

Aplicações	É usado na limpeza a vapor de produtos metálicos; na limpeza de instrumentos de precisão; no processamento e coloração da indústria têxtil; em aerossóis age como atenuador da pressão de vapor, como solvente e como carreador dos muitos ingredientes ativos. Também é empregado na fabricação de substâncias químicas, como fluido refrigerante, em tintas, no controle de pragas na agricultura e como solvente para vários inseticidas.
Presença no meio aquático	Sua presença no meio aquático deve-se às águas residuais provenientes de sua própria produção, ao seu uso na limpeza de metais, à lixívia contendo compostos voláteis em aterros e a seu uso na agricultura.
Danos à saúde	Em exposições de longa duração a concentrações superiores a 0,2mg/L, causa graves danos ao fígado e aos sistemas nervoso e circulatório.

Fonte: USEPA (1995).

Tabela A1.2 – Características do Diclorometano.

Aplicações	Sua principal aplicação é como removedor de tintas. Outros usos incluem emprego como solvente ou agente de limpeza nos mais diversos setores industriais, na fabricação de produtos químicos e farmacêuticos, na extração de cafeína e gorduras etc.
Presença no meio aquático	Sua presença nos recursos hídricos se deve aos efluentes gerados pelas indústrias de tintas e corantes, de equipamentos fotográficos, de produtos farmacêuticos e químicos, de fabricação de plásticos, de processamento da borracha, fundições etc.
Danos à saúde	Em exposições de longa duração a concentrações superiores a 0,005mg/L, causa danos ao fígado.

Fonte: USEPA (1995).

Tabela A1.3 - Características do Triclorometano (Clorofórmio).

Aplicações	Empregado na fabricação de refrigerantes à base de fluorocarbonos, propelentes, plásticos, anestésicos e fármacos etc. É fonte primária para a produção de clorofluorometano, é usado como solvente, na fabricação de inseticidas, em química analítica etc.
Presença no meio aquático	Sua presença no meio aquático provém principalmente dos efluentes de processos industriais onde este composto é empregado.
Danos à saúde	Informação não disponível na fonte pesquisada.

Fonte: VERSCHUEREN (1996).

Tabela A1.4 – Características do 1,2-Dicloroetano.

Aplicações	Possui uma variedade de usos como solvente para óleos, graxas, gorduras etc, sendo também utilizado em limpezas a seco, na produção de cosméticos e produtos farmacêuticos, em fotografias e xerografias entre outras aplicações. Sua maior aplicação se dá como intermediário químico na fabricação de produtos como o cloreto de vinila, tri e tetra-cloroetileno, Tricloroetano, PVC, nylon, etileno glicol etc.
Presença no meio aquático	Sua presença no meio aquático se deve principalmente ao lançamento de efluentes nos processos produtivos que o empregam como intermediário e/ou como solvente de limpeza.
Danos à saúde	A EPA obteve que exposições orais a curtos períodos de tempo causam potencialmente danos ao sistema nervoso central, e efeitos adversos aos pulmões, aos rins, ao fígado e sistemas circulatório e gastro-intestinal. A EPA não dispõe de informações confiáveis para exposições de longa duração a concentrações acima da MCL (Medium Concentration Lethal).

Fonte: USEPA (1995).

Tabela A1.5 – Características do Tricloroetano (Tricloroetileno).

Aplicações	Sua principal aplicação é na limpeza a vapor de peças metálicas e de tecidos. É usado também como intermediário na produção de substâncias químicas orgânicas e farmacêuticas, como solvente para limpeza a seco e como fluido refrigerante em processos de troca térmica.
Presença no meio aquático	Sua presença no meio aquático se deve principalmente ao acabamento de metais, formulação de tintas e ao processamento de componentes eletro-eletrônicos e de borracha.
Danos à saúde	Em longas exposições a concentrações superiores a 0,005mg/L, pode causar câncer e danos ao fígado.

Fonte: USEPA (1995).

Tabela A1.6 – Características do 1,1-Dicloroetano (1,1-Dicloroetileno).

Aplicações	É empregado como intermediário químico, mas praticamente toda sua produção é empregada na fabricação de copolímeros como o monoclóreto de vinila e a acronitrila.
Presença no meio aquático	Sua presença no meio aquático se deve principalmente ao lançamento de efluentes durante sua produção e uso na fabricação de adesivos, fibras sintéticas, resinas e embalagens plásticas.
Danos à saúde	Exposições crônicas a níveis superiores a 0,007mg/L podem causar danos ao fígado e aos rins, assim como intoxicação de fetos em desenvolvimento.

Fonte: USEPA (1995).

Tabela A1.7 – Características do *trans*-1,2-Dicloroeteno (*trans*-1,2-Dicloroetileno).

Aplicações	Ambas as formas <i>cis</i> e <i>trans</i> são usualmente empregadas como solventes para ceras e resinas, na extração da borracha e de gorduras em peixes e carnes, como líquidos refrigerantes, como intermediários na fabricação de fármacos e compostos clorados entre outras.
Presença no meio aquático	As principais formas nas quais o <i>trans</i> -1,2-DCE pode ser liberado para o meio ambiente decorrem de seu processo de fabricação, de seu uso como solvente, da síntese de produtos orgânicos e da fabricação de perfumes e termoplásticos etc.
Danos à saúde	Em concentrações acima de 0,1mg/L, exposições de longa duração podem causar danos ao fígado e aos sistemas circulatório e nervoso central.

Fonte: USEPA (1995).

Tabela A1.8 – Características do 1,2-Dicloropropano (Dicloreto de propileno).

Aplicações	É muito usado, como intermediário, na produção do tetracloreto de carbono e percloroetileno, como solvente, na fabricação de resinas de troca iônica, na limpeza de metais, como inseticida para grãos estocados, e no controle de nematóides no solo etc.
Presença no meio aquático	Pode ser emitido em efluentes durante sua produção ou durante seu uso na fabricação de substâncias químicas. É bastante emitido também no controle de nematóides do solo ou na lixívia de aterros municipais.
Danos à saúde	Exposições por longos períodos a níveis superiores a 0,005mg/L têm indicado potencial para afetar as funções do fígado, dos rins, das glândulas supra-renais, da bexiga e dos tratos respiratório e gastrointestinal.

Fonte: USEPA (1995).

Tabela A1.9 – Características do 1,1-Dicloroetano.

Aplicações	Empregado como matéria prima da produção de MVC – Monocloreto de Vinila, como intermediário na produção de solventes clorados, na remoção de tintas, vernizes, em síntese orgânica etc.
Presença no meio aquático	Sua presença no meio aquático se deve principalmente aos descartes em rios dos efluentes industriais resultantes das atividades que o empregam.
Danos à saúde	Informação não disponível na fonte pesquisada.

Fonte: VERSCHUEREN (1996).

Tabela A1.10 – Características do Hexaclorobutadieno (perclorobutadieno).

Aplicações	É empregado como solvente para borracha natural e sintética, além de outros polímeros, remoção de hidrocarbonetos; como fluido hidráulico, líquido de transformadores etc.
Presença no meio aquático	Sua presença no meio aquático é resultado de descartes das atividades que o empregam.
Danos à saúde	Informação não disponível na fonte pesquisada.

Fonte: VERSCHUEREN (1996).

Tabela A1.11 – Características do Hexacloroetano (percloroetano).

Aplicações	É empregado como plastificante de ésteres de celulose, aparecendo na formulação da borracha e inseticidas. Tem emprego ainda na medicina veterinária; como retardante de processos fermentativos e como solvente, substituindo a Cânfora para a Nitrocelulose.
Presença no meio aquático	Sua presença no meio aquático pode ser explicada principalmente por este composto ser um subproduto dos processos de cloração industrial e por estar presente na composição de inseticidas e produtos químicos de laboratório.
Danos à saúde	Informação não disponível na fonte pesquisada.

Fonte: VERSCHUEREN (1996).

ANEXO 2 – RECOMENDAÇÕES DE PROJETO PARA COLUNAS DE PRATOS.

Nesta seção são apresentadas nas tabelas abaixo as recomendações mais comuns sugeridas pelos principais pesquisadores na área de projetos de colunas separadoras e bandejas perfuradas.

Procurou-se dispor aqui as informações mais relevantes disponíveis na literatura a fim de que as mesmas sirvam de guia para o leitor na realização de projeto de colunas separadoras.

Tabela A2.1 – Espessura da bandeja t_b .

Autores	Valores Típicos e Recomendações
FAIR et al. (1997)	Valores situados entre 1,98 e 3,58mm; A razão t_b/d_h deve ser situada entre 0,4 e 0,7.
SINNOTT (1997) e CHASE (1967a)	Para bandeja em aço carbono: 3/16in (5mm); Para bandeja em aço inoxidável: 12 gage (3mm). CHASE ainda admite que valores para t_b/d_h da ordem de 1 ou maiores são permitidos somente para bandejas em aço carbono.
KISTER (1980c)	Para bandeja em aço inoxidável: entre 0,5 a 0,7 d_h .
ECONOMOPOULOS (1978)	Valor padrão em projetos: 0,078in (1,98mm).
VAN WINKLE (1967)	Valores compreendidos entre 16 gage e 1/4in (4 e 6,35mm); para fluxo cruzado de 12 a 14gage (3 a 3,5mm).

Tabela A2.2 – Número de passagens do líquido pela bandeja N_{pas} .

Autores	Valores Típicos e Recomendações	
	Passagem Única	Mais de uma passagem
ECONOMOPOULOS (1978) "Primeiro critério"	Vazões de líquido por comprimento de dique menores que $71,54 \text{ m}^3/(\text{h m})$; embora, em alguns casos, esse limite possa ser aumentado até $(178,8 \text{ m}^3/(\text{h m}))$.	Vazões superiores a $71,54 \text{ m}^3/(\text{h m})$.
ECONOMOPOULOS (1978) "Segundo critério"	Número de passagens é igual ao menor inteiro que supera $1,24 \times \sqrt{A_t}$, A_t , área transversal total da coluna.	
FRANK (1977)	Vazão máxima de líquido por comprimento de dique situada entre 52 e $60 \text{ m}^3/(\text{h m})$ aproximadamente.	Vazões de líquido por comprimento de dique acima de $60 \text{ m}^3/(\text{h m})$.
HUANG e HODSON (1958)	Vazão de líquido em torno de $45 \text{ m}^3/\text{h}$ ($D_c < 1\text{m}$), podendo atingir um limite superior máximo de $115 \text{ m}^3/\text{h}$ ($D_c > 1,83\text{m}$).	Vazões que superam $45 \text{ m}^3/\text{h}$ ($D_c < 1\text{m}$) e $115 \text{ m}^3/\text{h}$ ($D_c > 1,83\text{m}$).

Tabela A2.3 – Proximidades ao choro F_w e à inundação F_f .

Autores	Valores Típicos e Recomendações	
	Fator de Segurança	
	F_w (Weeping Factor)	F_f (Flooding Factor)
SINNOTT (1997)	-	0,80 a 0,90.
BARNICKI e DAVIS (1989a)	0,50 a 0,65	0,80 a 0,90: regime de espuma; 0,70 a 0,75: regime de spray.
ECONOMOPOULOS (1978)	0,60	0,82 (operação a pressões positivas e $D_c \geq 0,91\text{m}$).
FAIR (1963)	0,50	0,90 a 0,95

Tabela A2.4 – Comprimento do dique de contenção l_w .

Autores	Valores Típicos e Recomendações
FAIR et al. (1997)	Valores situados entre: 60 e 80% de D_c
SINNOTT (1997)	Valores situados entre: 60 e 85% de D_c ; $0,77D_c$ para projeto.
FRANK (1977)	Valores situados entre: 50 e 80% de D_c ; porém até $0,95D_c$ são também possíveis.
VAN WINKLE (1967)	Valores compreendidos entre: 60 a 76% de D_c ; para fluxo cruzado de 68 a 76% de D_c .

Tabela A2.5 – Área total perfurada A_h .

Autores	Valores Típicos e Recomendações
FAIR et al. (1997)	Valores situados entre 6 e 18% de A_a .
SINNOTT (1997)	Valor inicial recomendado para projeto: 10% de A_a .
BARNICKI e DAVIS (1989a)	Valores situados entre: 5 e 20% de A_a .
ECONOMOPOULOS (1978)	Valores situados entre: 5 e 15% de A_a .
FRANK (1977)	Valores situados entre: 4 e 16% de A_a .
VAN WINKLE (1967)	Valores compreendidos entre 6 a 8% da área total, A_t .

Tabela A2.6 – Vão entre o vertedouro e a bandeja inferior d_{cl} .

Autores	Valores Típicos e Recomendações
SINNOTT (1997), BARNICKI e DAVIS (1989), KISTER (1980e).	Valores situados entre: $h_w - (5 \text{ a } 10\text{mm})$ (1/4 a 1/2 in aprox.); Valor mínimo aceitável: $d_{cl} = 1/2 \text{ in } (12,7\text{mm})$.
LOCKETT (1986)	Valor mais comum: $d_{cl} = h_w - 12\text{mm}$; menos restritivo é ajustar d_{cl} para que a perda de carga sob o vertedouro, H_{ud} , seja $\leq 42\text{mm}$.
ECONOMOPOULOS (1978)	Nos padrões normais de construção de bandejas, o produto d_{cl} versus l_w dever ser 42% da área da seção transversal do vertedouro.
FRANK (1977)	$d_{cl} = \text{menor } \{h_w/2, 3/4\text{in } (19\text{mm})\}$; sendo 1/2in (12,7mm) o valor mínimo.
VAN WINKLE (1967)	$d_{cl} = h_w/2$.

Tabela A2.7 – Área do vertedouro A_d .

Autores	Valores Típicos e Recomendações
FAIR et al. (1997)	Valores situados entre 5 e 15% de A_t
FRANK (1977)	Vertedouros retos não devem ser menores que 5% de A_t .
VAN WINKLE (1967)	Valores situados entre: 8 e 12% de A_t .

Tabela A2.8 – Espaço entre bandejas t_s .

Autores	Valores Típicos e Recomendações
SINNOTT (1997)	Valores situados entre: 6 e 36in (0,15 e 1m); tendo para $D_c > 1m$, valores situados entre 0,3 e 0,6m; Uma boa estimativa inicial para projeto é 0,5m.
BARNICKI e DAVIS (1989)	O espaço entre pratos é função do diâmetro da coluna (em ft); Para $D_c < 3ft$ (0,91m), $6 < t_s < 12$ in, ou seja, $0,15 < t_s < 0,30m$.
LOCKETT (1986)	Valor para projeto: 450mm.
ECONOMOPOULOS (1978)	Valores padrões em projetos: de 12 a 18in (0,30 a 0,46m).
CHASE (1967a)	Tamanhos padrões: 18 e 24 in (0,46 e 0,61m).
VAN WINKLE (1967)	Para $2 < D_c < 4ft$ (0,61 e 1,22m), $12 < t_s < 18$ in (0,30 e 0,46m); Para $5 < D_c < 24ft$ (1,52 e 7,32m), $24 < t_s < 36in$ (0,61 e 0,91m).

Tabela A2.9 – Diâmetro da Coluna D_c .

Autores	Valores Típicos
FAIR et al. (1997)	Valores situados entre 0,3 e 7m.
BARNICKI e DAVIS (1989a)	Valores situados entre 3ft (0,91m) e 24ft (7,3m).
VAN WINKLE (1967)	Valores compreendidos entre 1 e 24ft (0,30 a 7,3m); para fluxo cruzado valores entre 1 e 8ft (0,30 e 2,44m).

Tabela A2.10 – Diâmetro das perfurações d_h .

Autores	Valores Típicos e Recomendações
FAIR et al. (1997)	Valores encontrados: de 1 a 25 mm; com valores mais comuns situados entre: 4 a 12mm.
SINNOTT (1997)	Valores encontrados: de 2,5 a 12 mm; 5mm para projeto.
BARNICKI e DAVIS (1989a)	Valores mais comuns: de 3/16 a ½ in (4,76 a 12,7mm).
LOCKETT (1986)	Duas recomendações gerais são sugeridas por grupos de pesquisa independentes: a primeira propõe que 12,7mm deva ser o diâmetro utilizado, já a segunda sugere que 4,8 a 6,4mm deva ser empregado quando a corrosão e a presença de impurezas não sejam excessivas.
KISTER (1980c)	Valores encontrados entre 1/8 a 1in (3,18 a 25,4mm). Diâmetros grandes são preferidos quando a corrosão e a presença de impurezas é bastante provável e em operações no regime de spray. No restante dos casos, diâmetros menores são preferíveis, sendo 3/16in (4,76 mm) a escolha geral.
ECONOMOPOULOS (1978)	Valor padrão para projetos: 3/8in (9,5mm).
FRANK (1977)	Valores encontrados: de 1/4 a 1in (6,35 a 25,4mm); 1/2in (12,7mm) para projeto; Diâmetros menores (1/4 e 3/8in) para baixas pressões e maiores (3/4 e 1in) para sistemas contendo impurezas.
CHASE (1967b)	Valores encontrados: de 1/8 a 1in (3,18 a 25,4mm); 3/16in (4,76mm) para projeto.
VAN WINKLE (1967)	Valores compreendidos entre 1/8 a ½ in (3,18 a 12,7mm); para fluxo cruzado: entre 1/8 e 3/8in (3,18 e 9,5mm).

Tabela A2.11 – Passo das perfurações l_p .

Autores	Valores Típicos e Recomendações
FAIR et al. (1997)	Valores situados entre: 2,5 e $4d_h$; Passos menores levam a choro excessivo, e valores maiores levam a perda de pressão e arraste de líquido excessivos.
SINNOTT (1997)	Valores situados entre: 2,5 e $4d_h$.
KISTER (1980c)	Valores situados entre: 2 e $5d_h$, preferencialmente entre 2,5 e $4d_h$, com $3,8d_h$ sendo o valor ótimo para projeto.
FRANK (1977)	Valores compreendidos entre 2 e $4,5 d_h$.
CHASE (1967b)	Valores situados entre: 2,5 a $4d_h$; Se flexibilidade é desejada, usar $2,5d_h$ para todas as bandejas.
VAN WINKLE (1967)	Valores situados entre 2 a $4 d_h$; para fluxo cruzado de 2,5 a $3 d_h$.

Tabela A2.12 – Perda de carga máxima admissível em pratos perfurados, $\Delta P_{\max}$.

Autores	Valores Típicos e Recomendações
BARNICKI e DAVIS (1989a)	Para destilação a vácuo: 1,5 a 3,0 in de líquido; Para destilação a pressões positivas: 8,0 a 10 in de líquido.
ECONOMOPOULOS (1978)	Para sistemas que operam à pressão positiva, a perda de pressão máxima admissível para efeitos de projeto deve ser 0,15psia (7,8 mmHg ou 1034 Pa).
CHASE (1967b)	Os valores normalmente encontrados estão entre 1,5 a 5 in H_2O (2,8 a 9,3 mmHg ou 374 a 1244Pa).

Tabela A2.13 – Altura do dique de contenção h_w .

Autores	Valores Típicos e Recomendações
SINNOTT (1997)	Na pressão atmosférica, h_w situado entre: 1,5 e 3,5in (40 e 90mm); sendo mais comuns : 40 a 50mm; Em operações a vácuo, situado entre: ¼ e 1/2in (6 e 12mm).
BARNICKI e DAVIS (1989a) e FRANK (1977)	Em qualquer regime de operação: $\leq 15\%$ de t_s ; Valores normalmente situados entre: 1 a 4in (25,4 a 101,6mm), sendo 2in (50,8mm) comumente encontrado; Para o regime spray, valores entre ½ e 3/4in (12,7 e 19mm) são aceitáveis, mas valores tão pequenos quanto 1/4in (6,35mm) podem ser encontrados.
LOCKETT (1986)	Valor típico: 50mm, com 0-25mm usado em operações de destilação a vácuo e 100mm para absorvedores e strippers.
KISTER (1980c)	Regime spray: pode assumir valores nulos, no entanto, valor mínimo recomendado é de ½ in (12,7mm), embora 3/4in seja preferível (19mm); Para a maioria dos serviços 2in (50,8mm) é recomendável; Deve ser projetado para uma altura mínima de líquido acima do mesmo, h_{ow} , de ¼ a ½in (6,35 a 12,7mm).
ECONOMOPOULOS (1978)	Para operações que não sejam a vácuo, valor padrão em projetos: 2in (50,8mm).
FRANK (1977)	Valores situados entre 0 e 4in (101,6mm); Operação a baixas pressões ou pressão atmosférica: valores usuais na faixa de 1 a 2in (25,4 a 50,8mm); Regime de spray: o dique pode ser totalmente eliminado, sendo 1in (25,4 mm) o valor mínimo preferido; De qualquer modo, não deve exceder 15% do espaço entre pratos.
CHASE (1967a)	Valores situados entre 0 e 6in (152,4mm); Para colunas que operam a vácuo um mínimo de 1/4in (6,35mm), sendo preferido 1/2in (12,7mm). Demais condições um mínimo de 1in (25,4mm), sendo preferido 1,5in (38,1mm).
VAN WINKLE (1967)	Valores situados entre: 1 e 3in (25,4 e 76,2mm); para fluxo cruzado, valores situados entre 1 e 2in (25,4 e 50,8mm).

Tabela A2.14 – Tempo de residência no vertedouro.

Autores	Valores Típicos e Recomendações
KISTER (1980e, 1992)	Valores tomados para projeto: 3 a 7 segundos, a depender da tendência do sistema em formar espuma. Outro critério estabelece que a velocidade na saída do vertedouro seja determinada em função do espaço entre as bandejas e da tendência em formar espuma.
VAN WINKLE (1967)	5s, no mínimo, para sistemas que formam bastante espuma; 3s, no mínimo, para sistema que não formam muita espuma.

ANEXO 3 – RECOMENDAÇÕES DE INSTALAÇÃO E DE PROJETO PARA SISTEMAS QUE TRANSPORTAM FLUIDOS.

Nesta seção procurou-se reunir informações que devem ajudar no momento de projetar os sistemas que transportam líquidos e gases para colunas separadoras. Como as recomendações são distintas para cada espécie de fluido, em cada parágrafo que se segue um conjunto de informações é apresentado para linhas de transporte de cada fluido em questão. No fim desta seção, recomendações para as velocidades econômicas são apresentadas na forma de tabelas.

Recomendações para o projeto e para a instalação de sistemas de bombeamento de líquidos, de um modo geral, podem ser encontradas nos trabalhos de TELLES (2000), AZEVEDO NETTO et al. (1998) e NAYYAR (1992). Dentre as principais recomendações, são destacadas aqui:

- As tubulações de sucção e descarga da bomba devem ser mais curtas quanto possível e possuir diâmetros maiores que os diâmetros dos bocais da bomba com a finalidade de diminuir as perdas por atrito nas tubulações. Para o recalque, a tubulação deve ser o mais reta possível e, sempre que conveniente, seu diâmetro deve estar pelo menos duas bitolas acima do diâmetro de saída da bomba;
- Na linha de sucção, usar redução excêntrica, nivelada por cima e diretamente colocada no bocal de entrada da bomba; no caso do recalque a redução pode ser concêntrica. Esta medida visa evitar a formação de bolsões de ar;
- Dar preferência às curvas de raios longos, principalmente, junto à sucção da bomba, descartando sua colocação direta no bocal da bomba para evitar o turbilhonamento;

- Usar, pelo menos provisoriamente após a partida, um filtro na sucção da bomba para evitar que a presença de material sólido danifique o rotor da mesma;
- Para bombas que trabalham afogadas, é obrigatória a presença de uma válvula de bloqueio junto ao bocal de entrada da bomba possuindo diâmetro igual ao maior diâmetro da redução;
- Tubulações que conduzem material para torres, reatores e vasos verticais devem possuir, sempre que possível, somente trechos verticais junto a estes equipamentos, os quais são facilmente suportados pelos próprios equipamentos. Por conta disso, segundo TELLES (2000) é praxe colocar um joelho ou curva imediatamente junto ao bocal do equipamento, sendo a folga mínima livre entre a parede do vaso e qualquer tubulação de 300mm;
- Em tubulações de recalque, qualquer caso, coloca-se obrigatoriamente uma válvula de bloqueio junto ao bocal de saída da bomba. Sua colocação se faz necessária para a interrupção do fluxo de líquido por ocasião de reparos e substituição de peças, equipamentos etc.;
- Quando o recalque é feito para um nível estático superior, recomenda-se a colocação obrigatória de uma válvula de retenção após, no sentido de fluxo, a expansão na saída da bomba e antes da válvula de bloqueio que também deve estar presente (TELLES, 2000). O intuito de sua colocação visa impedir a volta do líquido à bomba quando esta estiver desligada, assim evitando que seu rotor gire em sentido contrário.

Critérios para projeto e instalação de sistemas de transporte ar podem ser encontrados nas contribuições de LUDWIG (1984), GOMIDE (1997b) e NAYYAR (1992). Algumas das principais recomendações encontradas estão citadas a seguir:

- Quando há um fornecimento permanente de ar para um equipamento de processo, uma válvula para bloqueio e controle de fluxo deve se fazer presente. Também podem se fazer presentes válvulas de retenção e drenos, mais estes são mais comuns em linhas de conexão entre o fornecimento de ar e o equipamento de processo;
- Evitar a presença de pontos baixos na linha de descarga a fim de evitar o acúmulo de líquidos que possam ser arrastados com o gás. Em caso de não poderem ser evitados, tais pontos devem conter drenos para a retirada de líquidos;
- A entrada do gás em sopradores que aspiram diretamente do ambiente deve ser feita através de um cone com perfil aerodinâmico adequado e cujo comprimento depende do tipo de rotor a fim de se evitar turbulência e distribuição inadequada;
- A colocação de um filtro para coleta de material particulado antes da entrada do soprador pode ser necessária quando este estiver succionando ar diretamente da atmosfera. Esta medida visa evitar o acúmulo de poeira nas pás do soprador e seu conseqüente desgaste;
- Deve ser evitada a colocação de cotovelos e outras obstruções próximos à saída e à entrada do soprador por acarretarem perda de pressão estática. Se o emprego for inevitável, eles deverão ser posicionados no sentido de rotação do rotor a fim de que seja minimizada a turbulência;

Para finalizar esta seção, as tabelas a seguir dispõem os valores típicos de velocidades econômicas para estimativa dos diâmetros das tubulações, segundo diversos autores. Estes valores são os utilizados freqüentemente na prática industrial para estimativa dos diâmetros econômicos das tubulações.

Tabela A3.1 – Valores típicos para velocidades econômicas (m/s) em tubulações que transportam líquidos.

AUTORES	Sucção de bombas	Recalque de bombas	Bocal de entrada de bombas
AZEVEDO NETTO et al. (1998)	-	Tubulações curtas: 1,3 a 2,6 Grandes extensões: 0,75 a 1,5	1,5 a 5,0
GOMIDE (1997a)	Líquidos finos: 0,4 a 2,0 Líquidos viscosos (acima de 0,01 Pa s): 0,1 a 0,4	Líquidos finos: 1,2 a 3,0 Líquidos viscosos: 0,2 a 1,2	-
GEANKOPLIS (1993)	Líquidos pouco viscosos: 0,6 a 0,9 Líquidos viscosos: 0,06 a 0,25	Líquidos pouco viscosos: 1,5 a 2,5 Líquidos viscosos: 0,15 a 0,6	-
MACINTYRE (1980)	Para água e óleos leves: 0,5 a 0,9 (D_{itubs} entre 2,5 e 7,5cm) Valores maiores para diâmetros maiores.	Para água e óleos leves: 1 a 1,5 (D_{itubr} entre 2,5 a 7,5cm) Valores maiores para diâmetros maiores.	-
TELLES (1979)	1 a 2	1,5 a 2,5	-

Tabela A3.2 – Valores típicos para velocidades econômicas (m/s) em tubulações que transportam ar, gases e vapores.

AUTORES	Transporte de ar	Transporte de gases	Transporte de vapor
GOMIDE (1997a)	Troncos: 6 a 8 Ramais: 8 a 10 Mangueiras: 15 a 30	Alta pressão (acima de 1MPa): 30 a 60 Baixa pressão (dutos de ventilação): 10 a 20 Alto vácuo: 100 a 120	Saturado: 12 a 40 Superaquecido: 25 a 60 De alta pressão: 50 a 100
GEANKOPLIS (1993)	-	9 a 36	9 a 23
TELLES (1979)	8 a 10	-	-

ANEXO 4 – RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES EFETUADAS PARA VARIÁVEIS DE INTERESSE SELECIONADAS.

Nesta seção estão expostas diversas respostas obtidas nas simulações efetuadas por nós para os três estudos de casos efetuados. Conforme foi dito no capítulo 5, são apresentadas aqui cerca de 30 variáveis de interesse obtidas nas soluções ótimas encontradas em cada caso.

Como pode ser verificado nas páginas que se seguem, os resultados foram expostos na forma de tabelas cujas variáveis estão dispostas nas colunas. A primeira destas colunas contém as condições (eficiência de bandeja de Murphree, EfM, função objetivo otimizada, COP ou Cfix, concentração inicial de VOCs, $x_{0,i}$) em que foram realizadas as simulações e as demais contêm algumas das variáveis de interesse de cada problema estudado.

São apresentadas nestas tabelas, além das soluções resumidamente expostas no capítulo 5, algumas das soluções encontradas no refinamento das soluções inicialmente obtidas. Os símbolos dispostos em algumas das linhas, na primeira coluna, indicam algumas características das referidas soluções. Tais características se encontram apresentadas abaixo de cada tabela.

Resta esclarecer que a representação e-n, encontrada em muitas das respostas mostradas nesta seção, é considerada sendo igual a 10^{-n} . Vale ainda observar que as soluções nas quais estão indicadas “*Solução conseguida somente com diminuição da feasibility tolerance (rtnwmi = valor numérico)*”, não foram admitidas como ótimas mesmo que seus valores de função objetivo tenham sido inferiores aos obtidos em outras soluções. A razão para isto ocorreu pelo diferente grau de exigência requerida computacionalmente para a obtenção das soluções encontradas, pois rtnwmi foi da ordem de 10^{-10} nas demais soluções obtidas.

Na primeira coluna, algumas simulações trazem os símbolos -C, -M e -S além, das condições que caracterizam a simulação. Estes símbolos indicam que a solução apresentada foi obtida com os *solvers*: Conopt (original), Minos 5 ou Snopt (existente somente na versão mais recente do GAMS), respectivamente.

Tabela A4.1 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,2-DCA, $Q_L = 6,8 \text{ m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8 \text{ mmHg}$).

Condições	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	A_r (%)	ΔP	Pot_{bomb}	Pot_{sop}	C_{col}	$C_{\text{sop Total}}$	C_{bomb}	COP	Cfix
EfM 30, COP	2,04	306,32	8,88	0,566	5,83	0,361	18	1,068	522,73	4921,2	58508,4	9822,2	14429,9	7839,2	291316,9
EfM 30, COP *	2,04	305,32	8,92	0,568	5,87	0,361	18	1,068	525,90	4928,5	71879,3	9836,2	14456,4	7854,3	292446,5
EfM 30, COP			8	INFEASIBLE EM BALMOL											
EfM 30, COP	2,02	303,36	9	0,571	5,94	0,361	18	1,068	532,17	4943,0	59345,3	9863,8	14508,8	7884,2	294686,9
EfM 60, COP	2,04	306,32	4,98	0,566	3,62	0,361	18	1,068	402,66	3741,6	35734,3	7555,7	13337,9	5967,8	199330,1
EfM 60, COP *	2,04	305,32	5,00	0,568	3,64	0,361	18	1,068	404,60	3744,0	35880,5	7560,3	13357,1	5974,0	199928,8
EfM 60, COP			4	INFEASIBLE EM BALMOL											
EfM 60, COP	2,04	305,07	5	0,568	3,64	0,361	18	1,068	405,09	3744,6	35917,2	7561,5	13361,9	5975,6	200078,6
EfM 30, Cfix	2,04	306,32	8,88	0,566	5,83	0,361	18	1,068	522,73	4921,2	58508,4	9822,2	14429,9	7839,2	291316,9
EfM 30, Cfix ◊	2,50	INFEASIBLE EM BALMOL													
EfM 30, Cfix			8	INFEASIBLE EM BALMOL											
EfM 30, Cfix	2,05	306,92	9	0,565	5,89	0,361	18	1,068	525,17	4959,5	59154,9	9895,2	14450,4	7897,9	293921,8
EfM 60, Cfix	2,04	306,32	4,98	0,566	3,62	0,361	18	1,068	402,66	3741,7	35734,3	7555,7	13337,9	5967,8	199330,1
EfM 60, Cfix ◊	2,50	INFEASIBLE EM BALMOL													
EfM 60, Cfix			4	INFEASIBLE EM BALMOL											
EfM 60, Cfix	2,05	306,54	5	0,566	3,63	0,361	18	1,068	403,11	3749,8	35871,3	7571,4	13342,4	5980,1	199883,2

* Forçando a atividade da restrição em u_h ;

◊ Forçando um fator de stripping igual a 2,5.

Tabela A4.1 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,2-DCA, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8 \text{ mmHg}$, continuação).

Condições	Γ_{hwts}	Γ_{ipdh}	Γ_{ttt}	F_f	F_w	d_h	h_w	d_{cl}	h_{bc}	h_{bcw}	h_{ud}	A_f (%)	A_h	$A_{h\text{max}}$	$A_{h\text{tr}}$	h_d	h_L	h_o
EfM 30, COP	0,15	4,25	0,82	0,79	0,65	4,78e-3	8,50e-2	1,46e-2	0,306	0,222	2,94e-2	5	3,26e-3	4,05e-3	7,02e-4	6,36e-2	3,94e-2	6,16e-3
EfM 30, COP *	0,15	4,25	0,70	0,78	0,65	6,35e-3	8,52e-2	1,46e-2	0,306	0,221	2,94e-2	5	3,26e-3	4,09e-2	9,28e-4	6,50e-2	3,95e-2	4,64e-3
EfM 30, COP	INFEASIBLE EM BALMOL																	
EfM 30, COP	0,15	4,25	0,69	0,78	0,65	5,93e-3	8,56e-2	1,46e-2	0,307	0,222	2,94e-2	5	3,26e-3	4,05e-3	8,59e-4	6,44e-2	3,98e-2	4,96e-3
EfM 60, COP	0,15	4,25	0,73	0,79	0,65	5,94e-3	8,50e-2	1,46e-2	0,306	0,221	2,94e-2	5	3,26e-3	4,09e-3	8,72e-4	6,48e-2	3,94e-2	4,96e-3
EfM 60, COP *	0,15	4,25	0,70	0,78	0,65	6,35e-3	8,52e-2	1,46e-2	0,306	0,221	2,94e-2	5	3,26e-3	4,09e-2	9,28e-4	6,50e-2	3,95e-2	4,64e-3
EfM 60, COP	INFEASIBLE EM BALMOL																	
EfM 60, COP	0,15	4,25	0,70	0,78	0,65	6,30e-3	8,52e-2	1,46e-2	0,306	0,221	2,94e-2	5	3,26e-3	4,08e-2	9,19e-4	6,49e-2	3,95e-2	4,68e-3
EfM 30, Cfix	0,15	4,25	0,78	0,79	0,65	5,25e-3	8,50e-2	1,46e-2	0,306	0,222	2,94e-2	5	3,26e-3	4,07e-3	7,70e-4	6,41e-2	3,94e-2	5,61e-3
EfM 30, Cfix ○	INFEASIBLE EM BALMOL																	
EfM 30, Cfix	INFEASIBLE EM BALMOL																	
EfM 30, Cfix	0,15	4,25	0,72	0,79	0,65	6,35e-3	8,48e-2	1,46e-2	0,306	0,221	2,94e-2	5	3,26e-3	4,11e-3	9,35e-4	6,52e-2	3,93e-2	4,64e-3
EfM 60, Cfix	0,15	4,25	0,71	0,79	0,65	6,35e-3	8,50e-2	1,46e-2	0,306	0,221	2,94e-2	5	3,26e-3	4,10e-3	9,32e-4	6,51e-2	3,94e-2	4,64e-3
EfM 60, Cfix ○	INFEASIBLE EM BALMOL																	
EfM 60, Cfix	INFEASIBLE EM BALMOL																	
EfM 60, Cfix	0,15	4,25	0,72	0,79	0,65	6,30e-3	8,49e-2	1,46e-2	0,306	0,221	2,94e-2	5	3,26e-3	4,10e-3	9,25e-4	6,51e-2	3,93e-2	4,68e-3

* Forçando a atividade da restrição em u_h ;

○ Forçando um fator de stripping igual a 2,5.

Tabela A4.2 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,2-DCP, $Q_L = 6,8 \text{ m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8 \text{ mmHg}$).

Condições	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	A_r (%)	ΔP	Pot_{bomb}	Pot_{sop}	C_{col}	$C_{\text{Sop Total}}$	C_{bomb}	COP	Cfix
EfM 30, COP	5,39	315,32	3,39	0,553	2,68	0,361	18	1,068	344,26	3289,5	26109,9	6675,0	12732,7	5232,6	160222,2
EfM 30, COP ○	5,08	296,90	3,55	0,581	2,86	0,360	18	1,068	369,63	3281,7	27480,7	6659,8	13002,9	5257,9	165945,0
EfM 30, COP ◇	5,22	305,32	3,48	0,568	2,78	0,361	18	1,068	357,77	3286,7	26833,9	6669,6	12878,1	5248,0	163263,1
EfM 30, COP ■	5,08	296,90	3	0,581	2,54	0,360	18	1,068	351,77	3115,7	24105,3	6334,7	12813,9	4993,2	152253,7
EfM 30, COP	5,08	296,90	4	0,581	3,12	0,360	18	1,068	383,97	3414,9	30172,5	6920,0	13150,5	5470,3	176855,2
EfM 60, COP	5,08	296,90	2,30	0,581	2,13	0,360	18	1,068	329,07	2904,9	19779,4	5920,2	12565,0	4656,9	134691,5
EfM 60, COP *	5,39	315,32	2,21	0,553	2,02	0,361	18	1,068	309,47	2929,2	18993,6	5968,2	12341,3	4663,7	131306,9
EfM 60, COP ■	5,64	330,12	2	0,531	1,86	0,366	18	1,068	295,88	2948,7	17656,8	6011,3	12181,0	4672,2	126188,7
EfM 60, COP	5,08	296,90	3	0,581	2,54	0,360	18	1,068	351,77	3115,7	24105,3	6334,7	12813,9	4993,2	152253,7
EfM 30, Cfix □	6,28	367,61	3,04	0,507	2,34	0,368	18	1,068	310,69	3527,2	23594,0	7138,9	12355,5	5526,6	151671,3
EfM 30, Cfix △	5,39	315,32	3,39	0,553	2,68	0,361	18	1,068	344,26	3289,5	26109,9	6675,0	12732,7	5232,6	160222,1
EfM 30, Cfix ●	6,28	367,61	3,04	0,529	2,41	0,363	18	1,068	319,06	3585,3	23696,1	7252,0	12451,9	5622,3	152767,8
EfM 30, Cfix ■	6,23	364,17	3	0,482	2,25	0,376	18	1,068	303,84	3457,9	23389,7	7003,9	12275,4	5416,9	150194,8
EfM 30, Cfix	5,85	342,14	4	0,513	2,85	0,369	18	1,068	342,90	3653,4	29399,1	7384,4	12717,9	5754,7	174245,1
EfM 60, Cfix □	6,28	367,61	2,02	0,507	1,82	0,368	18	1,068	284,59	3184,4	17610,4	6469,3	12044,3	4995,3	127156,2
EfM 60, Cfix △	5,08	296,90	2,30	0,581	2,13	0,360	18	1,068	329,07	2904,9	19779,4	5920,2	12565,0	4656,9	134691,5
EfM 60, Cfix ●	6,28	367,61	2,02	0,541	1,89	0,359	18	1,068	292,81	3238,1	17621,3	6574,6	12144,2	5084,6	127917,1
EfM 60, Cfix ■	5,39	315,32	2	0,553	1,91	0,361	18	1,068	303,02	2865,1	17713,9	5844,2	12265,8	4562,1	126100,2
EfM 60, Cfix	5,85	342,14	3	0,513	2,34	0,369	18	1,068	316,45	3333,5	23544,3	6761,1	12422,0	5256,0	150400,4

* Conseguída com chute inicial em cima da solução encontrada com EfM diferente;

○ Conseguída forçando-se a solução obtida com EfM diferente;

△ Conseguída forçando-se a solução obtida com a outra função objetivo;

□ Conseguída com o chute inicial na solução com a outra função objetivo;

◇ Conseguída forçando a restrição em u_h ;

● Conseguída forçando $r_{\text{HWTs}} = 0,15$;

■ Solução ótima conseguida somente com diminuição da *feasibility tolerance* ($\text{rtnewmi} = 1.e-6$).

Tabela A4.2 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,2-DCP, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\max} = 8\text{ mmHg}$, continuação).

Condições	r_{hwt}	r_{lph}	r_{ltd}	F_f	F_w	d_h	h_w	d_{cl}	h_{bc}	h_{bcw}	h_{ud}	A_f (%)	A_h	A_{hmax}	A_{htr}	h_d	h_L	h_g
EfM 30, COP	0,15	4,25	1,05	0,80	0,65	4,76e-3	8,29e-2	1,46e-2	0,305	0,220	2,94e-2	5	3,27e-3	4,17e-3	7,31e-4	6,48e-2	3,82e-2	6,18e-3
EfM 30, COP ○	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, COP ◇	0,15	4,25	0,70	0,78	0,65	6,35e-3	8,52e-2	1,46e-2	0,306	0,221	2,94e-2	5	3,26e-3	4,09e-3	9,28e-4	6,50e-2	3,95e-2	4,64e-3
EfM 30, COP ■	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, COP □	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 60, COP *	0,15	4,25	1,05	0,80	0,65	4,76e-3	8,29e-2	1,46e-2	0,305	0,220	2,94e-2	5	3,27e-3	4,17e-3	7,31e-4	6,48e-2	3,82e-2	6,18e-3
EfM 60, COP ■	0,141	4,25	1,05	0,82	0,65	4,76e-3	7,50e-2	1,44e-2	0,298	0,208	2,94e-2	5	3,35e-3	4,55e-3	7,81e-4	6,78e-2	3,51e-2	6,18e-3
EfM 60, COP □	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix □	0,135	4,10	1,05	0,84	0,65	4,76e-3	6,83e-2	1,44e-2	0,295	0,199	2,94e-2	5,38	3,65e-3	5,34e-3	9,39e-4	7,12e-2	3,18e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix △	0,15	4,25	1,05	0,80	0,65	4,76e-3	8,29e-2	1,46e-2	0,305	0,220	2,94e-2	5	3,27e-3	4,17e-3	7,31e-4	6,48e-2	3,82e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix ●	0,15	4,00	1,05	0,83	0,65	4,76e-3	7,93e-2	1,52e-2	0,303	0,213	2,67e-2	5,64	3,74e-3	5,09e-3	1,34e-2	6,80e-2	3,49e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix ■	0,119	4,25	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	8,57e-2	1,40e-2	0,282	0,182	2,94e-2	5	3,55e-3	5,55e-3	9,01e-4	7,41e-2	2,88e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix □	0,134	4,25	1,05	0,83	0,65	4,76e-3	8,50e-2	1,43e-2	0,292	0,198	2,94e-2	5	3,42e-3	4,89e-3	8,23e-4	7,02e-2	3,28e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix □	0,135	4,10	1,05	0,84	0,65	4,76e-3	6,83e-2	1,44e-2	0,295	0,199	2,94e-2	5,38	3,65e-3	5,34e-3	9,39e-4	7,12e-2	3,18e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix △	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix ●	0,15	3,95	1,05	0,83	0,65	4,76e-3	8,11e-2	1,47e-2	0,309	0,218	2,94e-2	5,79	3,75e-3	5,06e-3	9,72e-4	6,76e-2	3,53e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix ■	0,15	4,25	1,05	0,80	0,65	4,76e-3	8,29e-2	1,46e-2	0,305	0,220	2,94e-2	5	3,27e-3	4,17e-3	7,31e-4	6,48e-2	3,82e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix □	0,134	4,25	1,05	0,83	0,65	4,76e-3	8,86e-2	1,43e-2	0,292	0,198	2,94e-2	5	3,42e-3	4,89e-3	8,23e-4	7,02e-2	3,28e-2	6,18e-3

- * Conseguida com chute inicial em cima da solução encontrada com EfM diferente;
 ○ Conseguida forçando-se a solução obtida com EfM diferente;
 △ Conseguida forçando-se a solução obtida com a outra função objetivo;
 □ Conseguida com o chute inicial na solução com a outra função objetivo;
 ◇ Conseguida forçando a restrição em u_{h_i} ; ● Conseguida forçando $r_{hwt} = 0,15$;
 ■ Solução ótima conseguida somente com diminuição da *feasibility tolerance* ($rtnwmi = 1.e-6$).

Tabela A4.3 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,1,1 - TCA, $Q_L = 6,8 \text{ m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8 \text{ mmHg}$).

Condições	S	Q _G	N _p	t _s	H _{col}	D _c	A _r (%)	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C _{col}	C _{Sop Total}	C _{bomb}	COP	Cfix
EfM 30, COP	8,85	296,9	2,42	0,581	2,207	0,360	18	1,068	333,17	2942,9	20563,4	5995,1	12610,7	4717,6	137875,9
EfM 30, COP	13,2	443,58	1,93	0,400	1,571	0,413	18	0,990	269,89	3780,2	17544,0	7630,5	11861,0	5832,2	130364,9
EfM 30, COP	12,36	414,44	2	0,418	1,636	0,404	18	1,034	273,14	3558,2	17847,5	7199,1	11902,1	5517,1	130059,5
EfM 30, COP	8,85	296,9	3	0,581	2,542	0,360	18	1,068	351,77	3115,7	24105,3	6334,7	12813,9	4993,2	152253,7
EfM 60, COP	8,85	296,9	1,68	0,581	1,777	0,360	18	1,068	309,36	2721,8	15980,8	5558,9	12340,0	4364,8	119256,7
EfM 60, COP	11,4	382,43	1,49	0,461	1,489	0,384	18	1,068	265,80	3107,1	14658,7	6317,7	11808,9	4856,4	115404,6
EfM 60, COP *	11,97	401,2	1	0,434	1,234	0,397	18	1,068	252,95	3079,0	11891,3	6263,3	11642,0	4798,0	104883,8
EfM 60, COP	8,85	296,9	2	0,581	1,961	0,360	18	1,068	319,56	2816,6	17952,6	5746,1	12457,6	4516,0	127270,0
EfM 30, Cfix	13,2	443,58	1,93	0,541	1,843	0,355	18	1,068	283,58	3781,5	16920,0	7633,0	12031,8	5853,8	128778,7
EfM 30, Cfix	8,85	296,9	2,42	0,581	2,207	0,360	18	1,068	333,17	2942,9	20563,4	5995,1	12610,7	4717,6	137875,9
EfM 30, Cfix	11,4	382,43	2,09	0,512	1,871	0,365	18 *	1,068	284,98	3314,8	17965,5	6724,5	12049,0	5183,7	129321,2
EfM 30, Cfix	13,2	442,89	1,93	0,525	1,813	0,361	18	1,068	282,05	3776,1	16980,6	7622,5	12013,0	5843,8	128891,1
EfM 30, Cfix	13,2	443,58	1,93	0,541	1,843	0,355	18	1,068	283,58	3781,5	16920,0	7633,0	12031,8	5853,8	128778,7
EfM 30, Cfix			1	INFEASIBLE EM CALCTD E RESTUH											
EfM 30, Cfix	12,36	414,44	2	0,535	1,869	0,357	18	1,068	284,89	3559,16	17362,3	7201,1	12047,9	5535,4	128871,6
EfM 60, Cfix	11,4	382,43	1,49	0,512	1,566	0,365	18	1,068	269,65	3107,40	14425,4	6318,4	11858,0	4862,9	114758,0
EfM 60, Cfix	8,85	296,9	1,68	0,581	1,777	0,360	18	1,068	309,36	272,18	15980,8	5558,9	12340,0	4364,8	119256,7
EfM 60, Cfix	13,2	443,58	1,40	0,541	1,558	0,355	18	1,068	269,24	3568,29	13755,7	7218,9	11852,8	5526,1	115552,5
EfM 60, Cfix	11,95	400,75	1,46	0,532	1,578	0,358	18	1,068	270,27	3245,62	14166,8	6589,2	11865,9	5062,9	114829,3
EfM 60, Cfix	13,2	443,58	1,40	0,541	1,558	0,355	18	1,068	269,24	3568,29	13755,7	7218,9	11852,8	5526,1	115552,5
EfM 60, Cfix			1	INFEASIBLE EM RESTD											
EfM 60, Cfix	9,40	315,32	2	0,553	1,905	0,361	18	1,068	303,28	2865,13	17713,9	5841,9	12268,8	4562,5	126102,7

* Obtida somente com a diminuição da *feasibility tolerance* (rtnewmi = 1e-6).

Tabela A4.3 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,1,1 - TCA, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8 \text{ mmHg}$, continuação).

Condições	r_{hwts}	r_{ipdh}	r_{itd}	F_f	F_w	d_h	h_w	d_{ci}	h_{bc}	h_{bcw}	h_{ud}	A_f (%)	A_h	$A_{h\text{max}}$	A_{htr}	h_d	h_L	h_σ
EfM 30, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, COP	0,125	4,16	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,98e-2	6,91e-2	0,234	0,155	1,01e-3	5,24	4,48e-3	7,23e-3	1,17e-3	6,94e-2	2,55e-2	6,18e-3
EfM 30, COP	0,127	4,25	1,02	0,85	0,65	4,88e-3	5,31e-2	3,89e-2	0,244	0,161	3,32e-3	5	4,09e-3	6,58e-3	1,09e-3	7,27e-2	2,69e-2	6,03e-3
EfM 30, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,131	4,23	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	6,06e-2	1,92e-2	0,270	0,179	1,51e-2	5,05	3,74e-3	5,78e-3	9,62e-4	7,35e-2	2,94e-2	6,18e-3
EfM 60, COP *	0,145	4,25	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	6,28e-2	3,53e-2	0,259	0,176	4,19e-3	5	3,94e-3	6,03e-3	1,02e-3	7,31e-2	2,98e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,15	3,54	0,76	0,85	0,65	4,77e-3	8,11e-2	1,49e-2	0,316	0,219	2,94e-2	7,21	4,56e-3	6,50e-3	1,71e-3	7,01e-2	3,28e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,139	3,98	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	7,14e-2	1,45e-2	0,300	0,204	2,94e-2	5,71	3,81e-3	5,53e-3	1,03e-3	7,08e-2	3,21e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,139	3,60	0,64	0,085	0,65	4,76e-3	7,31e-2	1,46e-2	0,307	0,208	2,94e-2	6,99	4,56e-3	6,78e-3	1,58e-3	7,20e-2	3,09e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,15	3,54	0,76	0,85	0,65	4,76e-3	8,11e-2	1,49e-2	0,316	0,220	2,94e-2	7,21	4,56e-3	6,50e-3	1,71e-3	7,01e-2	3,28e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	INFEASIBLE EM CALCTD E RESTUH																	
EfM 30, Cfix	0,15	3,71	0,91	0,85	0,65	4,98e-3	8,02e-2	1,48e-2	0,313	0,217	2,94e-2	6,58	4,21e-3	5,93e-3	1,39e-3	6,98e-2	3,34e-2	5,91e-3
EfM 60, Cfix	0,139	3,98	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	7,14e-2	1,45e-2	0,300	0,204	2,94e-2	5,71	3,81e-3	5,53e-3	1,03e-3	7,08e-2	3,21e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix	0,15	3,54	0,763	0,85	0,65	4,76e-3	8,11e-2	1,49e-2	0,316	0,219	2,94e-2	7,21	4,56e-3	6,50e-3	1,71e-3	7,01e-2	3,28e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix	0,15	3,79	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	7,97e-2	1,47e-2	0,311	0,216	2,94e-2	6,29	4,04e-3	5,65e-3	1,20e-3	6,92e-2	3,37e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix	0,15	3,54	0,70	0,85	0,65	5,76e-3	8,11e-2	1,49e-2	0,316	0,218	2,94e-2	7,21	4,56e-3	6,54e-3	2,06e-3	7,12e-2	3,28e-2	5,11e-3
EfM 60, Cfix	INFEASIBLE EM RESTD																	
EfM 60, Cfix	0,15	4,25	1,05	0,80	0,65	4,76e-3	8,29e-2	1,46e-2	0,305	0,220	2,94e-2	5	3,27e-3	4,17e-3	7,31e-4	6,48e-2	3,82e-2	6,18e-3

* Obtida somente com a diminuição da *feasibility tolerance* ($\text{rtmwm} = 1\text{e-}6$).

Tabela A4.4 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,1-DCA, $Q_L = 6,8 \text{ m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8 \text{ mmHg}$).

Condições	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	A_r (%)	ΔP	Pot_{bomb}	Pot_{sop}	C_{col}	$C_{\text{Sop Total}}$	C_{bomb}	COP	Cfix
EfM 30, COP	9,81	296,90	2,28	0,581	2,12	0,360	18	1,068	328,53	2899,8	19674,4	5910,2	12558,9	4648,8	134265,1
EfM 30, COP ○	9,81	296,90	2,28	0,581	2,12	0,360	18	1,068	328,53	2899,8	19674,6	5910,2	12558,9	4648,8	134265,8
EfM 30, COP △	9,81	296,90	2,28	0,581	2,12	0,360	18	1,068	328,52	2899,8	19674,4	5910,2	12558,9	4648,8	134265,1
EfM 30, COP ◇	9,81	296,90	2	0,581	1,96	0,360	18	1,066	319,38	2816,6	17952,6	5746,3	12455,5	4515,8	127263,1
EfM 30, COP	9,81	296,90	3	0,581	2,54	0,360	18	1,066	351,77	3115,7	24105,3	6334,7	12813,9	4993,2	152253,7
EfM 60, COP	9,81	296,90	1,60	0,581	1,73	0,360	18	1,068	306,75	2697,5	15474,8	5510,9	12309,6	4326,2	117199,5
EfM 60, COP ●	10,12	306,32	1	0,513	1,31	0,371	18	1,010	285,50	2439,9	11635,1	5002,5	12055,4	3924,6	100999,4
EfM 60, COP	9,81	296,90	2	0,581	1,96	0,360	18	1,068	319,56	2816,6	17952,6	5746,1	12457,6	4516,0	127270,0
EfM 30, Cfix	10,1	306,32	2,24	0,566	2,07	0,361	18	1,068	318,48	2914,7	19283,3	5939,6	12445,2	4655,8	132591,5
EfM 30, Cfix *	10,4	313,67	2,70	0,555	2,30	0,379	18	0,977	358,34	3388,9	22812,7	6869,2	12884,2	5396,0	149832,6
EfM 30, Cfix □	INFEASIBLE EM CALCHBC														
EfM 30, Cfix ◇	10,1	304,78	2	0,505	1,809	0,368	18	1,068	281,87	2615,7	17460,0	5348,9	12010,8	4172,5	122565,6
EfM 30, Cfix	10,45	316,43	3	0,551	2,453	0,362	18	1,068	331,48	3171,78	23727,9	6444,6	12592,0	5044,7	150530,8
EfM 60, Cfix	10,1	306,32	1,58	0,566	1,694	0,361	18	1,068	298,25	2716,0	15232,7	5547,4	12209,2	4340,5	116122,2
EfM 60, Cfix *	10,4	313,67	1,91	0,555	1,859	0,379	18	0,9773	332,64	3124,9	17882,8	6352,6	12604,9	4978,8	129677,7
EfM 60, Cfix □	INFEASIBLE EM CALCHBC														
EfM 60, Cfix			1	INFEASIBLE EM RESTUD E RESTUH											
EfM 60, Cfix	10,4	314,99	2	0,553	1,906	0,361	18	1,068	303,56	2864,4	17718,1	5840,4	12272,2	4561,9	126124,1

○ Forçando $F_w = 0,65$;

△ Chute inicial em cima da solução obtida com ○;

* Fazendo $r_{\text{hwts}} = 0,125$;□ Forçando $(1 - x_N/x_0) = 4,75\%$;◇ Solução ótima conseguida somente com diminuição da *feasibility tolerance* ($\text{rtnwmi} = 1\text{e-}5$);● Solução viável conseguida somente com diminuição da *feasibility tolerance* ($\text{rtnwmi} = 1\text{e-}5$).

Tabela A4.4 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = 1,1-DCA, $Q_L = 6,8\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$, continuação).

Condições	r_{hwts}	r_{lpdh}	r_{ttd}	F_f	F_w	d_h	h_w	d_{cl}	h_{bc}	h_{bcw}	h_{ud}	A_f (%)	A_h	A_{hmax}	A_{htr}	h_d	h_L	h_σ
EfM 30, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,54	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,214	2,94e-2	5	3,25e-3	3,25e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, COP ○	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, COP △	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, COP ◇	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 60, COP ●	0,15	4,25	0,62	0,82	0,65	4,76e-3	7,70e-3	1,42e-2	0,290	0,210	2,94e-2	5	3,45e-3	4,25e-3	6,94e-4	5,97e-2	3,75e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,15	4,25	0,82	0,79	0,65	4,76e-3	8,50e-2	1,46e-2	0,306	0,223	2,94e-2	5	3,26e-3	4,05e-3	6,99e-4	6,36e-2	3,94e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix *	0,125	4,25	0,55	0,73	0,65	4,76e-3	6,93e-2	1,39e-2	0,277	0,197	2,94e-2	5	3,61e-3	4,56e-3	7,14e-4	5,86e-2	3,51e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix □	0,125	INFEASIBLE EM CALCHBC																
EfM 30, Cfix ◇	0,15	4,25	0,44	0,85	0,65	4,76e-3	7,57e-2	1,44e-2	0,295	0,208	2,94e-2	5	3,39e-3	4,42e-3	6,90e-4	6,60e-2	3,70e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,15	4,25	0,91	0,81	0,65	6,34e-3	8,27e-2	1,46e-2	0,305	0,218	2,94e-2	5	3,28e-3	4,23e-3	9,78e-4	6,65e-2	3,80e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix	0,15	4,25	0,82	0,79	0,65	4,76e-3	8,50e-2	1,46e-2	0,306	0,223	2,94e-2	5	3,26e-3	4,05e-3	6,99e-4	6,36e-2	3,94e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix *	0,125	4,25	0,55	0,73	0,65	4,76e-3	6,93e-2	1,39e-2	0,277	0,197	2,94e-2	5	3,61e-3	4,56e-3	7,14e-4	5,86e-2	3,51e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix □	0,125	INFEASIBLE EM CALCHBC																
EfM 60, Cfix	INFEASIBLE EM RESTUD E RESTUH																	
EfM 60, Cfix	0,15	4,25	1,02	0,80	0,65	4,93e-3	8,30e-2	1,46e-2	0,305	0,219	2,94e-2	5	3,27e-3	4,17e-2	7,55e-4	6,50e-2	3,82e-2	6,18e-3

○ Forçando $F_w = 0,65$;

△ Chute inicial em cima da solução obtida com ○;

* Fazendo $r_{\text{hwts}} = 0,125$;

□ Forçando $(1 - x_N/x_0) = 4,75\%$;

◇ Solução ótima conseguida somente com diminuição da *feasibility tolerance* ($\text{rtnwmi} = 1\text{e-}5$);

● Solução viável conseguida somente com diminuição da *feasibility tolerance* ($\text{rtnwmi} = 1\text{e-}5$).

Tabela A4.5 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = HCB, QL = 6,8m³/h, $\Delta P_{\max}$ = 8 mmHg).

Condições	S	Q _G	N _P	t _s	H _{col}	D _c	A _r (%)	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C _{col}	C _{Sop Total}	C _{bomb}	COP	Cfix
EfM 30, COP	18,5	296,9	1,63	0,581	1,75	0,360	18	1,068	307,72	2706,6	15663,5	5528,8	12321,0	4340,6	117966,6
EfM 30, COP			1	INFEASIBLE EM DEFMAUX15 E CALCHL											
EfM 30, COP	18,5	296,9	2	0,581	1,96	0,360	18	1,068	319,56	2816,6	17952,6	5746,1	12457,6	4516,0	127270,0
EfM 60, COP	18,5	296,9	1,23	0,581	1,51	0,360	18	1,068	294,61	2584,7	13107,2	5287,5	12165,7	4146,2	107572,6
EfM 60, COP			1	INFEASIBLE EM CALCTD											
EfM 60, COP	18,5	296,9	2	0,581	1,96	0,360	18	1,068	319,56	2816,6	17952,6	5746,1	12457,6	4516,0	127270,0
EfM 30, Cfix	18,8	300,5	1,62	0,575	1,73	0,361	18	1,068	304,41	2714,1	15567,8	5543,7	12283,0	4346,6	117545,5
EfM 30, Cfix ○	18,8	300,5	1,62	0,575	1,73	0,361	18	1,068	304,41	2714,1	15567,8	5543,7	12282,1	4346,6	117545,5
EfM 30, Cfix *	18,8	300,5	1,62	0,582	1,75	0,360	18	1,068	307,74	2738,5	15605,2	5591,9	12321,1	4386,6	117984,0
EfM 30, Cfix			1	INFEASIBLE EM DEFMAUX15											
EfM 30, Cfix	18,8	300,5	2	0,575	1,95	0,360	18	1,068	316,33	2827,3	17905,4	5767,2	12420,6	4526,8	127048,0
EfM 60, Cfix	18,8	300,5	1,22	0,575	1,50	0,361	18	1,068	291,64	2592,9	13043,6	5303,7	12130,0	4153,7	107280,0
EfM 60, Cfix ○	18,8	300,5	1,22	0,575	1,50	0,361	18	1,068	291,64	2592,9	13043,6	5303,7	12130,0	4153,7	107280,0
EfM 60, Cfix *	18,8	300,5	1,22	0,582	1,51	0,360	18	1,068	294,70	2616,2	13069,8	5349,8	12166,8	4191,7	107664,3
EfM 60, Cfix			1	INFEASIBLE (rtnwmi = 1e-5)											
EfM 60, Cfix	18,8	300,5	2	0,575	1,95	0,360	18	1,068	316,33	2827,3	17905,4	5767,2	12420,6	4526,8	127048,0

* Forçando a restrição em u_n;

○ Testando diferentes diâmetros das perfurações para uma mesma vazão de ar.

Tabela A4.5 – Resultados obtidos no estudo de caso 1 (VOC = HCB, $Q_L = 6,8 \text{ m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8 \text{ mmHg}$, continuação).

Condições	r_{hws}	r_{ipdh}	r_{ttd}	F_f	F_w	d_h	h_w	d_{cl}	h_{bc}	h_{bcw}	h_{ud}	A_f (%)	A_h	A_{hmax}	A_{htr}	h_d	h_L	h_o
EfM 30, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, COP	INFEASIBLE EM DEFMAUX15 E CALCHL																	
EfM 30, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,59	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,220	2,94e-2	5	3,25e-3	3,58e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,65	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,226	2,94e-2	5	3,25e-3	3,93e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	INFEASIBLE EM CALCTD																	
EfM 60, COP	0,15	4,25	0,67	0,77	0,54	4,76e-3	8,71e-2	1,47e-2	0,307	0,214	2,94e-2	5	3,25e-3	3,25e-3	6,68e-4	6,23e-2	4,07e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,15	4,25	0,68	0,78	0,65	5,39e-3	8,63e-2	1,46e-2	0,307	0,223	2,94e-2	5	3,26e-3	4,00e-3	7,69e-4	6,35e-2	4,02e-2	5,47e-3
EfM 30, Cfix ○	0,15	4,25	0,72	0,78	0,65	4,76e-3	8,63e-2	1,46e-2	0,307	0,224	2,94e-2	5	3,26e-3	3,98e-3	6,80e-4	6,28e-2	4,02e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix *	0,15	4,22	0,65	0,77	0,65	4,76e-3	8,73e-2	1,47e-2	0,308	0,226	2,94e-2	5,08	3,30e-3	3,99e-3	6,80e-4	6,24e-2	4,06e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	INFEASIBLE EM DEFMAUX15																	
EfM 30, Cfix	0,15	4,25	0,71	0,78	0,53	4,91e-3	8,63e-2	1,46e-2	0,307	0,212	2,94e-2	5	3,26e-3	3,26e-3	7,01e-4	6,30e-2	4,02e-2	5,99e-3
EfM 60, Cfix	0,15	4,25	0,72	0,78	0,65	4,76e-3	8,63e-2	1,46e-2	0,307	0,224	2,94e-2	5	3,26e-3	3,98e-3	6,80e-4	6,28e-2	4,02e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix ○	0,15	4,25	0,68	0,78	0,65	5,39e-3	8,63e-2	1,46e-2	0,307	0,224	2,94e-2	5	3,26e-3	4,00e-3	7,69e-4	6,35e-2	4,02e-2	5,47e-3
EfM 60, Cfix *	0,15	4,22	0,65	0,77	0,54	4,76e-3	8,73e-2	1,47e-2	0,308	0,215	2,94e-2	5,08	3,30e-3	3,30e-3	6,80e-4	6,24e-2	4,06e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix	INFEASIBLE (rtnwmi = 1e-5)																	
EfM 60, Cfix	0,15	4,25	0,68	0,78	0,53	5,39e-3	8,63e-2	1,46e-2	0,307	0,212	2,94e-2	5	3,26e-3	3,26e-3	7,69e-4	6,35e-2	4,02e-2	5,47e-3

* Forçando a restrição em u_h ;

○ Testando diferentes diâmetros das perfurações para uma mesma vazão de ar.

Tabela A4.6 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 5\text{ mmHg}$, otimizando custo operacional).

Condições	S	Q _G	N _P	t _s	H _{col}	D _c	A _r (%)	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C _{col}	C _{Sop Total}	C _{bomb}	COP	Cfix
EfM 30, x _o 5	9,10	783,02	5,62	0,37	2,89	0,57	18	0,668	596,3	9520,5	47984,3	18341,5	15023,5	14568,1	286349,5
EfM 30, x _o 5	11,1	954,20	5	0,35	2,56	0,56	18	0,668	512,1	10118,2	42180,9	19419,5	14340,1	15307,6	267310,4
EfM 30, x _o 5	9,10	783,02	6	0,37	3,03	0,57	18	0,668	608,9	9728,23	50538,6	18716,9	15121,3	14885,5	297006,2
EfM 30, x _o 50	9,10	783,02	7,44	0,37	3,57	0,57	18	0,668	656,7	10510,8	60096,4	20124,6	15478,8	16081,1	336863,3
EfM 30, x _o 50	10,1	865,52	7	0,36	3,32	0,57	18	0,668	602,0	10767,0	56006,8	20583,6	15068,1	16371,4	322637,6
EfM 30, x _o 50	9,10	783,02	8	0,37	3,77	0,57	18	0,668	675,1	10812,2	63754,3	20664,5	15612,3	16541,7	352109,5
EfM 30, x _o 150	9,10	783,02	8,32	0,37	3,98	0,57	18	0,668	685,8	10988,2	65884,3	20979,1	15689,2	16810,6	360985,2
EfM 30, x _o 150	9,70	834,86	8	0,36	3,71	0,57	18	0,668	647,1	11140,8	62912,8	21251,3	15408,3	16974,5	350495,0
EfM 30, x _o 150	9,10	783,02	9	0,37	4,15	0,57	18	0,668	708,1	11354,2	70300,8	21631,8	15846,8	17369,8	379383,6
EfM 30, x _o 250	9,10	783,02	8,74	0,37	4,05	0,57	18	0,668	699,4	11211	68573,1	21376,4	15785,5	17150,8	372186,9
EfM 30, x _o 250	10,5	904,17	8	0,36	3,65	0,56	18	0,668	615,7	11581	61927,4	22035,8	15173,0	17563,6	348959,4
EfM 30, x _o 250	9,10	783,02	9	0,37	4,15	0,57	18	0,668	708,2	11354	70300,8	21631,8	15846,8	17369,8	379383,6
EfM 60, x _o 5	9,10	783,02	3,95	0,37	2,27	0,57	18	0,668	541,1	8617,4	36784,4	16701,6	14583,0	13188,3	239602,7
EfM 60, x _o 5 *	14,7	1260,1	3	0,37	1,91	0,61	15	0,667	483,9	12510	31902,5	23700,6	14095,0	18711,3	245336,8
EfM 60, x _o 5	9,10	783,02	4	0,37	2,29	0,57	18	0,668	542,8	8644,3	37119,5	16750,5	14596,4	13229,3	241002,0
EfM 60, x _o 50	9,10	783,02	5,21	0,37	2,74	0,57	18	0,668	582,9	9300,9	45276,2	17944,1	14918,8	14232,6	275049,5
EfM 60, x _o 50	9,90	851,51	5	0,36	2,61	0,57	18	0,668	546,6	9555,7	43113,2	18405,2	14627,6	14547,2	268033,6
EfM 60, x _o 50	9,10	783,02	6	0,37	3,03	0,57	18	0,668	608,9	9728,2	50538,6	18716,9	15121,3	14885,5	297006,2
EfM 60, x _o 150	9,10	783,02	5,83	0,37	2,96	0,57	18	0,668	603,0	9631,2	49346,0	18541,6	15075,7	14737,2	292030,7
EfM 60, x _o 150	12,6	1277,0	5	0,36	2,58	0,58	17	0,668	519,5	11594,1	43367,0	22058,6	14402,4	17443,6	280994,5
EfM 60, x _o 150	9,10	783,02	6	0,37	3,03	0,57	18	0,668	608,9	9728,4	50538,6	18716,9	15121,3	14885,5	297006,2
EfM 60, x _o 250	9,10	783,02	6,11	0,37	3,07	0,57	18	0,668	612,4	9785,3	51238,3	18819,8	15147,9	14972,6	299924,8
EfM 60, x _o 250	9,42	810,46	6	0,37	3,00	0,57	18	0,668	595,6	9885,2	50178,2	19000,1	15018,2	15092,3	296371,5
EfM 60, x _o 250	9,10	783,02	7	0,37	3,40	0,57	18	0,668	642,0	10270,2	57168,6	19692,9	15370,6	15713,6	324657,1

* Solução ótima conseguida somente com diminuição da *feasibility tolerance* (rtwnmi = 9e-7).

Tabela A4.6 - Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 5 \text{ mmHg}$, otimizando custo operacional, continuação).

Condições	r_{hwts}	r_{ipdh}	r_{ttd}	F_I	F_w	d_h	h_w	d_{cl}	h_{bc}	h_{bcw}	h_{ud}	A_f (%)	A_h	$A_{h\text{max}}$	A_{htr}	h_d	h_L	h_σ
EfM 30, x_o 5	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 5	0,093	3,35	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	3,29e-2	6,79e-2	0,187	0,134	1,23e-3	8,04	1,26e-2	1,71e-2	2,84e-3	4,08e-2	2,12e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 5	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,089	3,56	1,05	0,74	0,65	4,76e-3	3,21e-2	6,51e-2	0,183	0,131	1,31e-3	7,14	1,15e-2	1,53e-2	2,26e-3	4,03e-2	2,17e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,088	3,64	1,05	0,72	0,65	4,76e-3	3,19e-2	6,42e-2	0,181	0,130	1,33e-3	6,84	1,11e-2	1,47e-2	2,11e-3	4,01e-2	2,19e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,091	3,47	1,05	0,76	0,65	4,76e-3	3,24e-2	6,62e-2	0,185	0,132	1,27e-3	7,53	1,20e-2	1,61e-2	2,48e-3	4,06e-2	2,15e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5 *	0,090	3,31	1,05	0,74	0,65	4,76e-3	3,31e-2	6,66e-2	0,187	0,133	1,17e-3	8,24	1,66e-2	2,30e-2	4,04e-3	4,14e-2	2,06e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50	0,089	3,59	1,05	0,73	0,65	4,76e-3	3,20e-2	6,47e-2	0,182	0,131	1,32e-3	7,00	1,13e-2	1,50e-2	2,19e-3	4,02e-2	2,18e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,092	3,30	1,05	0,77	0,65	4,76e-3	3,31e-2	6,80e-2	0,188	0,134	1,19e-3	8,31	1,42e-2	1,95e-2	3,44e-3	4,12e-2	2,09e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,087	3,70	1,05	0,71	0,65	4,76e-3	3,18e-2	6,36e-2	0,180	0,130	1,35e-3	6,61	1,08e-2	1,42e-2	2,00e-3	3,99e-2	2,21e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,085	3,77	1,05	0,70	0,65	4,76e-3	3,17e-2	6,29e-2	0,179	0,129	1,37e-3	6,36	1,04e-2	1,36e-2	1,89e-3	3,97e-2	2,23e-2	6,18e-3

* Solução ótima conseguida somente com diminuição da *feasibility tolerance* ($rtnwmi = 9e-7$).

Tabela A4.7 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 5\text{ mmHg}$, otimizando custo fixo).

Condições	S	Q_G	N_P	t_s	H_{col}	D_c	A_r (%)	ΔP	Pot_{bomb}	Pot_{sop}	C_{col}	$C_{\text{Sop Total}}$	C_{bomb}	COP	Cfix
Efm 30, x_o 5	11,4	984,88	4,91	0,349	2,515	0,557	18	0,668	501,35	10238,6	41378,8	19636,2	14247,7	15465,6	264924,3
Efm 30, x_o 5 *	13,12	1128,4	4	0,340	2,159	0,585	18	0,595	505,76	11912,9	36651,8	22758,8	14285,6	17882,8	259411,0
Efm 30, x_o 5	11,25	967,47	5	0,350	2,551	0,559	18	0,668	508,41	10192,9	42075,4	19554,0	14308,4	15410,0	267300,8
Efm 30, x_o 50	11,4	984,88	6,49	0,349	3,066	0,557	18	0,668	545,09	11196,7	51457,0	21351,2	14615,5	16908,2	307731,4
Efm 30, x_o 50	13,21	1136,6	6	0,368	3,006	0,576	17	0,668	564,59	13193,6	50605,9	24884,9	14773,7	19811,8	317730,8
Efm 30, x_o 50	11,45	984,88	7	0,349	3,243	0,557	18	0,668	559,13	11504,1	54666,5	21898,6	14729,7	17371,1	321357,7
Efm 30, x_o 150	11,45	984,88	7,26	0,349	3,333	0,557	18	0,668	566,20	11659,0	56280,4	22174,0	14786,6	17604,3	328208,1
Efm 30, x_o 150	12,2	1049,6	7	0,359	3,311	0,564	17,5	0,668	576,50	12540,9	55749,5	23735,6	14868,7	18889,1	332125,3
Efm 30, x_o 150	11,45	984,88	8	0,349	3,593	0,557	18	0,668	586,80	12110,2	60966,4	22974,2	14949,8	18283,7	348094,3
Efm 30, x_o 250	11,4	984,88	7,61	0,349	3,457	0,557	18	0,668	576,05	11874,7	58522,8	22556,8	14865,0	17929,1	337725,2
Efm 30, x_o 250	13,3	1145,4	7	0,368	3,379	0,578	17	0,668	596,77	14066,0	57384,4	26413,0	15027,5	21114,4	347863,8
Efm 30, x_o 250	11,45	984,88	8	0,349	3,593	0,557	18	0,668	586,80	12110,2	60966,4	22974,2	14949,8	18283,7	348094,3
Efm 60, x_o 5	11,4	984,88	3,55	0,349	2,039	0,557	18	0,668	463,64	9412,7	32585,0	18146,4	13914,3	14221,9	227553,1
Efm 60, x_o 5			3	INFEASIBLE EM DEFMAUX15 E RESTXN (RTNWMI = 1E-5)											
Efm 60, x_o 5	10,93	940,40	4	0,352	2,21	0,561	18	0,668	487,61	9449,4	35803,6	18213,0	14128,1	14309,4	239869,3
Efm 60, x_o 50	11,45	984,88	4,67	0,349	4,669	0,557	18	0,668	494,63	10091,5	39820,4	19371,6	14189,4	15244,1	258302,7
Efm 60, x_o 50 *	15,9	1368,0	4	0,332	2,129	0,619	16	0,668	507,61	16599,3	38154,1	30895,4	14301,5	24633,9	293395,5
Efm 60, x_o 50	11,25	967,47	5	0,350	2,551	0,559	18	0,668	508,41	10192,9	42075,4	19554,0	14308,4	15409,9	267300,8
Efm 60, x_o 150	11,45	984,88	5,21	0,349	2,619	0,557	18	0,668	509,62	10419,7	43292,4	19961,3	14318,6	15738,2	273054,6
Efm 60, x_o 150	12,55	1079,5	5	0,362	2,610	0,568	17,3	0,668	524,16	11646,4	43168,2	22151,6	14441,9	17525,7	280761,4
Efm 60, x_o 150	11,45	984,88	6	0,349	2,894	0,557	18	0,668	531,45	10898,0	48326,9	20818,0	14502,8	16458,4	294439,4
Efm 60, x_o 250	11,45	984,88	5,46	0,349	2,707	0,557	18	0,668	516,61	10572,9	44908,6	20236,1	14378,2	15968,9	279920,6
Efm 60, x_o 250	13,99	1203,7	5	0,374	2,668	0,586	16	0,668	545,11	13431,6	44786,8	25302,7	14615,7	20126,4	298162,0
Efm 60, x_o 250	11,45	984,88	6	0,349	2,894	0,557	18	0,668	531,45	10898,0	48326,9	20818,0	14502,8	16458,4	294439,4

* Solução ótima conseguida somente com diminuição da *feasibility tolerance* (rtnwmi = 1e-5).

Tabela A4.7 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 5\text{ mmHg}$, otimizando custo fixo, continuação).

Condições	r_{hwts}	r_{ipdh}	r_{ttd}	F_f	F_w	d_h	h_w	d_{cl}	h_{bc}	h_{bcw}	h_{ud}	A_f (%)	A_h	$A_{h\text{max}}$	A_{intr}	h_d	h_L	h_G
EfM 30, x_o 5	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 5 *	0,118	3,04	1,05	0,74	0,65	4,81e-3	4e-2	7,66e-2	0,186	0,143	8,85e-4	9,82	1,76e-2	1,96e-2	3,99e-3	3,19e-2	2,27e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 5	0,094	3,33	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	3,30e-2	6,84e-2	0,188	0,134	1,21e-3	8,18	1,28e-2	1,74e-2	2,96e-3	4,09e-2	2,11e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,108	3,20	1,05	0,75	0,65	4,76e-3	3,97e-2	7,83e-2	0,196	0,144	9,04e-4	8,84	1,53e-2	1,98e-2	3,90e-3	3,94e-2	2,26e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,103	3,23	1,05	0,77	0,65	4,76e-3	3,70e-2	7,47e-2	0,193	0,141	1,01e-3	8,66	1,40e-2	1,85e-2	3,48e-3	4,00e-2	2,20e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,108	3,20	1,05	0,75	0,65	4,76e-3	4,00e-2	7,86e-2	0,196	0,145	8,96e-4	8,85	1,55e-2	1,99e-2	3,94e-3	3,94e-2	2,26e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5	INFEASIBLE EM DEFMAUX15 E RESTXN (RTNWM1 = 1E-5)																	
EfM 60, x_o 5	0,093	3,38	1,05	0,77	0,65	4,76e-3	3,27e-2	6,75e-2	0,187	0,133	1,24e-3	7,90	1,24e-2	1,68e-2	2,74e-3	4,08e-2	2,13e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50 *	0,132	3,16	1,05	0,77	0,65	5,00e-3	4,39e-2	8,15e-2	0,198	0,148	7,50e-4	9,05	1,87e-2	2,37e-2	5,2e-3	3,89e-2	2,31e-2	5,89e-3
EfM 60, x_o 50	9,43e ⁻²	3,33	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	3,30e-2	6,84e-2	0,188	0,134	1,21e-3	8,18	1,28e-2	1,74e-2	2,96e-3	4,09e-2	2,11e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,105	3,22	1,05	0,76	0,65	4,76e-3	3,81e-2	7,62e-2	0,194	0,142	9,67e-4	8,73	1,45e-2	1,89e-2	3,63e-3	3,98e-2	2,23e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,10e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,112	3,18	1,05	0,74	0,65	4,76e-3	4,17e-2	8,08e-2	0,198	0,147	8,36e-4	8,97	1,63e-2	2,07e-2	4,22e-3	3,90e-2	2,30e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,095	3,29	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	3,32e-2	6,91e-2	0,189	0,135	1,20e-3	8,37	1,30e-2	1,77e-2	3,13e-3	4,10e-2	2,11e-2	6,18e-3

* Solução viável obtida através da diminuição da *feasibility tolerance* (rtnwmi = 1e-5).

Tabela A4.8 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$, otimizando custo operacional).

Condições	S	Q _G	N _P	t _s	H _{col}	D _c	A _r (%)	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C _{col}	C _{Sop Total}	C _{bomb}	COP	Cfix
EfM 30, x _o 5	4,95	425,86	8,65	0,592	5,92	0,430	18	1,068	778,49	6803,1	65961,1	13361,8	16324,0	10917,5	336677,0
EfM 30, x _o 5	5,46	469,65	8	0,547	5,173	0,440	18	1,068	694,90	6957,6	60694,0	13648,8	15753,5	11019,7	317139,0
EfM 30, x _o 5	4,95	425,86	9	0,592	6,127	0,430	18	1,068	794,93	6950,0	68235,5	13634,6	16431,8	11152,7	346022,7
EfM 30, x _o 50	4,95	425,86	11,57	0,592	7,65	0,430	18	1,068	916,42	8035,8	84906,7	15637,79	17189,2	12891,2	414422,8
EfM 30, x _o 50	5,26	452,54	11	0,564	7,01	0,436	18	1,068	847,88	8116,1	80431,7	15785,0	16770,0	12908,1	397713,1
EfM 30, x _o 50	4,95	425,86	12	0,592	7,90	0,430	18	1,068	937,00	8219,7	87708,6	15974,8	17311,4	13185,7	425901,6
EfM 30, x _o 150	5,34	459,06	12,18	0,558	7,593	0,437	18	1,068	889,40	8718,0	87773,7	16884,8	17026,3	13834,6	428330,5
EfM 30, x _o 150	5,44	467,85	12	0,548	7,382	0,439	18	1,068	867,00	8740,6	86308,5	16926,0	16888,9	13834,9	422834,4
EfM 30, x _o 150	4,95	452,54	13	0,592	8,495	0,430	18	1,068	984,35	8642,9	94135,0	16748,1	17586,5	13863,3	452213,1
EfM 30, x _o 250	5,55	477,15	12,4	0,539	7,49	0,442	18	1,068	868,8	9033,3	88550,6	17458,6	16900,0	14259,0	432640,2
EfM 30, x _o 250	5,78	497,67	12	0,525	7,10	0,446	18	1,068	832,67	9161,19	85657,5	17690,7	16674,1	14391,2	422478,6
EfM 30, x _o 250	5,23	450,24	13	0,567	8,17	0,435	18	1,068	940,43	8967,4	93254,2	17334,8	17331,7	14267,3	450294,8
EfM 60, x _o 5	5,55	477,15	5,20	0,540	3,61	0,441	18	1,068	571,66	5761,8	42332,0	11413,9	14830,2	9120,2	241387,8
EfM 60, x _o 5	5,91	508,34	5	0,524	3,419	0,445	18	1,068	549,18	5957,5	40785,6	11781,9	14649,0	9369,6	236602,1
EfM 60, x _o 5	4,95	425,86	6	0,592	4,351	0,430	18	1,068	652,87	5680,3	48392,5	11260,4	15450,7	9119,8	264364,7
EfM 60, x _o 50	5,55	477,15	6,91	0,539	4,53	0,441	18	1,068	641,01	6530,8	53485,8	12854,7	15363,2	10327,4	287596,9
EfM 60, x _o 50	5,44	467,80	7	0,549	4,64	0,439	18	1,068	654,57	6490,4	54243,6	12779,4	15463,3	10288,8	290351,5
EfM 60, x _o 50	4,95	425,86	8	0,592	5,54	0,430	18	1,068	747,58	6526,8	61668,7	12847,2	16117,6	10475,1	319029,8
EfM 60, x _o 150	4,95	425,86	8,35	0,592	5,743	0,430	18	1,068	764,21	6675,5	63980,7	13124,3	16229,3	10713,1	328536,9
EfM 60, x _o 150	5,27	453,51	8	0,563	5,790	0,436	18	1,068	714,02	6804,0	61050,4	13363,4	15887,5	10825,9	317860,6
EfM 60, x _o 150	4,95	425,86	9	0,592	6,127	0,430	18	1,068	794,93	6950,0	68235,5	13634,6	16431,8	11152,7	346022,7
EfM 60, x _o 250	5,55	477,15	8,12	0,539	5,18	0,442	18	1,068	691,18	7082,0	61307,2	13879,4	15727,2	11193,3	320016,3
EfM 60, x _o 250	5,68	488,27	8	0,535	5,08	0,442	18	1,068	680,76	7161,0	60419,2	14025,8	15652,9	11292,1	317144,5
EfM 60, x _o 250	4,95	425,86	9	0,592	6,127	0,430	18	1,068	794,93	6950,0	68235,5	13634,6	16431,8	11152,7	346022,7

Tabela A4.8 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8 \text{ mmHg}$, otimizando custo operacional, continuação).

Condições	r_{hwts}	r_{ipdh}	r_{itd}	F_f	F_w	d_h	h_w	d_{cl}	h_{bc}	h_{bcw}	h_{ud}	A_f (%)	A_h	$A_{h\text{max}}$	A_{htr}	h_d	h_L	h_o
EfM 30, x_o 5	0,147	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	8,72e-2	1,81e-2	0,318	0,238	2,94e-2	5	4,63e-3	5,24e-3	8,39e-4	5,90e-2	4,40e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 5	0,130	4,25	1,05	0,81	0,65	4,76e-3	7,12e-2	1,77e-2	0,303	0,214	2,94e-2	5	4,85e-3	6,28e-3	9,66e-4	6,56e-2	3,73e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 5	0,147	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	8,72e-2	1,81e-2	0,318	0,238	2,94e-2	5	4,63e-3	5,24e-3	8,39e-4	5,90e-2	4,40e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,147	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	8,72e-2	1,81e-2	0,318	0,238	2,94e-2	5	4,63e-3	5,24e-3	8,39e-4	5,90e-2	4,40e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,137	4,25	1,05	0,80	0,65	4,76e-3	7,74e-2	1,78e-2	0,309	0,223	2,94e-2	5	4,76e-3	5,86e-3	9,15e-4	6,31e-2	3,98e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,147	4,25	1,05	0,78	0,57	4,76e-3	8,72e-2	1,81e-2	0,318	0,230	2,94e-2	5	4,63e-3	4,63e-3	8,39e-4	5,90e-2	4,40e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,135	4,25	1,05	0,80	0,65	4,76e-3	7,50e-2	1,78e-2	0,307	0,220	2,94e-2	5	4,79e-3	6,01e-3	9,34e-4	6,41e-2	3,88e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,131	4,25	1,05	0,81	0,65	4,76e-3	7,18e-2	1,77e-2	0,304	0,215	2,94e-2	5	4,84e-3	6,23e-3	9,60e-4	6,54e-2	3,76e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,147	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	8,72e-2	1,81e-2	0,318	0,238	2,94e-2	5	4,63e-3	5,24e-3	8,39e-4	5,90e-2	4,40e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,127	4,25	1,05	0,81	0,65	4,76e-3	6,85e-2	1,76e-2	0,301	0,210	2,94e-2	5	4,89e-3	6,47e-3	9,88e-4	6,67e-2	3,62e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,126	4,22	1,05	0,82	0,65	4,76e-3	6,63e-2	1,87e-2	0,295	0,205	2,54e-2	5,07	5,06e-3	6,87e-3	1,05e-3	6,78e-2	3,51e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,138	4,25	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	7,82e-2	1,78e-2	0,310	0,225	2,94e-2	5	4,75e-3	5,80e-3	9,08e-4	6,28e-2	4,02e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5	0,129	4,25	1,05	0,81	0,65	4,76e-3	6,95e-2	1,76e-2	0,302	0,211	2,94e-2	5,02	4,90e-3	6,44e-3	9,89e-4	6,64e-2	3,66e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5	0,127	4,18	1,05	0,82	0,65	4,76e-3	6,64e-2	1,88e-2	0,296	0,205	2,54e-2	5,19	5,16e-3	7,04e-3	1,09e-3	6,81e-2	3,48e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5	0,147	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	8,72e-2	1,81e-2	0,318	0,238	2,94e-2	5	4,63e-3	5,24e-3	8,39e-4	5,90e-2	4,40e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50	0,127	4,25	1,05	0,81	0,50	4,76e-3	6,85e-2	1,76e-2	0,301	0,193	2,94e-2	5	4,89e-3	5,00e-3	9,88e-4	6,67e-2	3,62e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50	0,131	4,25	1,05	0,81	0,65	4,76e-3	7,18e-2	1,77e-2	0,304	0,215	2,94e-2	5	4,84e-3	6,23e-3	9,60e-4	6,54e-2	3,76e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50	0,147	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	8,72e-2	1,81e-2	0,318	0,238	2,94e-2	5	4,63e-3	5,24e-3	8,39e-4	5,90e-2	4,40e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,147	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	8,72e-2	1,81e-2	0,318	0,238	2,94e-2	5	4,63e-3	5,24e-3	8,39e-4	5,90e-2	4,40e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,137	4,25	1,05	0,80	0,65	4,76e-3	7,70e-2	1,78e-2	0,309	0,223	2,94e-2	5	4,76e-3	5,87e-3	9,18e-4	6,33e-2	3,97e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,147	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	8,72e-2	1,81e-2	0,318	0,238	2,94e-2	5	4,63e-3	5,20e-3	8,39e-4	5,90e-2	4,40e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,127	4,25	1,05	0,81	0,65	4,76e-3	6,85e-2	1,76e-2	0,301	0,210	2,94e-2	5	4,89e-3	6,47e-3	9,88e-4	6,67e-2	3,62e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,127	4,22	1,04	0,81	0,65	4,76e-3	6,79e-2	1,79e-2	0,300	0,209	2,83e-2	5,08	4,98e-3	6,67e-3	1,03e-3	6,72e-2	3,58e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,147	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	8,72e-2	1,81e-2	0,318	0,238	2,94e-2	5	4,63e-3	5,24e-3	8,39e-4	5,90e-2	4,40e-2	6,18e-3

Tabela A4.9 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$, otimizando custo fixo).

Condições	S	Q _G	N _p	t _s	H _{col}	D _c	A _r (%)	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C _{col}	C _{Sop Total}	C _{bomb}	COP	Cfix
EfM 30, x _o 5	10,53	905,94	5,15	0,407	2,90	0,496	18	0,860	492,80	10414,4	41353,0	19951,86	14173,5	15706,4	265683,6
EfM 30, x _o 5	11,09	1128,8	5	0,430	2,95	0,498	17	0,931	496,50	10845,3	41313,1	20723,62	14205,7	16332,2	268373,2
EfM 30, x _o 5	8,19	704,91	6	0,410	3,26	0,494	18	0,953	519,53	8633,7	46699,0	16731,24	14402,9	13180,6	273972,5
EfM 30, x _o 50	10,50	903,03	6,83	0,387	3,44	0,509	18	0,826	532,82	11758,0	51902,4	22349,77	14514,2	17698,8	312457,7
EfM 30, x _o 50	13,21	1136,6	6	0,447	3,48	0,530	15	0,897	573,69	15006,2	50972,3	28050,13	14846,4	22435,0	330418,2
EfM 30, x _o 50	10,06	865,71	7	0,380	3,46	0,514	18	0,828	533,92	11404,4	52990,7	21721,07	14523,4	17191,1	314107,6
EfM 30, x _o 150 *	10,49	902,04	7,64	0,383	3,72	0,512	18	0,819	553,48	12409,1	56920,5	23502,9	14684,0	18666,1	334777,7
EfM 30, x _o 150	12,20	1049,6	7	0,441	3,89	0,514	16	0,920	587,10	14392,6	56143,2	26982,9	14952,1	21570,8	345235,4
EfM 30, x _o 150	9,70	834,86	8	0,385	3,88	0,511	18	0,849	564,90	11755,3	59167,0	22344,9	14776,1	17741,1	338934,0
EfM 30, x _o 250	10,48	901,67	8,01	0,382	3,86	0,513	18	0,817	563,25	12713,6	59249,7	24040,1	14762,9	19118,6	345145,6
EfM 30, x _o 250	10,51	904,17	8	0,393	3,94	0,505	18	0,835	569,65	12739,0	59165,5	24085,0	14814,2	19164,5	345187,8
EfM 30, x _o 250	8,69	747,21	9	0,402	4,41	0,500	18	0,916	604,14	11195,3	65336,1	21348,6	15084,5	16991,2	358227,4
EfM 60, x _o 5	9,36	804,83	3,90	0,470	2,63	0,462	18	0,948	473,13	8327,1	33173,6	16171,4	13999,8	12672,4	222973,8
EfM 60, x _o 5 ◊	16,2	1396,4	3	0,461	2,18	0,573	14	0,857	517,42	16743,7	32721,5	31064,1	14385,0	24855,9	275160,7
EfM 60, x _o 5	8,88	763,51	4	0,462	2,65	0,466	18	0,966	474,48	7967,0	33853,9	15511,6	14011,8	12155,8	223088,1
EfM 60, x _o 50	10,53	905,85	4,85	0,408	2,78	0,496	18	0,861	484,26	10169,4	39477,4	19511,7	14098,6	15341,3	257268,5
EfM 60, x _o 50	16,5	1419,3	4	0,496	2,78	0,567	13	0,952	552,82	17148,9	41049,8	31746,0	14678,6	25490,4	307909,7
EfM 60, x _o 50-C	9,90	851,51	5	0,404	2,82	0,498	18	0,860	487,02	9666,7	40415,1	18605,7	14122,9	14621,3	257465,7
EfM 60, x _o 150	10,51	904,00	5,42	0,392	2,93	0,506	18	0,834	494,86	10616,6	43125,7	20314,2	14191,4	16000,4	273262,3
EfM 60, x _o 150	12,55	1079,45	5	0,451	3,05	0,517	16	0,940	526,57	12847,7	43385,5	24276,5	14462,1	19258,9	289076,6
EfM 60, x _o 150	8,58	738,23	6	0,403	3,22	0,499	18	0,924	516,44	9043,8	46712,1	17477,7	14376,7	13766,8	276554,0
EfM 60, x _o 250-M	10,50	903,25	5,66	0,388	3,00	0,508	18	0,827	500,03	10800,8	44613,1	20644,0	14236,2	16273,1	279816,7
EfM 60, x _o 250	13,99	1203,7	5	0,452	3,06	0,54	15	0,889	551,49	15036,5	45092,2	28102,7	14667,8	22446,7	309276,8
EfM 60, x _o 250	9,42	810,46	6	0,389	3,14	0,508	18	0,867	510,24	9934,2	46744,6	19088,4	14324,0	15040,1	282152,8

◊ Solução viável, cinco variáveis não-ótimas;

* Presença de uma variável não-ótima.

Tabela A4.9 – Resultados obtidos no estudo de caso 2 ($Q_L = 10\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\text{max}} = 8\text{ mmHg}$, otimizando custo fixo, continuação).

Condições	Γ_{hws}	Γ_{pdh}	Γ_{td}	F_f	F_w	d_h	h_w	d_{cl}	h_{bc}	h_{bcw}	h_{ud}	A_f (%)	A_h	$A_{h\text{max}}$	A_{htr}	h_d	h_L	h_o
EfM 30, x_o 5	0,149	3,26	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	6,08e-2	8,29e-2	0,249	0,183	1,05e-3	8,52	1,05e-2	1,41e-2	3,90e-3	5,33e-2	2,83e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 5	0,15	3,33	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	6,45e-2	7,95e-2	0,262	0,189	1,16e-3	8,16	1,05e-2	1,47e-2	4,28e-3	5,99e-2	2,90e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 5	0,118	3,87	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,85e-2	8,26e-2	0,240	0,164	1,06e-3	6,05	7,42e-3	1,12e-2	1,81e-3	6,42e-2	2,69e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,127	3,34	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,90e-2	8,51e-2	0,230	0,164	9,45e-4	8,12	1,05e-2	1,48e-2	3,33e-3	5,28e-2	2,54e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,15	3,27	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	6,70e-2	7,89e-2	0,259	0,190	1,09e-3	8,46	1,29e-2	1,74e-2	5,31e-3	5,62e-2	2,93e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 50	0,113	3,47	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,29e-2	8,59e-2	0,222	0,154	9,09e-4	7,52	9,96e-3	1,46e-2	2,78e-3	5,43e-2	2,41e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150 *	0,122	3,358	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,66e-2	8,55e-2	0,227	0,161	9,25e-4	8,03	1,05e-2	1,50e-2	3,24e-3	5,27e-2	2,48e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,15	3,305	1,05	0,82	0,65	4,76e-3	6,62e-2	7,89e-2	0,262	0,190	1,14e-3	8,29	1,17e-2	1,61e-2	4,83e-3	5,86e-2	2,93e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 150	0,114	3,54	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,38e-2	8,53e-2	0,225	0,156	9,35e-4	7,23	9,45e-3	1,39e-2	2,56e-3	5,60e-2	2,45e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,120	3,36	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,58e-2	8,57e-2	0,225	0,159	9,18e-4	8,00	1,05e-2	1,51e-2	3,21e-3	5,27e-2	2,46e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,133	3,31	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	5,23e-2	8,44e-2	0,236	0,170	9,74e-4	8,24	1,05e-2	1,46e-2	3,48e-3	5,29e-2	2,63e-2	6,18e-3
EfM 30, x_o 250	0,117	3,75	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,68e-2	8,35e-2	0,235	0,161	1,02e-3	6,43	8,06e-3	1,21e-2	2,03e-3	6,14e-2	2,61e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5	0,150	3,31	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	7,04e-2	5,65e-2	0,275	0,201	2,60e-3	8,24	8,82e-3	1,19e-2	3,64e-3	5,95e-2	3,13e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5 ○	0,15	3,21	1,05	0,74	0,65	4,76e-3	6,91e-2	7,82e-2	0,254	0,190	1,01e-3	8,79	1,64e-2	2,14e-2	6,75e-3	5,21e-2	2,94e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 5	0,15	3,45	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	6,93e-2	3,00e-2	0,279	0,202	9,07e-3	7,59	8,26e-3	1,12e-2	2,73e-3	6,09e-2	3,16e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50	0,150	3,26	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	6,13e-2	8,28e-2	0,250	0,184	1,05e-3	8,54	1,05e-2	1,41e-2	3,93e-3	5,34e-2	2,84e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50	0,15	3,30	1,05	0,74	0,65	4,76e-3	7,44e-2	7,42e-2	0,272	0,199	1,19e-3	8,30	1,55e-2	2,14e-2	7,31e-3	6,07e-2	3,04e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 50-C	0,125	3,41	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	5,07e-2	4,41e-2	0,239	0,169	3,68e-3	7,78	9,68e-3	1,38e-2	2,97e-3	5,55e-2	2,62e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,132	3,32	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	5,18e-2	8,45e-2	0,235	0,169	9,69e-4	8,22	1,05e-2	1,47e-2	3,45e-3	5,29e-2	2,61e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,15	3,32	1,05	0,81	0,65	4,76e-3	6,76e-2	7,78e-2	0,265	0,192	1,17e-3	8,20	1,18e-2	1,65e-2	5,06e-3	6,03e-2	2,95e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 150	0,117	3,77	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,72e-2	8,33e-2	0,236	0,162	1,03e-3	6,35	7,92e-3	1,19e-2	1,98e-3	6,20e-2	2,62e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250-M	0,128	3,33	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,96e-2	8,50e-2	0,231	0,165	9,50e-4	8,14	1,05e-2	1,48e-2	3,36e-3	5,28e-2	2,56e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,15	3,26	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	6,78e-2	7,86e-2	0,258	0,190	1,08e-3	8,54	1,38e-2	1,85e-2	5,70e-3	5,53e-2	2,94e-2	6,18e-3
EfM 60, x_o 250	0,115	3,59	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,46e-2	8,48e-2	0,228	0,157	9,56e-4	7,01	9,05e-3	1,34e-2	2,40e-3	5,74e-2	2,49e-2	6,18e-3

○ Solução viável, cinco variáveis não-ótimas;

* Presença de uma variável não-ótima.

Tabela A4.10 – Resultados obtidos no estudo de caso 3 ($Q_L = 15\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\max} = 8\text{ mmHg}$, $x_{o,i} = 10\text{ppm}$).

Condições	S	Q _G	N _P	t _s	H _{col}	D _c	A _r (%)	ΔP	Pot _{bomb}	Pot _{sop}	C _{col}	C _{Sop Total}	C _{bomb}	COP	Cfix
EfM 30, COP	4,92	634,3	9,55	0,595	6,48	0,526	18	1,068	1232,6	10733,4	84344,0	20523,4	18912,6	17231,1	435705,9
EfM 30, COP	10,01	1292,3	5,76	0,421	3,22	0,598	18	0,8713	771,81	15643,3	53236,1	29154,0	16279,8	23637,8	347318,5
EfM 30, COP	5,28	681,54	9	0,562	5,86	0,535	18	1,068	1133,5	10919,1	79267,1	20855,5	18404,5	17355,8	417215,4
EfM 30, COP	4,92	634,3	10	0,595	6,75	0,526	18	1,068	1264,9	11019,2	87756,3	21034,4	19072,5	17689,1	450078,9
EfM 60, COP	4,92	634,3	6,14	0,595	4,45	0,526	18	1,068	989,63	8577,9	58248,3	16629,5	17616,7	13777,3	325580,5
EfM 60, COP	8,69	1121,0	4,36	0,433	2,69	0,590	18	0,931	713,09	12113,8	42957,5	22980,5	15881,0	18470,6	288003,0
EfM 60, COP	8,69	1121,0	4,36	0,433	2,70	0,590	18	0,946	714,82	12113,9	42941,8	22990,8	15893,1	18473,4	287991,1
EfM 60, COP	5,08	655,41	6	0,580	4,28	0,529	18	1,068	959,17	8680,85	56893,5	16817,2	17441,3	13881,6	320855,0
EfM 60, COP	4,92	634,3	7	0,595	4,97	0,526	18	1,068	1051,15	9123,6	64923,4	17622,5	17961,4	14651,7	353785,9
EfM 30, Cfix	10,01	1292,3	5,76	0,421	3,22	0,598	18	0,8713	771,80	15643,8	53235,2	29154,8	16279,8	23638,4	347317,7
EfM 30, Cfix	8,69	1121,0	6,29	0,436	3,54	0,587	18	0,946	807,17	14084,1	57081,2	26444,7	16511,2	21443,5	352130,4
EfM 30, Cfix *	10,79	1392,0	5	0,496	3,28	0,577	16,5	1,061	778,42	15918,7	49495,4	29627,3	16323,6	24043,8	335971,0
EfM 30, Cfix	9,36	1208,3	6	0,428	3,37	0,593	18	0,906	787,70	14876,3	54980,5	27824,5	16384,5	22556,1	349147,2
EfM 60, Cfix ○	8,69	1121,0	4,36	0,458	2,80	0,573	18	0,9824	725,06	12115,2	42859,7	22983,1	15963,9	18490,0	287959,7
EfM 60, Cfix	8,69	1121,0	4,36	0,458	2,80	0,573	18	0,9848	725,06	12114,9	42860,3	22982,5	15963,9	18489,5	287959,7
EfM 60, Cfix	10,01	1292,3	4,06	0,452	2,63	0,577	18	0,924	707,31	13645,8	40633,3	25678,2	15840,8	20668,5	289176,1
EfM 60, Cfix △	8,69	1121,0	4,36	0,458	2,80	0,573	18	0,9673	725,06	12115,2	42859,7	22983,10	15963,9	18490,0	287959,7
EfM 60, Cfix □	8,69	1121,0	4,36	0,458	2,80	0,573	18	0,9673	725,06	12115,2	42859,7	22983,10	15963,9	18490,0	287959,7
EfM 60, Cfix-C	8,69	1121,0	4,36	0,458	2,80	0,573	18	0,9825	725,06	12115,2	42859,7	22983,10	15963,9	18490,0	287959,7
EfM 60, Cfix-M	INFEASIBLE														
EfM 60, Cfix-S	INFEASIBLE														
EfM 60, Cfix	10,3	1331,6	4	0,467	2,67	0,578	17,5	0,969	710,93	13999,0	40745,2	26296,1	15866,0	21182,32	291833,6
EfM 60, Cfix	6,78	875,05	5	0,468	3,14	0,570	18	1,068	770,03	10033,2	47764,0	19266,6	16268,0	15556,59	293210,9

○ *Optimal solution*. Convergência lenta. Warning A variância das derivadas no ponto final é grande;

△ Chute inicial na melhor solução obtida (1 Var *Non Optimal* em RestAap);

□ Chute inicial na solução obtida para EfM = 30 (1 Var *Non Optimal* em RestAap);

* Solução ótima conseguida com a diminuição da *feasibility tolerance* (rtnwmi = 1e-6).

Tabela A4.10 – Resultados obtidos no estudo de caso 3 ($Q_L = 15\text{m}^3/\text{h}$, $\Delta P_{\max} = 8\text{ mmHg}$, $x_{o,j} = 10\text{ppm}$, continuação).

Condições	r_{hwt}	r_{pdh}	r_{td}	F_f	F_w	d_h	h_w	d_{cl}	h_{bc}	h_{bcw}	h_{ud}	A_f (%)	A_h	A_{hmax}	A_{htr}	h_d	h_L	h_G
EfM 30, COP	0,130	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	7,73e-2	2,22e-2	0,319	0,237	2,94e-2	5	6,92e-3	6,92e-3	1,07e-3	5,85e-2	4,45e-2	6,18e-3
EfM 30, COP	0,109	3,32	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,59e-2	9,53e-2	0,246	0,174	1,23e-3	8,19	1,47e-2	1,47e-2	4,50e-3	5,56e-2	2,73e-2	6,18e-3
EfM 30, COP	0,119	4,25	1,05	0,80	0,65	4,76e-3	6,68e-2	2,23e-2	0,308	0,220	2,81e-2	5	7,17e-3	7,17e-3	1,19e-3	6,31e-2	3,98e-2	6,18e-3
EfM 30, COP	0,130	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	7,73e-2	2,22e-2	0,319	0,237	2,94e-2	5	6,92e-3	6,92e-3	1,07e-3	5,85e-2	4,45e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,130	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	7,73e-2	2,22e-2	0,319	0,237	2,94e-2	5	6,92e-3	6,92e-3	1,07e-3	5,85e-2	4,45e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,113	3,61	1,05	0,85	0,65	6,35e-3	4,89e-2	9,53e-2	0,253	0,177	1,26e-3	6,93	1,21e-2	1,21e-2	9,25e-3	6,13e-2	2,92e-2	4,64e-3
EfM 60, COP	0,112	3,60	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,89e-2	9,53e-2	0,255	0,179	1,27e-3	6,99	1,21e-2	1,21e-2	2,94e-3	6,13e-2	2,92e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,124	4,25	1,05	0,79	0,65	4,76e-3	7,22e-2	2,20e-2	0,314	0,229	2,94e-2	5	7,02e-3	7,02e-3	1,12e-3	6,07e-2	4,22e-2	6,18e-3
EfM 60, COP	0,130	4,25	1,05	0,78	0,65	4,76e-3	7,73e-2	2,22e-2	0,319	0,237	2,94e-2	5	6,92e-3	6,92e-3	1,07e-3	5,85e-2	4,45e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,109	3,32	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,59e-2	9,53e-2	0,246	0,174	1,23e-3	8,19	1,47e-2	1,47e-2	4,50e-3	5,56e-2	2,73e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,112	3,60	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	4,89e-2	9,53e-2	0,255	0,179	1,27e-3	6,99	1,21e-2	1,21e-2	2,94e-3	6,13e-2	2,92e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix *	0,140	3,34	1,05	0,85	0,58	4,76e-3	6,95e-2	8,99e-2	0,299	0,209	1,55e-3	8,11	1,42e-2	1,42e-2	7,18e-3	6,91e-2	3,31e-2	6,18e-3
EfM 30, Cfix	0,111	3,45	1,05	0,85	0,63	4,76e-3	4,73e-2	9,53e-2	0,250	0,175	1,25e-3	7,60	1,34e-2	1,34e-2	3,62e-3	5,82e-2	2,82e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix ◊	0,134	3,52	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	6,12e-2	9,45e-2	0,275	0,199	1,36e-3	7,32	1,21e-2	1,21e-2	3,21e-3	6,16e-2	3,26e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix	0,128	3,52	0,79	0,85	0,65	6,35e-3	5,84e-2	9,53e-2	0,272	0,193	1,34e-3	7,32	1,21e-2	1,21e-2	4,28e-3	6,41e-2	3,18e-2	4,64e-3
EfM 60, Cfix	0,137	3,22	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	6,18e-2	9,53e-2	0,273	0,201	1,32e-3	8,70	1,45e-2	1,45e-2	5,87e-3	5,67e-2	3,15e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix ◻	0,122	3,52	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	5,58e-2	9,53e-2	0,268	0,191	1,34e-3	7,32	1,18e-2	1,21e-2	3,21e-3	6,16e-2	3,11e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix ◻	0,122	3,52	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	5,58e-2	9,53e-2	0,268	0,191	1,34e-3	7,32	1,18e-2	1,21e-2	3,21e-3	6,16e-2	3,11e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix-C	0,134	3,52	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	6,12e-2	9,53e-2	0,275	0,199	1,34e-3	7,32	1,21e-2	1,21e-2	3,21e-3	6,16e-2	3,26e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix-M	INFEASIBLE																	
EfM 60, Cfix-S	INFEASIBLE																	
EfM 60, Cfix	0,138	3,26	1,05	0,85	0,65	4,76e-3	6,46e-2	9,41e-2	0,282	0,191	1,37e-3	8,50	1,45e-2	1,45e-2	6,33e-3	6,07e-2	3,21e-2	6,18e-3
EfM 60, Cfix	0,116	4,09	1,05	0,84	0,65	4,76e-3	5,43e-2	6,59e-2	0,271	0,188	2,83e-3	5,40	8,78e-3	8,78e-3	1,75e-3	7,00e-2	3,29e-2	6,18e-3

◊ Optimal solution. Convergência lenta. Warning A variância das derivadas no ponto final é grande;

◻ Chute inicial na melhor solução obtida (1 Var Non Optimal em RestAap);

◻ Chute inicial na solução obtida para EfM = 30 (1 Var Non Optimal em RestAap);

* Solução ótima conseguida com a diminuição da feasibility tolerance (rtnwmi = 1e-6)