



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA QUÍMICA
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química



**CONCENTRAÇÃO DE LEVEDURAS DA FERMENTAÇÃO
ALCOÓLICA EM HIDROCICLONES**

ISABELE CRISTINA BICALHO

UBERLÂNDIA – MG
2011



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA QUÍMICA
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química



CONCENTRAÇÃO DE LEVEDURAS DA FERMENTAÇÃO ALCOÓLICA EM HIDROCICLONES

Isabele Cristina Bicalho

Orientadores:

Carlos Henrique Ataíde
Cláudio Roberto Duarte

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Química, área de concentração em Pesquisa e Desenvolvimento de Processos Químicos.

UBERLÂNDIA – MG
2011

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

B583c Bicalho, Isabele Cristina, 1986-
Concentração de leveduras da fermentação alcoólica em hidrociclores [manuscrito] / Isabele Cristina Bicalho. - 2011.
135 f. : il.

Orientadores: Carlos Henrique Ataíde, Cláudio Roberto Duarte.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química.

Inclui bibliografia.

1. Separação (Tecnologia) - Teses. 2. Hidrociclone - Teses.
3. Álcool - Teses. I. Ataíde, Carlos Henrique. II. Duarte, Cláudio Roberto. III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química. IV. Título.

CDU: 66.066

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA AO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE MESTRE EM ENGENHARIA QUÍMICA, EM 28 DE JULHO DE 2011.

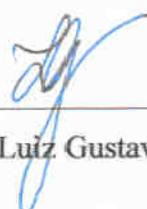
BANCA EXAMINADORA



Prof. Dr. Carlos Henrique Ataíde
Orientador (PPGEQ/UFU)



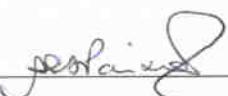
Prof. Dr. Cláudio Roberto Duarte
Orientador (PPGEQ/UFU)



Prof. Dr. Luiz Gustavo Martins Vieira
(PPGEQ/UFU)



Prof. Dr. Rodrigo Béttega
(FEQ/UFU)



Prof. Dr. Ana Eleonora Almeida Paixão
(DEQ/UFS)

Considerando que a vida é uma obra que a cada dia se completa com nossas experiências, sem dúvida, se ela não tiver um alicerce sólido, a cada tempestade teríamos que reconstruí-la totalmente. E com um alicerce baseado em um forte conceito de família é que acredito vencer as tempestades e continuar a construir minha própria obra. Por isso dedico este trabalho a minha família.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus que me deu a chance de estar realizando um trabalho com dedicação e vontade.

À minha família pelo apoio e compreensão nesta minha caminhada. Em especial a minha mãe que sempre me ajudou para que eu conseguisse realizar todos os meus projetos.

A meus professores, em especial meus orientadores Carlos Henrique Ataíde e Cláudio Roberto Duarte, pela maneira dedicada, disciplinada, profissional e humana que souberam transmitir tão bem para a realização desta dissertação. Sem os ensinamentos e conselhos de vocês, tenho certeza que esta jornada teria sido impossível.

Aos professores Luiz Gustavo Martins Vieira, Rodrigo Béttega e Ana Eleonora Almeida Paixão, pelas sugestões dadas para melhoria desta dissertação.

Aos alunos de graduação José Lucas Mognon e Juliana Shimoyama, pela responsabilidade, dedicação, esforço e companheirismo, que foram de fundamental importância para a realização deste trabalho.

A meu namorado Leonardo, pela felicidade que traz para minha vida.

A meus colegas e amigos do PPGEQ, Dyrney, Juliana, Ricardinho, Beatriz, Mariana, Kássia, Kurt Max, José Luiz, Danilo, Cássia, Jânio e Deivid, pela amizade e ajuda nas diversas dúvidas e dificuldades que apareciam.

Ao CNPq, pelo apoio financeiro.

E a todos, que em algum momento participaram ou participam, mais ou menos intensamente da minha vida e que de alguma forma colaboraram para o meu desenvolvimento pessoal e profissional.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	i
LISTA DE TABELAS	v
LISTA DE SÍMBOLOS	vi
RESUMO	viii
ABSTRACT	ix
CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1 – A Cana-de-açúcar e a Produção de Etanol	6
2.2 – Processo de Produção de Etanol	7
2.3 – Alternativas para Melhora do Processo de Produção de Etanol	8
2.3.1 – Uso de Levedura Floculante e Levedura Inteligente	9
2.3.2 – Uso de Hidrociclones para Separação das Leveduras da Fermentação Alcoólica ...	11
2.4 – Centrífugas	11
2.4.1 – Centrífugas de Sedimentação	12
2.4.2 – Centrífuga de Discos	13
2.5 – Hidrociclones	14
2.5.1 – Famílias de Hidrociclones	16
2.5.2 – Grupos Adimensionais	17
2.5.3 – Teorias de Separação de Partículas em Hidrociclones	18
2.5.3.1 – Teoria da Órbita de Equilíbrio	18
2.5.3.2 – Teoria Populacional	20
2.5.3.3 – Teoria do Escoamento Bifásico Turbulhonar	20
2.5.3.4 – Teoria do Tempo de Residência	20
2.6 – Análise Granulométrica do Material Particulado	22
2.7 – Uso de Hidrociclones para a Separação de Microorganismos	23
2.8 – Trabalhos Reportados na Literatura sobre o Uso de Hidrociclones na Separação de Células	24
2.9 – Viabilidade Celular	27
2.9.1 – Câmara de Neubauer	30

2.10 – Planejamento de Experimentos e a Metodologia da Superfície de Resposta	31
2.11 – Fluidodinâmica Computacional (CFD)	32
2.12 – Turbulência	33
2.13 – Modelagem da Turbulência	34
2.14 – Modelos de Turbulência	35
2.14.1 – Equações Governantes dos Modelos de Turbulência	36
2.14.2 – Modelo dos Tensores de Reynolds (RSM - Reynolds Stress Model)	36
2.14.3 – Metodologia LES.....	38
2.14.3.1 - Modelo Sub-malha de Smagorinsky-Lilly.....	40
2.15 – Modelagem para Escoamentos Multifásicos	41
2.16 – Métodos Numéricos	42
2.17 – Etapas de uma Simulação Fluidodinâmica	44
2.17.1 – Geração da Geometria e Malha.....	44
2.17.2 – Condições da Simulação.....	44
2.17.3 – Acompanhamento da Resolução	45
2.17.4 – Visualização dos Resultados.....	45
2.18 – Aplicabilidade de CFD em Hidrociclones.....	45
CAPÍTULO 3. MATERIAIS E MÉTODOS	47
3.1 – Metodologia Experimental	47
3.1.1 – Material Particulado	47
3.1.2 – Planejamento Experimental	48
3.1.3 – Hidrociclones	53
3.1.4 – Unidade Experimental	55
3.1.5 – Preparo da Suspensão	57
3.1.6 – Procedimento Experimental	57
3.1.7 – Cálculo da Concentração Mássica.....	58
3.1.8 – Determinação da Distribuição Granulométrica do Material	59
3.1.9 – Determinação da Viabilidade Celular.....	60
3.1.9.1 - Sistema de Captura de Imagem do Microscópio.....	62

3.1.10 – Cálculo de Variáveis Associadas ao Estudo de Hidrociclones	62
3.2 – Metodologia Numérica	64
3.2.1 - Geração da Geometria e Malha do Hidrociclone.....	64
3.2.2 – Simulação Numérica do Hidrociclone.....	66
3.2.3 – Simulação do <i>Air Core</i> no Hidrociclone.....	66
CAPÍTULO 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	68
4.1 – Estudo da Influência de Variáveis Geométricas e Operacionais no Desempenho dos Hidrociclones.....	68
4.1.1 – Capacidade.....	70
4.1.2 – Eficiência Total de Separação	73
4.1.3 – Razão de Líquido.....	77
4.1.4 – Eficiência Total Reduzida.....	81
4.1.5 – Análise das Forças Centrífugas Geradas no Interior dos Equipamentos.....	84
4.1.6 – Análise da Viabilidade Celular	87
4.2 – Análise das Influências da Concentração da Suspensão e da Queda de Pressão sobre o Desempenho do Hidrociclone Ótimo.....	88
4.2.1 – Capacidade.....	89
4.2.2 – Eficiência Total de Separação	91
4.2.3 – Razão de Líquido.....	93
4.2.4 – Eficiência Total Reduzida.....	95
4.2.5 – Análise das Forças Centrífugas Geradas no Interior do Hidrociclone Ótimo	97
4.2.6 – Análise da Viabilidade Celular no Hidrociclone Ótimo	98
4.2.7 – Comparação do Hidrociclone Ótimo com as Centrífugas Industriais	99
4.3 – Resultados da Simulação de um Hidrociclone.....	99
4.3.1 – Teste de Independência de Malha	100
4.3.2 – Resultados das Simulações segundo Diferentes Modelos de Turbulência	101
4.3.3 – Resultados das Simulações com <i>Air Core</i>	102
CAPÍTULO 5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES.....	105
ANEXO 1	108

A1.1 – Resultados Experimentais do Planejamento Três Níveis para Quatro Fatores e Três Réplicas no Centro	109
A1.2 – Resultados Experimentais do Planejamento Três Níveis para Dois Fatores e Três Réplicas no Centro	112
ANEXO 2	113
A2.1 – Dados do Sistema de Aquisição para o Planejamento Três Níveis com Quatro Fatores e Três Réplicas no Centro	114
A2.2 – Dados do Sistema de Aquisição para o Planejamento Três Níveis com Dois Fatores e Três Réplicas no Centro.....	124
A2.3 – Sistema de Aquisição: <i>Software Labview</i>	126
ANEXO 3	128
A3.1 – Caracterização Fluidodinâmica dos Hidrociclones	129
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	131

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Diagrama esquemático de um hidrociclone	3
Figura 1.2 – Trajetória das partículas no interior de um hidrociclone.....	4
Figura 2.1 – Fluxograma simplificado do processo de produção de etanol.....	8
Figura 2.2 – Representação esquemática de uma centrífuga de sedimentação de discos (SVAROVSKY, 2000).....	13
Figura 2.3 – Visão externa de um centrífuga de discos (à esquerda) e do arranjo dos discos (à direita) (SVAROVSKY, 2000).....	13
Figura 2.4 – Local de velocidade vertical nula (LZVV)	19
Figura 2.5 – Órbita de equilíbrio, forças atuantes na partícula e LZVV.....	19
Figura 2.6 – a)Vista superior da posição menos favorável de entrada de partículas b)Vista superior da posição de coleta d_{50} (posição $D_i/2$) (ALVES, 2006).....	22
Figura 2.7 – Câmara de Neubauer (LUCARINI <i>et al.</i> , 2011)	30
Figura 2.8 – Quadrantes da câmara de Neubauer	30
Figura 3.1 – Distribuição granulométrica da levedura	47
Figura 3.2 – Dimensões relevantes estudadas.....	48
Figura 3.3 – Principais componentes de um hidrociclone	53
Figura 3.4 – Módulos que compõem os hidrociclos utilizados	53
Figura 3.5 – Representação da montagem do hidrociclo utilizado.....	54
Figura 3.6 – Estrutura dos hidrociclos utilizado nos experimentos	54
Figura 3.7 – Unidade experimental	56
Figura 3.8 – Suspensão de leveduras.....	57
Figura 3.9 – Esquema simplificado da câmara de Neubauer.....	61
Figura 3.10 – Células vivas (transparentes) e células mortas (coradas)	61
Figura 3.11 – Aglomerados de células mortas	61
Figura 3.12 – Sistema implementado	62
Figura 3.13 – Geometria confeccionada	64
Figura 3.14– Detalhe da parte cilíndrica e cônica do hidrociclo	65
Figura 3.15– Detalhe do tubo na saída do <i>overflow</i>	65
Figura 3.16 – Detalhe da parte da malha não estruturada.....	65
Figura 3.17– Nova geometria construída com malha de 669.072 células	67
Figura 4.1 – Capacidade dos hidrociclos nas quedas de pressão de 15, 23 e 31 psi.....	70

Figura 4.2 – Distribuição de resíduos para a capacidade.....	72
Figura 4.3 – Capacidade predita e capacidade experimental	72
Figura 4.4 – Superfície de resposta para a capacidade com $\theta = 0$ e $\Delta P = 0$	73
Figura 4.5 – Superfície de resposta para a capacidade com $D_o = 0$ e $\Delta P = 0$	73
Figura 4.6 – Superfície de resposta para a capacidade com $D_a = 0$ e $\theta = 0$	73
Figura 4.7 – Superfície de resposta para a capacidade com $D_o = 0$ e $D_a = 0$	73
Figura 4.8 – Eficiências totais para os hidrociclos na queda de pressão de 15 psi.....	74
Figura 4.9 – Eficiências totais para os hidrociclos na queda de pressão de 23 psi.....	74
Figura 4.10 – Eficiências totais para os hidrociclos na queda de pressão de 31 psi.....	74
Figura 4.11 – Distribuição de resíduos para a eficiência total	76
Figura 4.12 – Eficiência total predita e eficiência total experimental	76
Figura 4.13 – Superfície de resposta para a eficiência com $\theta = 0$ e $\Delta P = 0$	77
Figura 4.14 – Superfície de resposta para a eficiência com $D_a = 0$ e $\Delta P = 0$	77
Figura 4.15 – Superfície de resposta para a eficiência com $D_o = 0$ e $\Delta P = 0$	77
Figura 4.16 – Superfície de resposta para a eficiência com $D_a = 0$ e $\theta = 0$	77
Figura 4.17 – Razões de líquido para os hidrociclos na queda de pressão de 15 psi.....	78
Figura 4.18 – Razões de líquido para os hidrociclos na queda de pressão de 23 psi.....	78
Figura 4.19 – Razões de líquido para os hidrociclos na queda de pressão de 31 psi.....	78
Figura 4.20 – Distribuição de resíduos para a razão de líquido	80
Figura 4.21 – Razão de líquido predita e razão de líquido experimental	80
Figura 4.22 – Superfície de resposta para a razão de líquido com $\theta = 0$ e $\Delta P = 0$	80
Figura 4.23 – Superfície de resposta para a razão de líquido com $D_a = 0$ e $\Delta P = 0$	80
Figura 4.24 – Superfície de resposta para a razão de líquido com $D_o = 0$ e $\Delta P = 0$	81
Figura 4.25 – Superfície de resposta para a razão de líquido com $D_a = 0$ e $\theta = 0$	81
Figura 4.26 – Eficiências totais reduzidas para os hidrociclos nas quedas de pressão de 15, 23 e 31 psi.....	81
Figura 4.27 – Distribuição de resíduos para a eficiência total reduzida	83
Figura 4.28 – Eficiência reduzida predita e eficiência reduzida experimental	83
Figura 4.29 – Superfície de resposta para a eficiência reduzida com $\theta = 0$ e $\Delta P = 0$	83
Figura 4.30 – Superfície de resposta para a eficiência reduzida com $D_a = 0$ e $\Delta P = 0$	83
Figura 4.31 – Superfície de resposta para a eficiência reduzida com $D_o = 0$ e $\Delta P = 0$	84

Figura 4.32 – Superfície de resposta para a eficiência reduzida com $D_a = 0$ e $\theta = 0$	84
Figura 4.33 – Parâmetros f_G para os hidrociclones nas quedas de pressão de 15,23 e 31 psi ..	84
Figura 4.34 – Eficiência total e parâmetro f_G dos hidrociclones para pressão de 15 psi	85
Figura 4.35 – Eficiência total e parâmetro f_G dos hidrociclones para pressão de 23 psi	86
Figura 4.36 – Eficiência total e parâmetro f_G dos hidrociclones para pressão de 31 psi	86
Figura 4.37 – Quedas de viabilidade celular para os hidrociclones	88
Figura 4.38 – Eficiência total e queda de viabilidade dos hidrociclones.....	88
Figura 4.39 – Capacidade do hidrociclone ótimo a diferentes condições experimentais	89
Figura 4.40 – Distribuição de resíduos para a capacidade do hidrociclone ótimo	90
Figura 4.41 – Capacidade predita e experimental do hidrociclone ótimo	90
Figura 4.42 – Análise do efeito das condições experimentais sobre a capacidade do hidrociclone ótimo	91
Figura 4.43 – Eficiência total do hidrociclone ótimo a diferentes condições experimentais ..	91
Figura 4.44– Distribuição de resíduos para a eficiência total do hidrociclone ótimo	92
Figura 4.45– Eficiência total predita e experimental do hidrociclone ótimo.....	92
Figura 4.46– Análise do efeito das condições experimentais sobre a eficiência total do hidrociclone ótimo	93
Figura 4.47– Razões de líquido para o hidrociclone ótimo	93
Figura 4.48 – Distribuição de resíduos para a razão de líquido do hidrociclone ótimo	94
Figura 4.49 – Razão de líquido predita e experimental para o hidrociclone ótimo.....	94
Figura 4.50 – Análise do efeito das condições experimentais sobre a razão de líquido do hidrociclone ótimo	95
Figura 4.51– Eficiência total reduzida do hidrociclone ótimo a diferentes condições experimentais.....	95
Figura 4.52 – Distribuição de resíduos para a eficiência reduzida do hidrociclone ótimo	96
Figura 4.53– Eficiência reduzida predita e experimental do hidrociclone ótimo	96
Figura 4.54– Análise do efeito das condições experimentais sobre a eficiência total reduzida do hidrociclone ótimo	97
Figura 4.55– Parâmetros f_G para o hidrociclone ótimo a diferentes condições experimentais	97
Figura 4.56– Comparação entre eficiência total e parâmetro f_G para o hidrociclone ótimo	98
Figura 4.57– Análise da influência da malha sobre os resultados simulados	100
Figura 4.58– Perfil de pressão estática para modelo RSM	101
Figura 4.59– Perfil de pressão estática para modelo LES	101

Figura 4.60 – Perfil de velocidade axial (u) para modelo RSM.....	102
Figura 4.61 – Perfil de velocidade axial (u) para modelo LES	102
Figura 4.62 – Contornos de volume de fração de ar em um corte longitudinal no hidrociclone	103
Figura 4.63 – Visualização do <i>air core</i> simulado.....	104
Figura 4.64 – Visualização do <i>air core</i> experimental.....	104
Figura 4.65 – Visualização do “ <i>umbrella</i> ” simulado.....	104
Figura 4.66 – Visualização do “ <i>umbrella</i> ” experimental.....	104

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Características de centrífugas sedimentadoras (SVAROVSKY, 2000)	12
Tabela 2.2 – Dados da operação de centrífugas de discos industriais	14
Tabela 2.3 – Razões entre as principais relações geométricas pertencentes a algumas das famílias clássicas de hidrocyclones (SVAROVSKY, 1984).....	16
Tabela 2.4 – Efeito do aumento de variáveis geométricas e operacionais sobre a capacidade e diâmetro de corte de hidrocyclones convencionais (+: aumento, -: redução). Adaptado de Matta e Medronho, 2000	16
Tabela 2.5 – Modelos empíricos de distribuição granulométrica de partículas	22
Tabela 3.1 - Planejamento experimental a 3 níveis para 4 fatores e 3 réplicas no centro	49
Tabela 3.2 - Correspondência entre os fatores e suas formas codificadas	51
Tabela 3.3 - Planejamento experimental a 3 níveis para 2 fatores e 3 réplicas no centro	52
Tabela 3.4 - Configurações dos hidrocyclones com $D_u = 3$ mm.....	55
Tabela 4.1 – Resultados experimentais para o planejamento 3 níveis com 4 fatores.....	68
Tabela 4.2 – Resultados da regressão para a capacidade.....	71
Tabela 4.3 – Resultados da regressão para a eficiência total	75
Tabela 4.4 – Resultados da regressão para a razão de líquido	79
Tabela 4.5 – Resultados da regressão para a eficiência total reduzida.....	82
Tabela 4.6 – Resultados de queda de viabilidade celular	87
Tabela 4.7– Resultados experimentais para o planejamento 3 níveis com 2 fatores	89
Tabela 4.8 – Resultados da regressão para a capacidade.....	90
Tabela 4.9 – Resultados da regressão para a eficiência total	92
Tabela 4.10 – Resultados da regressão para a razão de líquido	94
Tabela 4.11 – Resultados da regressão para a eficiência reduzida.....	96
Tabela 4.12 – Resultados de queda de viabilidade celular no hidrociclone ótimo	98
Tabela 4.13 – Capacidade de processamento dos equipamentos	99
Tabela 4.14 – Condição de contorno utilizada no teste de independência de malha	100
Tabela 4.15 – Resultados simulados para velocidade de entrada de 14,6 m/s.....	101
Tabela 4.16 – Influência do <i>air core</i> sobre os resultados simulados.....	103

LISTA DE SÍMBOLOS

c_v – concentração volumétrica de sólidos na alimentação	[-]
c_{vu} – concentração volumétrica de sólidos no <i>underflow</i>	[-]
c_w – concentração mássica de sólidos na alimentação.....	[-]
c_{wu} – concentração mássica de sólidos no <i>underflow</i>	[-]
d_p – diâmetro da partícula	[L]
d_{50} – diâmetro de corte.....	[L]
d'_{50} – diâmetro de corte reduzido	[L]
d^* – parâmetro dos modelos de distribuição granulométrica.....	[L]
D_a – diâmetro da alimentação do hidrociclone codificado	[-]
D_c – diâmetro da parte cilíndrica do hidrociclone	[L]
D_i – diâmetro do duto de alimentação	[L]
D_o – diâmetro do <i>overflow</i> do hidrociclone codificado	[-]
D_u – diâmetro do <i>underflow</i>	[L]
Eu – número de Euler.....	[-]
f_G – parâmetro que relaciona força centrífuga e a força da gravidade	[-]
F_c – força centrífuga.....	[$ML^{-1}T^{-2}$]
g – aceleração gravitacional	[LT^{-2}]
K – constante característica para cada família de ciclone e/ou hidrociclone	[-]
ℓ – comprimento do <i>vortex finder</i>	[L]
L – comprimento do hidrociclone.....	[L]
L_I – comprimento da parte cilíndrica do hidrociclone.....	[L]
M_b – massa do béquer	[M]
M_{b+s} – massa do béquer com sólido seco.....	[M]
M_{b+su} – massa do béquer com suspensão	[M]
M_s – massa do sólido seco.....	[M]
M_{su} – massa de suspensão	[M]
n – parâmetro dos modelos de distribuição granulométrica.....	[-]
Q – vazão volumétrica de alimentação do hidrociclone	[L^3T^{-1}]
Q_A – vazão volumétrica de alimentação	[L^3T^{-1}]
Q_u – vazão volumétrica do <i>underflow</i> do hidrociclone.....	[L^3T^{-1}]
r – raio da parte cilíndrica do hidrociclone	[L]
R – raio da seção cilíndrica do hidrociclone	[L]

Re – número de Reynolds.....	[-]
R_L – razão de líquido.....	[-]
S_{tk50} – número de Stokes	[-]
u – velocidade axial simulada	[LT ⁻¹]
u_c – velocidade superficial no corpo cilíndrico do hidrociclone	[LT ⁻¹]
u_i – velocidade de entrada do fluido	[LT ⁻¹]
u_θ – velocidade tangencial	[LT ⁻¹]
u_z – velocidade axial do fluido	[LT ⁻¹]
v – velocidade da suspensão no duto de alimentação	[LT ⁻¹]
v_r – velocidade da partícula na direção radial.....	[LT ⁻¹]
v_t – velocidade da partícula na direção tangencial.....	[LT ⁻¹]
W – vazão mássica da alimentação	[MT ⁻¹]
W_u – vazão mássica do <i>underflow</i>	[MT ⁻¹]
X – fração mássica da partícula na alimentação menor que certo diâmetro analisado	[-]
ρ – densidade da suspensão da alimentação.....	[ML ⁻³]
ρ_s – densidade da partícula.....	[ML ⁻³]
ρ_{H2O} – densidade da água	[ML ⁻³]
ρ_u – densidade da suspensão do <i>underflow</i>	[ML ⁻³]
θ – ângulo do tronco de cone do hidrociclone codificado	[-]
σ – parâmetro do modelo de distribuição granulométrica Probabilidade log	[-]
μ – viscosidade da suspensão	[ML ⁻¹ T ⁻¹]
η – eficiência total	[-]
η' – eficiência total reduzida	[-]
ΔP – queda de pressão do hidrociclone codificada.....	[-]
$\Delta \rho$ – diferença entre as densidades do líquido e do sólido	[ML ⁻³]

RESUMO

No processo de fermentação para produção de etanol, as leveduras de *Saccharomyces cerevisiae* são recuperadas e recicladas para uma nova etapa de fermentação. Este processo de separação representa um grande desafio, pois as leveduras são pequenas e com baixa densidade. Para tal finalidade, o hidrociclone surge como uma alternativa interessante pois, além de utilizar o mesmo princípio de separação das centrífugas, requer baixo custo de manutenção e pode ser prontamente esterilizado. O presente trabalho teve como objetivo otimizar o processo de separação de leveduras da fermentação alcoólica utilizando hidrociclos. Para tanto, avaliou-se, através de estudos experimentais, a influência de variáveis geométricas e operacionais sobre o desempenho de hidrociclos. Um planejamento experimental fatorial (3^4) foi empregado e os resultados foram usados para a determinação de modelos matemáticos empíricos que descrevem a capacidade, eficiência total, a razão de líquido e a eficiência total reduzida como função de diferentes variáveis geométricas (diâmetro da alimentação, diâmetro do *overflow* e ângulo de tronco de cone) e da queda de pressão. A geometria “ótima” encontrada foi utilizada em um outro planejamento 3 níveis que visava avaliar o efeito da concentração e da queda de pressão sobre o desempenho deste hidrociclo. Os diâmetros dos dutos de alimentação e *overflow* estudados foram de 2, 3 e 4 mm, enquanto que os ângulos de tronco de cone analisados foram de 6, 8 e 10°. Os ensaios foram conduzidos com suspensões de leveduras em água, com concentrações de leveduras de 0,5% a 5,5% em massa. Todos os testes foram realizados a três diferentes quedas de pressão (15, 23 e 31 psi). Para uma concentração de leveduras de 1%, foram obtidas eficiências totais de separação entre 36,54 a 92,02%, eficiências totais reduzidas de 4,67 a 55,59%, capacidades de $0,1183$ a $0,4579 \text{ m}^3/\text{h}$ e razões de líquido com valores entre 31,74 a 84,30%. Investigaram-se também as forças centrífugas geradas no interior destes equipamentos que variaram de 291g a 4153g. Da análise e discussão dos resultados, pôde-se identificar que a diminuição das variáveis geométricas junto ao aumento na queda de pressão e utilização de suspensões menos concentradas levou, de um modo geral, a um aumento na eficiência total de separação. Para as maiores condições de queda de pressão foram verificadas as quedas de viabilidade que se situaram abaixo de 6,76%. Técnicas de CFD também foram aplicadas no intuito de simular o escoamento interno de um hidrociclo.

Palavras-chave: hidrociclo, leveduras, variáveis geométricas e operacionais.

ABSTRACT

In the fermentation process for ethanol production, the yeast *Saccharomyces cerevisiae* are recovered and recycled to a new stage of fermentation. This separation process is a major challenge, because the yeasts are small and low density. For this purpose the hydrocyclone emerges as an interesting alternative, because it uses the same principle of centrifugal separation, requires low maintenance and can be readily sterilized. This study aimed to optimize the separation process of yeast fermentation using hydrocyclones. To this end, was evaluated through experimental studies the influence of geometric and operational variables on the performance of hydrocyclones. A factorial experimental design (3^4) was applied and the results were used for the determination of empirical mathematical models that describe the capacity, total efficiency of separation, the flow ratio and reduced separation efficiency as a function of different geometric variables (feed inlet diameter, *overflow* diameter and angle of the hydrocyclone cone) and pressure drop. The geometry "optimum" founded was used in another factorial experimental design which aimed at evaluating the effect of concentration and pressure drop on the performance of the hydrocyclone. The diameters of the feed and *overflow* pipes studied were 2, 3 and 4 mm, while the angles of the hydrocyclone cone ranged from 6, 8 and 10°. The tests were conducted with suspensions of yeast in water with yeast concentrations from 0.5% to 5.5% by mass. All tests were performed at three different pressure drops (15, 23 and 31 psi). For yeast concentration of 1% was obtained total efficiencies of separation between 36.54 to 92.02%, reduced separation efficiencies from 4.67 to 55.59%, capacities from 0.1183 to 0.4579 m³/h and flow ratios, ranging from 31.74 to 84.30%. It also investigated the centrifugal forces generated within these devices ranging from 291g to 4153g. Analysis and discussion of the results show that the reduction of geometric variables with the increase in pressure drop and use of less concentrated suspensions led, in general, to an increase in total efficiency of separation. For the largest pressure drop conditions, the reduction of viability was checked and presented values below 6.76%. CFD techniques have also been applied in order to simulate the internal flow of a hydrocyclone.

Keywords: hydrocyclone, yeast, geometric and operational variables.

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

A capacidade produtiva e o desenvolvimento sustentável do mercado sucroalcooleiro no Brasil despertam forte interesse mundial. O país é a primeira economia que atingiu o uso sustentável dos biocombustíveis e é considerado o maior exportador mundial de etanol do mundo. Até 2016, o Brasil produzirá cerca de 12,9 bilhões de litros de etanol para o mercado externo, segundo dados da União da Indústria de Cana de Açúcar (UNICA).

Hoje, o álcool é reconhecido mundialmente pelas suas vantagens ambientais, sociais e econômicas, e os países do primeiro mundo estão interessados em nossa tecnologia. Com milhões sendo investidos em centros de pesquisas e avanços tecnológicos na área, a cadeia produtiva da cana chega a empregar mais de quatro milhões de pessoas entre empregos diretos e indiretos. Uma movimentação no setor de mais de R\$ 41 milhões por ano (UDOP – União dos Produtores de Bioenergia).

Com a perspectiva de crescimento da demanda de álcool combustível, tecnologias capazes de melhorar a performance de produção do setor ganham importância fundamental na base instalada no País. O setor sucroalcooleiro brasileiro acredita que será um dos supridores mundiais de álcool combustível e de tecnologias modernas para montagem de destilarias em outros países do mundo (BRITO, 2003).

Assim, a demanda cada vez maior de etanol e as atuais legislações ambientais levam os pesquisadores e as empresas ligadas ao setor, a buscar processos de alta produtividade, reaproveitamento da água e a reutilização dos microrganismos provenientes da fermentação. Nos processos convencionais usados por praticamente todas as 420 usinas sucroalcooleiras brasileiras (dados de 2009), o mosto fermentado é enviado para centrífugas onde as leveduras são recuperadas e recicladas para uma nova fermentação. Como as centrífugas são equipamentos dispendiosos, métodos alternativos de separação de leveduras diminuiriam os custos fixos nas indústrias de álcool e, portanto, o preço final do produto (MATTIA e MEDRONHO, 2000).

Outras técnicas de separação desses microrganismos vêm sendo estudadas em substituição à separação em centrífugas, como o uso de levedura floculenta, capaz de reduzir o tempo de decantação gravitacional da levedura na dorna de fermentação de 8 para cerca de 2 horas, a denominada levedura “inteligente”, modificada em laboratório, que consegue identificar o momento exato que deve agir (trabalhar) ou descansar (sedimentar), e também o uso de mini-hidrociclonas (ALVES, 2006).

Hidrociclones apresentam muitas vantagens para uso na indústria biotecnológica, tais como sua simplicidade e segurança, bem como a ausência de partes móveis. Além disso, para a aplicação na separação de células hidrociclones requerem baixo custo de manutenção, permitem uma operação contínua a longo-prazo e podem ser prontamente esterilizados (CASTILHO e MEDRONHO, 2002).

A utilização de hidrociclones para a separação de leveduras da fermentação alcoólica poderá propiciar economia de energia e redução nos custos de produção das usinas sucroalcooleiras instaladas no país. A grande vantagem desse novo processo é a redução do custo de aquisição e manutenção de alguns equipamentos por parte das usinas, na medida em que estas substituirão as centrífugas por hidrociclones (equipamentos notadamente mais baratos). Além disso, destaca-se também a economia de eletricidade nas usinas, o que é uma tendência interessante de mercado e está ligada à possibilidade de aumentar o excedente elétrico comercializável da indústria sucroalcooleira.

Esses equipamentos apresentam altas eficiências de separação quando aplicados a materiais particulados com tamanhos na faixa de 5 a 400 µm. Essa versatilidade permite sua aplicação nos mais variados processos de separação sólido-líquido, tais como a classificação seletiva, a deslamagem, o espessamento, o fracionamento, a pré-concentração, a recuperação de líquidos, entre outros, podendo ser encontrado em diversos setores industriais, dentre eles, o têxtil, alimentício, químico, petroquímico, metalúrgico, siderúrgico, tratamento de água e efluentes, empregado principalmente nas operações unitárias de separação (por diferença de tamanho ou densidade) e/ou concentração de partículas (ALMEIDA, 2008).

Devido ao fato de não possuírem partes móveis, estes equipamentos oferecem um dos meios mais baratos de separação do ponto de vista de operação e de investimento. Em relação as suas dimensões, os diâmetros dos hidrociclones podem variar enormemente, sendo comum encontrar equipamentos na faixa de 10 mm a 1,5 m, os diâmetros de corte para sólidos de 2 a 250 m e as capacidades individuais das unidades variam entre 0,1 e 7200 m³/h. As quedas de pressão variam de 0,34 a 6 bar, sendo que as unidades menores geralmente operam a quedas de pressão mais altas que as maiores. As concentrações de sólidos no *underflow* raramente excedem 45 a 50% em volume, dependendo do tamanho e projeto da unidade, condições de operação e a natureza dos sólidos (SVAROVSKY, 1984).

Devido a seu grande potencial de aplicação, inúmeras configurações de hidrociclones, denominadas de famílias, têm sido propostas e estudadas nos últimos anos. Essas famílias são caracterizadas pelas relações geométricas entre as principais dimensões e o diâmetro da parte cilíndrica do hidrociclone. O emprego de uma determinada família de

hidrociclones em um processo depende da necessidade de equipamentos com um alto poder classificador (baseado no tamanho das partículas coletadas) ou com grande poder concentrador (baseado na concentração da suspensão de fundo) (ALMEIDA, 2008).

A Figura 1.1 mostra as principais dimensões geométricas de um hidrociclone. Este é constituído de um corpo cilíndrico superior associado a um corpo cônico inferior. A suspensão de partículas em um líquido é injetada tangencialmente através da abertura de entrada na parte superior da seção cilíndrica, e, como resultado da entrada tangencial, um movimento rotativo intenso é desenvolvido dentro do hidrociclone. Uma parte do líquido que contém fração fina das partículas é descarregado através de um tubo cilíndrico fixo no centro da parte superior, denominado de tubo de *overflow*. O líquido restante e a fração grosseira do material saem pelo orifício inferior da parte cônica, chamado orifício de *underflow*.

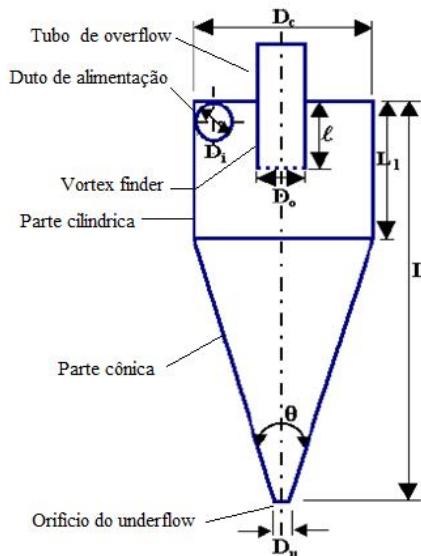


Figura 1.1 – Diagrama esquemático de um hidrociclone

A Figura 1.2 apresenta, de maneira simplificada, a trajetória adquirida pela suspensão no interior de um hidrociclone. A alimentação da suspensão, sob pressão, é feita tangencialmente no topo da câmara cilíndrica do hidrociclone, provocando um movimento rotacional, o que gera acelerações centrífugas várias vezes maior que a aceleração gravitacional, que atuam diretamente nas partículas presentes na suspensão. Dessa forma, as partículas maiores e mais densas tendem a se movimentar em direção à parede do equipamento, de onde são conduzidas num movimento espiral descendente até a saída inferior (*underflow*). Já as partículas menores e menos densas tendem a migrar em direção ao centro do equipamento, juntamente com a maior parte do líquido, adquirindo um movimento espiral ascendente, com rotação inversa ao primeiro, até alcançarem a saída superior (*overflow*).

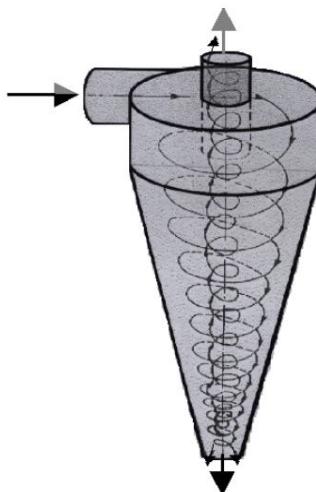


Figura 1.2 – Trajetória das partículas no interior de um hidrociclone

Embora a construção, operação e manutenção de hidrociclos sejam simples, sabe-se que o comportamento hidrodinâmico no interior de hidrociclos é bastante complexo, incluindo características como alta preservação de vorticidade, fenômenos de “quebra de vórtices” (*vortex breakdown*) e escoamento inverso.

Outra característica importante do escoamento no hidrociclone é a possibilidade de formação do núcleo central de ar. O escoamento turbilhonar intenso cria uma área de baixa pressão no centro que normalmente resulta na formação de uma superfície líquida rotativa livre, de forma aproximadamente cilíndrica que ocorre em todo o comprimento do hidrociclone. Se uma ou ambas as saídas estiverem conectadas diretamente com a atmosfera, o núcleo será preenchido com ar (*air core*). Quaisquer gases dispersos ou dissolvidos no fluido alimentado também serão conduzidos a este núcleo central que pode existir mesmo quando as saídas não estiverem conectadas com a atmosfera. Este núcleo pode ser suprimido aplicando-se uma contrapressão (SVAROVSKY, 1984).

Em função da complexidade do escoamento em hidrociclos e da limitação de recursos computacionais em décadas anteriores, grande parte dos projetos eram omissos quanto às particularidades fluidodinâmicas. Desta forma, a maioria dos projetos com hidrociclos centrava-se em modelos empíricos, relacionando as principais variáveis geométricas e operacionais do sistema com seu desempenho. Entretanto, as correlações empíricas geralmente encontradas, eram limitadas e válidas a um conjunto também restrito de informações experimentais. Assim, com o auxílio da Fluidodinâmica Computacional (CFD), tornou-se possível compreender e prever o comportamento de hidrociclos (VIEIRA, 2006).

É notório que o hidrociclone é um dos equipamentos mais difundidos em qualquer ramo da indústria química. Devido a isso, todo e qualquer estudo relacionado com a

otimização de hidrociclones contribui para o aprimoramento da tecnologia de separação, podendo ser aplicado e assimilado imediatamente pelo setor industrial.

Levando em conta os aspectos mencionados anteriormente, o foco principal do trabalho desenvolvido foi otimizar o processo de separação de leveduras da fermentação alcoólica utilizando hidrociclones. Visando melhorar o desempenho da separação, investigou-se o efeito de diferentes variáveis geométricas e operacionais (diâmetro do orifício do *overflow*, diâmetro do orifício da alimentação, ângulo de tronco de cone e queda de pressão) empregando, como ferramenta, o planejamento estatístico de experimentos. Modelos matemáticos foram desenvolvidos com o objetivo de prever o desempenho destes hidrociclones (capacidade, eficiência total, razão de líquido, eficiência total reduzida). Foram também investigadas as forças centrífugas geradas nos hidrociclones para uma melhor compreensão do processo de separação. Foi determinada, também, a geometria ótima que proporciona uma máxima eficiência de separação, com mínima queda de viabilidade celular, de modo a conjugar as condições necessárias para qualificar este equipamento como dispositivo adequado para a separação de leveduras. Com a geometria ótima, analisou-se também a influência da concentração da suspensão no processo de separação e obtiveram-se modelos para previsão do desempenho em função desta variável. Além disso, foram aplicadas técnicas de fluidodinâmica computacional (CFD), mediante o uso de um pacote numérico comercial (Fluent 12.1.4), no intuito de simular o escoamento interno em hidrociclones. O efeito do processo de separação sobre a viabilidade celular também foi avaliado.

CAPÍTULO 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 – A Cana-de-açúcar e a Produção de Etanol no Brasil

No Brasil, a produção do álcool é ligada à produção do açúcar desde o descobrimento. Acredita-se que a produção de álcool se iniciou na Capitania de São Vicente, onde foi montado o primeiro engenho de açúcar no País, após a vinda das primeiras mudas de cana de açúcar, trazidas da Ilha da Madeira em 1532. Nesta época, transformava-se o melaço remanescente da indústria do açúcar, e também o próprio caldo, em cachaça. O desenvolvimento da produção de álcool industrial ocorreu na Europa nos meados do século XIX e no final deste iniciou-se a produção de etanol no Brasil com as sobras de melaço (UNICA).

A produção em grande escala no Brasil iniciou-se durante a I Guerra Mundial, ocasião em que se utilizou etanol como combustível líquido nos motores de explosão. Após a Primeira Guerra Mundial, experiências para desenvolver um substituto à gasolina foram desencadeadas no Brasil. A principal motivação para tal alternativa era a crise na indústria e agricultura provocada pela retração do mercado internacional do pós-guerra, que culminou na grande depressão de 30.

Na década de 1970, devido à crise internacional do petróleo, o etanol passou a ser uma alternativa de fonte de energia, por ser considerado adequado para substituir a gasolina. Isto se deveu ao fato de existirem, no Brasil, indústrias sucro-alcooleiras com potencial para a produção em grande escala, pela disponibilidade de áreas para cultivo da cana-de-açúcar e também por ele ser menos poluente e uma fonte renovável de energia (MOREIRA *et al.*, 2009).

Desde então, a produção de álcool de cana-de-açúcar vem ganhando espaço nos mercados nacional e internacional. Isso faz com que as grandes usinas e os produtores de cana de açúcar busquem estratégias para otimizar o plantio, a colheita e a produção de álcool (MOREIRA *et al.*, 2009).

Líder mundial na produção de açúcar e etanol de cana-de-açúcar, o Brasil é responsável por mais de 50% do comércio internacional. A experiência brasileira com etanol combustível tornou-se referência mundial no campo das energias renováveis, como forma de reduzir as emissões dos gases de efeito estufa e a dependência de combustíveis fósseis. A produção de cana-de-açúcar no país tem crescido 11% ao ano (UNICA).

Com a perspectiva de crescimento da demanda de álcool combustível como aditivo de função ambiental à gasolina (uma das formas de redução das emissões de monóxido de

carbono dos carros exigidas no Protocolo de Kyoto), tecnologias capazes de melhorar a performance de produção do setor ganham importância fundamental na base instalada no País. O setor sucroalcooleiro brasileiro acredita que será um dos supridores mundiais de álcool combustível e de tecnologias modernas para montagem de destilarias em outros países do mundo (BRITO, 2003).

2.2 – Processo de Produção de Etanol

O etanol é o constituinte principal da cerveja, do vinho, da vodka, da cachaça, do licor e do álcool combustível para automóveis. Este álcool, além de ser encontrado em bebidas alcoólicas, no álcool combustível, e na gasolina (como um aditivo) é muito empregado na indústria, na produção de perfumes, loções, anti-sépticos, como solvente químico, dentre outras aplicações.

O etanol ou álcool etílico pode ser obtido através da fermentação dos açúcares. Este é o método mais comum no Brasil, que utiliza a cana-de-açúcar para obter os açúcares que darão origem ao etanol. A fermentação é o processo inicial da formação de álcool etílico (etanol) a partir de açúcares. É um conjunto de reações especificamente bioquímicas realizadas a partir de três fatores fundamentais: presença de açúcares, microorganismos que sejam capazes de transformar esse açúcar em etanol e dióxido de carbono, e a ausência de oxigênio. Os microorganismos responsáveis por essas reações são as leveduras. Entre as leveduras, a utilizada para esse processo é a *Saccharomyces cerevisiae* (BARBOSA *et al.*, 2010).

Na produção de etanol, a fermentação ocorre em tanques denominados dornas, onde os açúcares provenientes do caldo da cana-de-açúcar (extraído na etapa de moagem) são consumidos pela ação das leveduras. A produção de etanol pode ser dividida em três fases: o preparo do substrato, a fermentação e a destilação (WATANABE, 2006).

As matérias-primas indiretamente fermentescíveis não são fermentadas diretamente pelas leveduras, necessitando um tratamento prévio, que consiste em um processo de hidrólise química ou enzimática do polissacarídeo, gerando açúcares menores, tais como o monossacarídeo glicose. Este processo aumenta o custo de produção do etanol a partir destas matérias primas. A matéria prima mais viável economicamente, considerando-se volume de produção, rendimento e custo advém da cana.

Pode-se utilizar o caldo diretamente ou os melaços para a fermentação alcoólica. Como a maioria das usinas produz também o açúcar, utiliza-se na fermentação o melaço, resíduo da fabricação do açúcar, do qual já foi extraída a sacarose.

A seguir, o mosto é resfriado em trocadores de calor e enviado para a dorna de fermentação, a qual já contém o inóculo (fermento tratado reciclado das cubas de tratamento de fermento, proveniente de fermentações prévias). Após o enchimento da dorna, a fermentação continua até completar a conversão dos açúcares fermentescíveis, gerando etanol e dióxido de carbono. O produto passa por vários fermentadores até estar completamente fermentado.

O líquido efluente da etapa de fermentação, denominado vinho, é enviado às centrífugas para a posterior recuperação do fermento (leveduras). Este concentrado de leveduras recuperadas (também chamado de leite de levedura) irá retornar para as dornas de fermentação. Já o vinho delevedurado (centrifugado) é enviado às colunas de destilação (WATANABE, 2006). A Figura 2.1 apresenta um fluxograma simplificado do processo de produção de etanol.

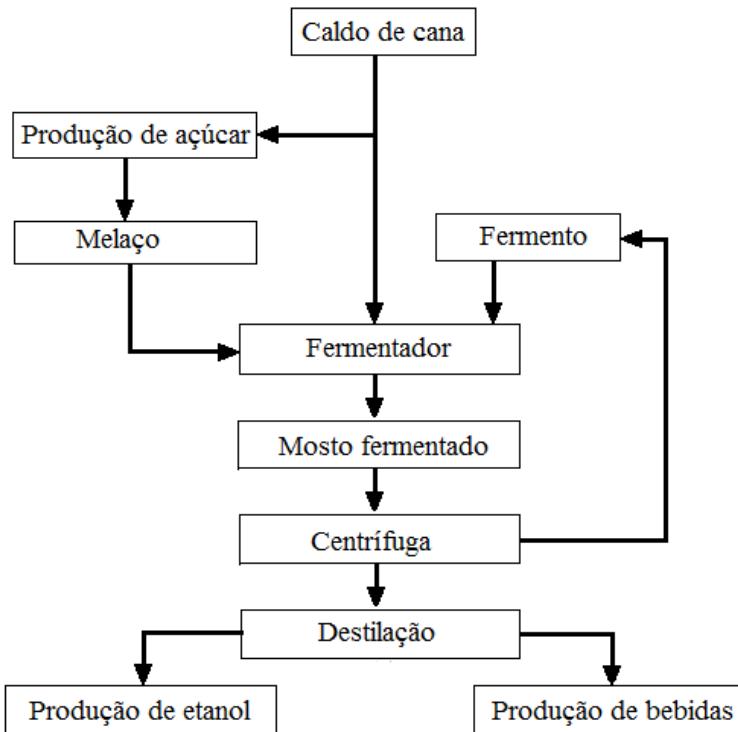


Figura 2.1 – Fluxograma simplificado do processo de produção de etanol

2.3 – Alternativas para Melhoria do Processo de Produção de Etanol

O cultivo da cana-de-açúcar acompanhou toda a história brasileira por cinco séculos e a história da produção de etanol nas últimas décadas tem mostrado a sua importância no uso como combustível, sobretudo, a partir da crise do petróleo na década de 1970. Com a crescente importância dada às questões ambientais relacionadas ao aquecimento global, a necessidade de utilização de fontes renováveis de energia, mais limpas e menos agressivas ao

meio ambiente, as discussões acerca da relevância da produção de álcool passaram para um patamar superior. O álcool produzido no Brasil a partir da cana-de-açúcar apresenta, portanto, vantagens ambientais e econômicas tanto em relação ao petróleo quanto em relação ao álcool produzido a partir do milho (como ocorre nos Estados Unidos). Desta forma, o aumento da eficiência no processo de produção de etanol deve ser considerado um objetivo estratégico prioritário em nosso país e, portanto, o processo de produção do etanol deve ser otimizado (MOREIRA *et al.*, 2009).

Neste trabalho será discutida em especial a substituição de uma das etapas do processo industrial de produção de etanol, a centrifugação do material após a fermentação, o que pode proporcionar redução no custo de produção e economia de energia nas usinas sucroalcooleiras instaladas no país. Além de aumentar os custos de produção, as centrífugas consomem uma parte importante da energia elétrica gasta nas usinas. Em plantas com co-geração de energia (queima do bagaço da cana para produção de eletricidade), o volume de energia economizada pode aumentar a produção excedente, que hoje é vendida para as concessionárias.

2.3.1 – Uso de Levedura Floculante e Levedura Inteligente

A utilização de linhagens de leveduras floculantes (cresce de maneira agrupada, formando flocos ou aglomerados de tamanho variável) nos processos de fermentação industriais é bem interessante, pois ao contrário das leveduras convencionais, que ficam dissolvidas no mosto fermentado, as leveduras floculantes se depositam no leito da dorna, propiciando a saída do mosto fermentado já isento de leveduras. Com isso elimina-se a etapa de centrifugação, cujo objetivo é exclusivamente separar a levedura do mosto fermentado.

Além disso, a eliminação da máquina centrífuga facilita a automação do processo, já que a unidade de centrifugação é o único setor do processo que não admite automação total. Apesar de ter uma etapa a menos no ciclo produtivo, no entanto, o rendimento e a produtividade do processo permanecem os mesmos.

Outro importante benefício se dá na indústria de cachaça, onde não é recomendável o uso de centrífugas. Durante o processo de centrifugação, a parede celular da levedura é quebrada e uma substância chamada acetaldeído entra na composição do produto fermentado. Com quantidade de acetaldeído elevada, o lote pode ser rejeitado, pois o acetaldeído é uma substância que provoca a dor de cabeça em consumidores de aguardente. Em algumas indústrias de cachaça, o processo produtivo mescla as duas formas, a decantação acelerada

com a centrífuga (mas com a consequência descrita anteriormente) e a sedimentação natural da levedura.

Uma desvantagem observada para o uso de leveduras floculantes é o fato de que estas leveduras assentam no fundo da dorna antes do término do processo de fermentação, diminuindo a superfície de contato entre as células de levedura e o meio fermentativo, o que desfavorece a conversão de açúcar em etanol e dióxido de carbono, levando a um menor rendimento da fermentação. Além disso, a floculação dificulta o contato entre o antibacteriano usado no processo e a bactéria, causando o aumento desses contaminantes, que provocam um aumento de acidez, afetando a qualidade do etanol produzido, seja como combustível seja para a indústria de bebidas alcoólicas.

Há cerca de 15 anos, algumas usinas brasileiras chegaram a utilizar pioneiramente processos que empregavam linhagens floculantes de *Saccharomyces cerevisiae*, mas eles foram abandonados por falta de domínio da tecnologia. Outra grande barreira para a implementação industrial desse processo era a formação de um leito de células estável que permitisse a operação do sistema por longos períodos sem grandes variações nas condições operacionais.

Pesquisadores da Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP) divulgaram também estudos de aplicação de uma levedura “inteligente” geneticamente modificada (não transgênica), que na presença de glicose, permanece em suspensão promovendo a conversão do açúcar em álcool e que com o fim da glicose, inicia a aglomeração e sedimenta até o fundo da dorna pela ação da gravidade. Ao adicionar nova carga de caldo de cana, o gene percebe novamente a presença de glicose, e reinicia o processo. A levedura volta a ficar em suspensão até o fim do processo, quando sedimenta novamente. A mudança de posição de um gene é que permite esse mecanismo de ativação e desativação do funcionamento da levedura.

O grupo de pesquisadores teve que desenvolver equipamentos específicos para uso dessas leveduras floculantes inteligentes. Um sistema piloto projetado foi constituído de dois biorreatores tipo torre, de formato cilíndrico, mais compridos e finos do que os convencionais, que trabalham em série e têm capacidade para fermentar 4.500 litros de mosto por hora, o que significa uma produção diária de 12 a 15 mil litros de etanol. As dornas convencionais são inadequadas para o uso destas leveduras, pois permitem que os flocos formados passem para adiante junto com o mosto fermentado, causando entupimento nos equipamentos de destilação. A usina piloto, construída com apoio de um grande fabricante de máquinas para o setor sucroalcooleiro, está funcionando há dois anos com resultados promissores, segundo os pesquisadores (BRITO, 2003).

2.3.2 – Uso de Hidrociclones para Separação das Leveduras da Fermentação Alcoólica

No ciclo de produção do etanol, após a fermentação, há a etapa de separação das leveduras do mosto fermentado utilizando centrífugas. É de grande interesse a substituição desses equipamentos que são dispendiosos, têm alto consumo de energia e necessitam de manutenção constante.

Segundo Ortega-Rivas (2002), os hidrociclones apresentam algumas vantagens em relação às centrífugas, por não possuírem partes móveis e apresentarem baixos custos de confecção, manutenção e instalação. Neste tipo de separador, a força centrífuga oriunda do tipo de escoamento no interior do equipamento, é utilizada para promover a separação. O depósito de material formado sobre a parede interna, desliza, sendo removido continuamente para o fundo (saída cônica) do equipamento (SVAROVSKY, 1984).

Estes equipamentos possuem grande potencial em processos biológicos, seja na clarificação de sucos, tratamento de efluentes, separação do mosto fermentado na produção de etanol combustível e aguardente.

Atualmente, encontram-se vários estudos sobre o uso de hidrociclones de pequeno diâmetro na separação de microrganismos (CILLIERS e HARRISON, 1997; MATTA e MEDRONHO, 2000; BORGES *et al.*, 2005; HABIBIAN *et al.*, 2008). Nestes casos, os estudos sobre o uso de hidrociclones apresentam grandes avanços onde geralmente as centrífugas eram consideradas como única alternativa.

A alternativa proposta neste trabalho é avaliar a utilização de hidrociclones ao invés de centrífugas para realizar a separação de leveduras da fermentação alcoólica. Na Figura 2.1 mostrada anteriormente, a etapa de centrifugação seria substituída pela etapa de hidrocyclonagem.

2.4 – Centrífugas

Centrífugas para a separação de sólidos de líquidos são de dois tipos gerais: (1) centrífugas sedimentadoras, as quais requerem uma diferença de densidade entre as duas fases (sólido-líquido ou líquido-líquido) e (2) centrífugas filtrantes (para separação sólido-líquido), na qual a fase sólida é retida por um meio filtrante através do qual a fase líquida é livre para passar (PERRY, 1999).

Na centrífuga sedimentadora, a separação pode ser na forma de clarificação, em que os sólidos são separados da fase líquida na qual a clareza da fase líquida é o principal objetivo. A separação pode ser também na forma de classificação, na qual a separação é afetada pelas médias de tamanho e densidade das partículas. Tipicamente, os sólidos finos de

pequeno tamanho ou densidade da lama alimentada são separados da corrente principal como produto, enquanto os sólidos maiores e mais densos são capturados na torta como rejeito. Além disso, a separação pode ser na forma de espessamento, onde os sólidos sedimentam para formar uma corrente concentrada em sólidos. Na operação de *dewatering*, o objetivo é produzir uma torta seca com alta consistência de sólidos pela centrifugação (PERRY, 1999).

Na centrífuga filtrante, a separação dos sólidos do líquido não requer uma diferença de densidade entre as duas fases. Se existir diferença de densidade entre as duas fases, a sedimentação é usualmente muito mais rápida do que a filtração. Em ambos os casos, as fases sólida e líquida se movem em direção à parede sob forças centrífugas. Os sólidos são retidos pelo meio filtrante, enquanto o líquido passa através da torta de sólidos e do filtro (PERRY, 1999).

2.4.1 – Centrífugas de Sedimentação

As centrífugas de sedimentação empregam forças centrífugas para acelerar a sedimentação das partículas (ou gotículas de líquido) durante a rotação da parede sólida do equipamento. Quando não ocorre a filtração, é preciso existir diferença de densidade entre as fases presentes na mistura alimentada, e a fase densa depositará preferencialmente na parede onde é removida na forma concentrada. Ambos os tipos de operação, contínuo e batelada, estão disponíveis e as aplicações típicas variam da clarificação de suspensões diluídas ao espessamento de lamas com rápida sedimentação. Algumas características básicas das centrífugas sedimentadoras são mostradas na Tabela 2.1. A força G, definida por $r\omega^2/g$, no qual r é o raio do tambor da centrífuga que rotaciona com velocidade angular ω e g é a aceleração da gravidade, é geralmente usada como uma medida do poder de separação da centrífuga. É simplesmente a razão entre a máxima força centrífuga exercida sobre a partícula na suspensão e a força gravitacional exercida sobre uma partícula de mesma massa (SVAROVSKY, 2000).

Tabela 2.1 – Características de centrífugas sedimentadoras (SVAROVSKY, 2000)

Tipo de centrífuga	Força centrífuga (g)	Velocidade rotacional (rpm)	Vazão (m ³ /h)	Condição da torta
Cesta	Até 1600	450-3500	6-10	Firme
Scroll decantadora	2000-6000	1600-6000	<100	Pastosa, granular
Discos	Até 14000	3000-10000	200 (max)	Pastosa→firme
Tubular	14000-65000	50000 (max)	4 (max)	Pastosa, firme

2.4.2 – Centrífuga de Discos

Geralmente usada na clarificação ou espessamento de suspensões de partículas de 0,1 a 100 µm. A centrífuga de discos (Figura 2.2) é um equipamento versátil que pode ser usado para separação de misturas sólido-líquido nas configurações contínua, semi-contínua ou batelada. Com exceção de algumas centrífugas operadas no modo batelada, são capazes de operar com alimentações tóxicas, inflamáveis e voláteis com vazões de até 200 m³/h.

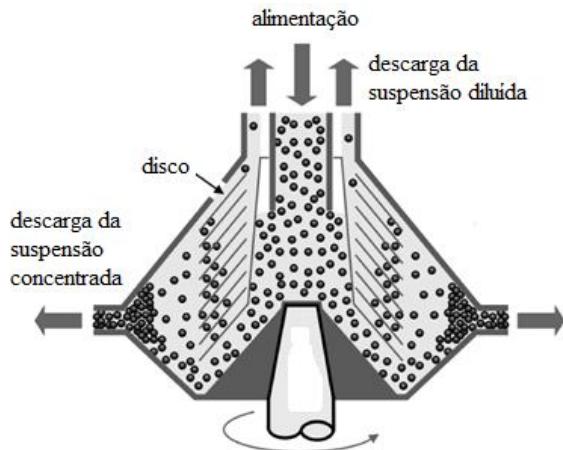


Figura 2.2 – Representação esquemática de uma centrífuga de sedimentação de discos (SVAROVSKY, 2000)

Usualmente possui de 30 a 200 discos cônicos separados por espaços de 0,3 a 3 mm. O espaçamento dos discos é dependente da viscosidade e do conteúdo de sólidos da alimentação, para baixas viscosidades e concentrações de sólidos geralmente utilizam-se espaços abaixo de 1 mm. Os discos são dispostos no eixo vertical do equipamento e a alimentação é feita centralmente no topo e passa através dos espaços anulares entre os discos. A Figura 2.3 apresenta uma visão externa de uma centrífuga de discos e o arranjo dos discos.

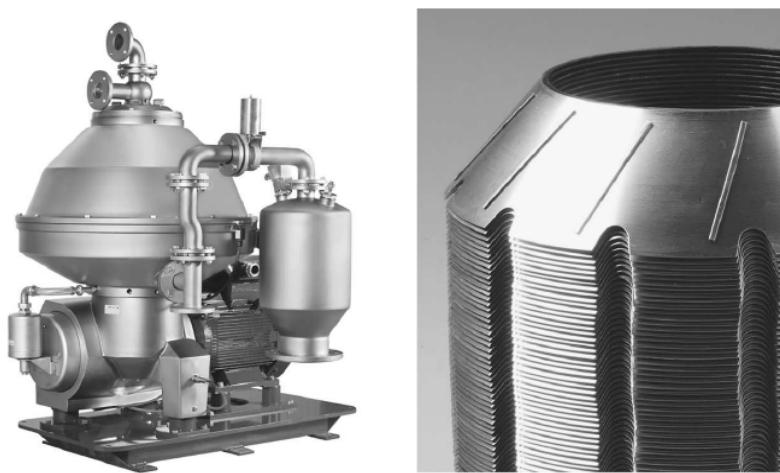


Figura 2.3 – Visão externa de um centrífuga de discos (à esquerda) e do arranjo dos discos (à direita) (SVAROVSKY, 2000)

Com forças centrífugas de até 14000g, as partículas acumulam no lado de baixo dos discos, de onde deslizam em direção às paredes da centrífuga. Em unidades batelada, o espessamento de sólidos permanece até que seja atingida a capacidade da centrífuga. Neste ponto, a rotação é interrompida e a cesta contendo os sólidos capturados é manualmente trocada ou uma válvula de descarga na periferia do tambor é manualmente operada para facilitar a remoção do sedimento. Em unidades contínuas, a lama de sólidos efluente é automaticamente descarregada, algumas vezes de forma intermitente através de bicos posicionados na periferia do tambor (usualmente de 12 a 24 bicos). Para tortas que não apresentam características de fluxo o projeto de auto-ejeção permite que a parte do fundo da centrífuga se separe automaticamente em intervalos periódicos e descarregue os sólidos acumulados.

Apesar das centrífugas de discos serem capazes de aceitar uma grande variedade de alimentações, elas são mecanicamente complexas e caras, além de sua limpeza mecânica ser difícil. A Tabela 2.2 apresenta dados da operação de centrifugação de algumas usinas que utilizam centrífugas de discos.

Tabela 2.2 – Dados da operação de centrífugas de discos industriais

Usina	Concentração de leveduras (%)	Nº de discos	Configurações do equipamento			η (%)	Queda de viabilidade celular (%)
			Velocidade de rotação (rpm)	Capacidade (m³/h)	Tempo de operação		
Alvorada (Araporã/MG)	---	---	3500	30 a 80	contínuo	65	---
Coruripe (Campo Florido/MG)	10 - 12	40	3600	90	24h	80	60
Jalles Machado (Goianésia/GO)	11	90	3600	60 - 90	24h	97	---
Catanduva (Ariranha/SP)	---	---	–	60 - 90	---	80	10-20
Furlan (Santa Bárbara do Oeste/SP)	11	70	4500	35-50-90	contínuo	93	13
Iacanga (Iacanga/SP)	11,50	74	4805	95 - 130	Até 32hs	75	0,10-0,50

2.5 – Hidrociclones

Hidrociclones utilizam o mesmo princípio das centrífugas (sedimentação em um campo centrífugo), porém sem partes móveis e sem complexidade mecânica. Por essas razões, bem como sua versatilidade em aplicações, baixo custo de fabricação, instalação e manutenção, operação simples, tamanho reduzido, produção de eficiências elevadas com pequenos tempos de residência, podendo ser utilizados inclusive em baterias (separadores em

paralelo) para aumentar a capacidade, estes equipamentos têm sido amplamente encontrados no setor industrial (SVAROVSKY, 1990).

Estes equipamentos utilizam um campo centrífugo (de 70g -18000g) para promover a separação, quer seja entre sólido e líquido, ou até mesmo entre líquido e líquido. Uma alimentação, dotada de energia de pressão, é injetada tangencialmente no topo da parte cilíndrica do hidrociclone, induzindo o fluido a realizar, ao longo de sua trajetória, um movimento rotacional. O movimento rotacional do fluido, ao longo de seu percurso, gera acelerações centrífugas diretamente atuantes nas partículas presentes no meio, forçando-as a moverem-se em direção à parede do equipamento (SVAROVSKY, 1984).

Em termos gerais, a coleta de uma partícula em um hidrociclone tem como forças atuantes a força centrífuga (criada pelo movimento rotacional), a força de empuxo (devido ao gradiente de densidade do fluido e partícula) e a força de arraste (inerente a qualquer escoamento que envolve mais de uma fase). O efeito da gravidade é normalmente insignificante, podendo-se operar hidrociclos inclinados ou mesmo invertidos. Portanto, a velocidade terminal da partícula é determinada pelo balanço dessas forças descritas anteriormente e seu módulo é definido de acordo com o tamanho e forma da partícula. Julgam-se coletadas, todas as partículas que conseguem atingir a parede. Desta forma, durante o escoamento, as partículas maiores experimentam uma maior força centrífuga, sendo direcionadas à parede. A força centrífuga é mostrada na Equação 2.1 (SVAROVSKY, 2000).

$$F_c = \frac{\pi d_p^3}{6} \frac{(\rho_s - \rho)}{r} v_t^2 \quad (2.1)$$

na qual F_c é a força centrífuga, d_p é o diâmetro da partícula, ρ_s é a densidade da partícula, ρ é a densidade do líquido, v_t é a velocidade da partícula na direção tangencial e r é raio da parte cilíndrica do hidrociclone.

Por causa da força de arraste, as partículas de menores dimensões, que possuem menores velocidades terminais, não terão tempo suficiente para alcançar a parede e serão arrastadas para o vórtice interno. Uma vez no vórtice interno, é praticamente certo que as partículas serão descarregadas no *overflow*, mas se ressalva a possibilidade de uma ou outra partícula ser reclassificada por estar situada próxima às interfaces de escoamento (SCHAPEL e CHASE, 1998). A força de arraste é expressa pela Equação 2.2:

$$F_d = 3\pi d_p \mu v_r \quad (2.2)$$

Além do escoamento básico, descrito anteriormente, num hidrociclone, há outras particularidades no escoamento que podem ser constatadas. Nestes casos, pode ser incluído

um pequeno curto-círculo que ocorre no topo do hidrociclone devido aos gradientes de pressão e às bordas de escoamento causadas pela diferença de tamanho entre o *vortex finder* e o turbilhão interno (SOUZA *et al.*, 2000).

2.5.1 – Famílias de Hidrociclos

São encontrados na literatura vários estudos sobre o efeito das proporções geométricas na eficiência de separação em hidrociclos. Usando estas informações, pode-se selecionar a geometria do hidrociclone com o propósito de obter o desempenho desejado em termos de diâmetro de corte.

Estas relações geométricas são caracterizadas por distintas proporções entre as dimensões destes equipamentos em relação ao diâmetro da parte cilíndrica (D_c). Tais proporções, também conhecidas como “famílias”, usualmente apresentam resultados de eficiência de separação e concentração das correntes efluentes distintos, aspectos que motivam estudos relacionados à otimização para uma situação específica. A Tabela 2.3 apresenta alguns tipos clássicos de “famílias” de hidrociclos.

Tabela 2.3 – Razões entre as principais relações geométricas pertencentes a algumas das famílias clássicas de hidrociclos (SVAROVSKY, 1984)

Hidrociclo	Tamanho D_c (m)	Proporções Geométricas				
		D_i/D_c	D_o/D_c	l/D_c	L/D_c	θ (°)
Rietema	0,075	0,28	0,34	0,4	5	20
Bradley	0,038	0,133	0,20	0,33	6,85	9
Mozley	0,022	0,154	0,214	0,57	7,43	6
Mozley	0,044	0,160	0,25	0,57	7,71	6
Warman	0,076	0,29	0,20	0,31	4,0	15
Klone	0,097	0,175	0,25	0,92	5,6	10
AKW	0,125	0,20	0,32	0,8	6,24	15
Demco	0,051	0,217	0,50	1,0	4,7	25
Demco	0,102	0,244	0,313	0,833	3,9	20

Baseando-se em correlações publicadas na literatura e revisão de livros, é possível estabelecer o efeito de variáveis geométricas e operacionais sobre a capacidade e diâmetro de corte de hidrociclos, como mostrado na Tabela 2.4.

Tabela 2.4 – Efeito do aumento de variáveis geométricas e operacionais sobre a capacidade e diâmetro de corte de hidrociclos convencionais (+: aumento, -: redução). Adaptado de Matta e Medronho, 2000

	D_c	D_i	D_o	D_u	θ	ΔP
Capacidade	+++	++	++	+	-	++
Diâmetro de corte	++	++	++	--	+	--

De acordo com a Tabela 2.4, o incremento do diâmetro da parte cilíndrica e dos diâmetros dos dutos de alimentação e *overflow* de hidrociclones favorecem a capacidade destes equipamentos, ao passo em que reduzem o poder de classificação dos mesmos.

2.5.2 – Grupos Adimensionais

A aplicação das equações da continuidade e do movimento na descrição do escoamento em hidrociclones leva a expressões bastante complexas para a utilização prática. Uma alternativa para a abordagem matemática da separação em hidrociclones é a utilização de grupos adimensionais.

Os grupos adimensionais mais importantes no estudo com hidrociclones são os números de Stokes (Stk_{50}), Euler (Eu) e Reynolds (Re), que estão respectivamente relacionados com o poder de classificação, com os custos energéticos e com o tipo de escoamento. A obtenção de tais grupos adimensionais é feita através do teorema π de Buckingham (BIRD *et al.*, 1961), cujas expressões são descritas a seguir.

$$Stk_{50} = \frac{(\rho_s - \rho) u_c (d'_{50})^2}{18 \mu D_c} \quad (2.3)$$

$$Eu = \frac{2(-\Delta P)}{\rho u_c^2} \quad (2.4)$$

$$Re = \frac{\rho D_c u_c}{\mu} \quad (2.5)$$

As equações acima usam a velocidade superficial no corpo cilíndrico do hidrociclone como sendo a velocidade característica, isto é:

$$u_c = \frac{4Q}{\pi D_c^2} \quad (2.6)$$

A concentração volumétrica da alimentação (c_v) e a razão de líquido (R_L) são adimensionais que também influenciam o desempenho de hidrociclones. Desta forma, é conveniente relacionar os cinco grupos adimensionais da seguinte forma (SILVA e MEDRONHO, 1988):

$$Stk_{50} Eu = f(Re, R_L, c_v) \quad (2.7)$$

O produto $Stk_{50} Eu$ é dado pela Equação (2.8) (SVAROVSKY, 1984).

$$Stk_{50} Eu = \frac{\pi(\rho_s - \rho)(-\Delta P)D_c(d'_{50})^2}{36 \mu \rho Q} \quad (2.8)$$

Outra abordagem empírica muito utilizada em estudos de hidrociclones é a realizada por Massarani (1989), que propôs as seguintes correlações para hidrociclones:

$$\frac{d'_{50}}{D_c} = K \left[\frac{\mu D_c}{Q(\rho_s - \rho)} \right]^{0.5} f(R_L) g(c_v) \quad (2.9)$$

$$\text{sendo: } f(R_L) = \frac{I}{I + 1,73R_L} \quad (2.10)$$

$$g(c_v) = \exp(4,5c_v) \quad (2.11)$$

$$R_L = B \left(\frac{D_u}{D_c} \right)^C \quad (2.12)$$

Por esta metodologia, os parâmetros das equações anteriores (K , B , C) são estimados para cada família de hidrociclones.

Para descrever o comportamento do hidrociclone e buscar predizer sua eficiência de separação, diversos autores elaboraram algumas teorias, que são descritas a seguir.

2.5.3 – Teorias de Separação de Partículas em Hidrociclones

Os modelos de hidrociclones estão disponíveis para estimativa das eficiências de separação das partículas sólidas e quedas de pressão em hidrociclones. Estes modelos são normalmente baseados em um ou mais dos seguintes princípios:

-Os modelos empíricos: são determinados pelo ajuste de equações aos pontos experimentais.

-Teoria da órbita de equilíbrio: uma partícula alcança uma posição radial de equilíbrio no hidrociclone, onde sua velocidade terminal de queda é igual à velocidade radial do líquido. Isto significa que, se o líquido escoar para fora, a partícula irá para a parede e será separada através do *underflow*. Se o líquido escoar para dentro, as partículas irão com o líquido para o *overflow*.

-Teoria do tempo de residência: a partícula é considerada separada se ela alcançar a região da parede do ciclone dentro do tempo de residência que a partícula permanece dentro do hidrociclone.

-Teoria do escoamento turbulento de duas fases: a separação é causada pelo fluxo transversal turbulento, que flui no sentido perpendicular ao campo da força.

2.5.3.1 – Teoria da Órbita de Equilíbrio

A Teoria da Órbita de Equilíbrio é baseada no conceito de raio de equilíbrio, originalmente proposto por Criner (1950) e Driessen (1951). De forma simplificada, as

partículas no interior do hidrociclone estão sujeitas a duas forças opostas: (i) a força centrífuga atuando no sentido da parede do equipamento, (ii) a força de arraste do líquido atuando na mesma direção da força centrífuga, porém no sentido do eixo central do hidrociclone.

A Teoria da Órbita de Equilíbrio pressupõe que partículas de um determinado tamanho irão alcançar uma posição na órbita radial de equilíbrio no hidrociclone na qual suas velocidades terminais de sedimentação no campo centrífugo são iguais à velocidade radial do líquido no sentido do eixo do equipamento. De acordo com esta teoria, as partículas maiores atingirão uma posição na órbita radial próxima da parede, onde a velocidade axial do fluido tem um sentido descendente. Estas partículas irão deixar o hidrociclone através do *underflow*. A posição da órbita radial de partículas menores será localizada próxima do centro, região onde a velocidade axial do fluido é ascendente. Estas partículas, portanto, sairão através do *overflow*. O diâmetro de corte é definido como o diâmetro da partícula, cuja órbita de equilíbrio é coincidente com o local onde a velocidade vertical do fluido é zero. Tal partícula terá chances iguais para escapar do hidrociclone através do *underflow* ou através do *overflow*. Esse local onde a velocidade vertical do líquido é zero é chamado LZVV e pode ser visualizado na Figura 2.4.

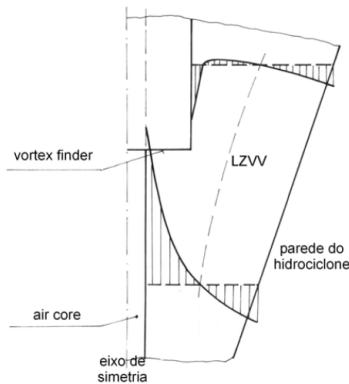


Figura 2.4 – Local de velocidade vertical nula (LZVV)

A Figura 2.5 ilustra as forças que atuam na partícula e também a região, no interior do hidrociclone, onde a velocidade vertical do fluido é nula.

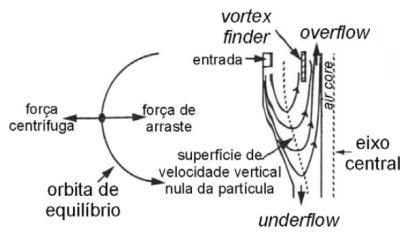


Figura 2.5 – Órbita de equilíbrio, forças atuantes na partícula e LZVV

A Teoria da Órbita de Equilíbrio conduz a resultados satisfatórios quando a operação do hidrociclone se processa com suspensões diluídas. Porém, à medida que a concentração de sólidos é acrescida, este modelo começa a se desviar, justamente porque desconsidera o tempo de residência das partículas (tempo para a partícula atingir sua órbita de equilíbrio), os efeitos de turbulência inerentes ao escoamento da suspensão e por fim, a interação partícula-partícula.

2.5.3.2 – Teoria Populacional

A Teoria Populacional foi proposta por Fahlstrom (1960), que sugeriu que o diâmetro de corte seria influenciado pelo diâmetro do orifício de *underflow* e pela distribuição granulométrica da alimentação. Este autor afirmou que o efeito populacional na saída do *underflow* pode afetar a correlação de forças, a tal ponto que o diâmetro de corte poderia ser estimado a partir da recuperação de massa no *underflow*. O efeito populacional está sujeito à proximidade física das partículas sólidas e isso depende do volume, ao invés da massa.

Sabe-se que a escolha do orifício do *underflow* influencia fortemente o diâmetro de corte. A questão que se coloca é como descrever o efeito quantitativamente; recentemente, esse efeito tem sido simplesmente relatado através da concentração volumétrica no *underflow*, em conjunto com o tamanho absoluto do orifício e a distribuição de tamanhos das partículas na alimentação.

2.5.3.3 – Teoria do Escoamento Bifásico Turbilhonar

Os modelos comentados anteriormente não incluem, em suas hipóteses básicas, o efeito da turbulência na operação de separação. Este efeito modifica o perfil de velocidades das fases, e altera, substancialmente, as características do equipamento como separador. O efeito da turbulência na separação em hidrociclos é objeto de interesse desde o trabalho de Driesssen (1951). A questão é saber como a turbulência modifica o perfil de velocidade tangencial, isto é, seu efeito no expoente c na equação para a velocidade tangencial, a seguir:

$$u_0 = \frac{N}{r^c} \quad (2.13)$$

na qual N é uma constante empírica e c é uma função de Reynolds.

2.5.3.4 – Teoria do Tempo de Residência

A Teoria do Tempo de Residência é a fonte para o embasamento de muitas equações semi-empíricas que são utilizadas na literatura para a previsão do desempenho de hidrociclos. De acordo com essa teoria, uma partícula será separada em função tanto da

posição que entra no hidrociclone quanto do tempo de residência disponível. Esta teoria supõe que dada partícula chegará até a parede, e, portanto, será separada, quando seu tempo de residência no interior do hidrociclone for maior ou igual ao tempo necessário para que esta partícula movimente-se radialmente do ponto de entrada, no equipamento, até a parede.

Rietema (1961) propôs primeiramente essa teoria e considerou importantes hipóteses, tais como a distribuição homogênea das partículas no duto de alimentação, a validade do regime de Stokes para a velocidade terminal e a negligência dos efeitos de turbulência e concentração no processo de separação.

O diâmetro de corte será do tamanho da partícula que, ao entrar exatamente no centro do duto de alimentação, será separada exatamente no tempo de residência disponível, conforme esquema apresentado na Figura 2.6b. De tal consideração, deduz-se que a integral da velocidade radial da partícula em função do tempo de residência equivale à metade do diâmetro do duto de alimentação.

$$\int_0^T v_r dt = \frac{D_i}{2} \quad (2.14)$$

Em que v_r é calculada a partir da velocidade tangencial do fluido u_θ :

$$v_r = \frac{d_{50}^2 (\Delta\rho) (u_\theta)^2}{18\mu} \frac{r}{r} \quad (2.15)$$

O tempo de residência é relacionado às proporções do equipamento usando a definição de velocidade axial do fluido.

$$u_z = \frac{dz}{dt} \quad (2.16)$$

Considerando que o escoamento perto da parede segue o contorno da parede:

$$\frac{dz}{dr} = \frac{L}{R} \quad (2.17)$$

Rietema (1961) combinou as equações anteriores com uma expressão para a queda de pressão:

$$\Delta P = \rho \int_0^R \frac{u_\theta^2}{r} dr \quad (2.18)$$

e obteve a seguinte expressão adimensional:

$$\frac{d_{50}^2 \Delta\rho L_C \Delta P}{\mu \rho Q_A} = \frac{36 u_z R}{\pi u_i D_i} \quad (2.19)$$

na qual Q_A é a vazão volumétrica de alimentação, u_i é a velocidade de entrada do fluido e R é o raio da seção cilíndrica do hidrociclone.

Se for considerada a partícula que entra no hidrociclone na posição mais desfavorável à separação (Figura 2.6a) a mesma terá que percorrer, na pior das hipóteses, uma distância radial igual ao diâmetro do tubo de alimentação para ser separada.

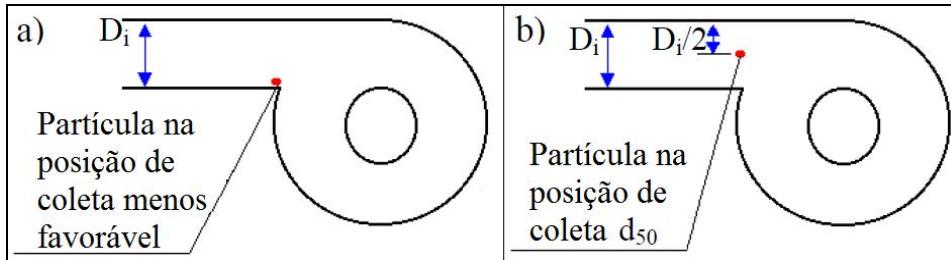


Figura 2.6 – a)Vista superior da posição menos favorável de entrada de partículas b)Vista superior da posição de coleta d_{50} (posição $D_i/2$) (ALVES, 2006)

2.6 – Análise Granulométrica do Material Particulado

Toda amostra de partículas pode ser caracterizada por uma distribuição granulométrica. Essa distribuição pode ser representada na forma cumulativa descrita por uma função $X(d_p)$, onde X é a fração mássica ou volumétrica de partículas com diâmetros inferiores ao diâmetro d_p . A descrição matemática de distribuições granulométricas acumulativas pode ser feita através de modelos empíricos de distribuição. Alguns modelos clássicos, largamente utilizados para representar dados experimentais de distribuição granulométrica de diversos materiais, são apresentados na Tabela 2.5.

Tabela 2.5 – Modelos empíricos de distribuição granulométrica de partículas

Modelo	Fração de partículas com diâmetro menor que d_p	Significado físico de d^*
Probabilidade log.	$X = \operatorname{erf} \left[\frac{\ln(d_p/d^*)}{\sigma} \right] \quad (2.20)$	Tamanho médio da partícula
Rosin-Rammler-Bennet (RRB) ou Weibull	$X = 1 - \exp \left[-\left(d_p/d^* \right)^n \right] \quad (2.21)$	Tamanho da partícula para $X = 0,632$
Gates-Gaudim-Schumann (GGS)	$X = \left(d_p/d^* \right)^n \quad (2.22)$	Tamanho máximo da partícula
Sigmóide	$X = \frac{1}{1 + \left(\frac{d^*}{d_p} \right)^n} \quad (2.23)$	Tamanho médio das partículas para $X = 0,50$
Gaudin-Meloy	$X = 1 - \left[1 - \left(d_p/d^* \right)^n \right]^n \quad (2.24)$	Tamanho máximo da partícula

O valor do parâmetro adimensional n define a forma ou *shape* da curva acumulativa, i.e.,

$$X = X(d_p)$$

2.7 – Uso de Hidrociclones para a Separação de Microorganismos

Os dispositivos de retenção celular usados em processos de separação devem apresentar características necessárias à sua adequada operação. A separação celular deve ser realizada satisfatoriamente por longo período de tempo, sem necessidade de manutenção do equipamento ou interrupção do processo. Além disso, o dispositivo, em geral, deve ser esterilizável e reutilizável. O equipamento não deve alterar significativamente a viabilidade da cultura ou a qualidade do produto e deve ainda apresentar alta eficiência de separação de células. O princípio de separação da maioria dos dispositivos atuais de retenção celular baseia-se no tamanho e na densidade da partícula, e consiste de adaptações dos métodos tradicionais de separação sólido-líquido. Como exemplo destes dispositivos pode-se destacar: filtros tangenciais, *spin-filters*, sedimentadores, centrífugas, hidrociclones (PINTO, 2007).

O uso potencial de hidrociclones na concentração de suspensões microbiológicas é atraente, pois eles operam de modo contínuo, requerendo baixo custo de manutenção e podendo ser prontamente esterilizados. A separação de células microbiológicas de um meio de cultura é necessária na maior parte dos processos microbiológicos, onde o grande desafio é a separação destas partículas pequenas (tipicamente entre 1 e 20 μm de diâmetro) com baixa diferença de densidade entre as fases. Nestes casos, os estudos sobre o uso de hidrociclones apresentam grandes avanços onde geralmente as centrífugas são consideradas como única alternativa (CILLIERS e HARRISON, 1997).

Nos hidrociclones, diferentemente das centrífugas, o movimento rotatório da mistura é produzido pelo próprio escoamento da suspensão. De maneira geral, os hidrociclones funcionam com campos centrífugos menores que as centrífugas. Entretanto, quando se reduz o diâmetro característico do hidrociclone, o campo centrífugo aumenta consideravelmente. Segundo dados da literatura, hidrociclones com 10 mm de diâmetro operando com capacidade aproximada de 150 L/h produzem campos centrífugos na faixa de 10.000 a 50.000g (CILLIERS e HARRISON, 1997).

Como consequência dessas condições operacionais, tem-se no interior dos hidrociclones escoamentos com elevada turbulência. As forças cisalhantes decorrentes podem, eventualmente, reduzir substancialmente a viabilidade celular através do rompimento da parede celular. Entretanto, para pequenos tempos de residência das células no equipamento

este efeito não é pronunciado. Essas forças podem também desfazer os aglomerados, contribuindo para uma redução do diâmetro médio das células.

Na literatura, alguns trabalhos podem ser encontrados sobre a separação de células a partir de suspensões. Nestes trabalhos pode ser observado que a eficiência de separação de um hidrociclone, certamente dependerá de muitos fatores tais como: queda de pressão/vazão de operação, concentração, temperatura, tamanho das partículas e geometria do hidrociclone (CILLIERS e HARRISON, 1997; MATTA e MEDRONHO, 2000; BORGES *et al.*, 2005; ELSAYED *et al.*, 2006; PINTO *et al.*, 2008; HABIBIAN *et al.*, 2008).

2.8 – Trabalhos Reportados na Literatura sobre o Uso de Hidrociclos na Separação de Células

Cilliers e Harrison (1997) avaliaram a viabilidade da realização de separação de células através de hidrociclos Mozley de $D_c = 10$ mm, diâmetros do *underflow* de 1 e 1,5 mm e *vortex finder* de 2, 2,6 e 3,2 mm. Foram estudados os efeitos da pressão, temperatura, concentração da alimentação e da geometria do hidrociclone sobre o processo de separação de uma suspensão da levedura *Saccharomyces cerevisiae* de concentração 18 g/L. Assim, para quantificar o desempenho do hidrociclone, os autores consideraram dois valores: a recuperação de sólidos no *underflow*, R, e a razão entre a concentração de leveduras no *underflow* e na alimentação, C. Constataram que há um efeito positivo da pressão sobre a recuperação de sólidos, R, e a razão de concentração, C. Aumentando a concentração de alimentação observaram uma queda em R e C. O aumento da temperatura provocou aumento em R e C. O efeito positivo da temperatura sobre a separação era reduzido em altas concentrações de alimentação. Comparando os diferentes dados de concentração, observaram uma interação entre a temperatura e a concentração de alimentação. O aumento do diâmetro do *underflow* de 1 para 1,5 mm provocou aumento da capacidade de 34 para 45 mL/s, já R é dobrada e C é reduzida 50 %. Simultaneamente o aumento o diâmetro do *vortex finder* aumenta a razão de concentração com uma diminuição da recuperação. A atividade metabólica celular e viabilidade não foram investigadas neste estudo. Observaram que a recuperação de células de células no *underflow* era função da queda de pressão, da temperatura, da concentração da suspensão de alimentação e da geometria do equipamento.

Matta e Medronho (2000) propuseram um método alternativo para a recuperação de leveduras da fermentação alcoólica. Ao invés de se utilizar centrífugas, as leveduras são separadas do caldo fermentado através de uma filtração com auxiliar filtrante seguida por uma separação das células e do auxiliar filtrante usando hidrociclos de geometria Bradley e

Rietema, ambos com $D_c = 30$ mm, operando à queda de pressão de 15 a 45 psi. Os autores testaram a separação direta da levedura do caldo fermentado (concentração de leveduras de 2,7 % em volume) em hidrocyclones Bradley com diâmetros de *underflow* de 2 e 4 mm, à queda de pressão de 20,3 psi, obtendo valores muito baixos para as eficiências totais de 7 % e 31,1 %, respectivamente. No estudo de separação da torta de filtração ressuspensiva em água em hidrocyclones, a eficiência total de separação do auxiliar filtrante no *underflow* foi de 95 %, juntamente com uma recuperação de leveduras de 85 % no *overflow*, quando se utilizava o hidrociclone Bradley com o diâmetro de *underflow* de 3 mm. A influência do diâmetro de *underflow* e da concentração de leveduras alimentada também foi estudada. Verificou-se que para uma concentração de alimentação fixa o incremento do diâmetro de *underflow* contribui para a melhora da eficiência e que para um valor fixo de diâmetro de *underflow* a eficiência é melhorada com a redução da concentração de alimentação. Observaram que sob as mesmas condições operacionais, o hidrociclone Rietema apresenta eficiências menores que o hidrociclone Bradley, porém sua capacidade é aproximadamente 2,5 vezes maior. O uso de maiores quedas de pressão levou a maiores eficiências e maiores concentrações no *underflow*. A viabilidade celular diminuiu 1,5 % na etapa de filtração e 4,7 % na etapa de hidrocyclonagem, quando comparada com a viabilidade celular na alimentação do equipamento.

Borges *et al* (2005) avaliaram o desempenho e a viabilidade celular na separação de leveduras *Saccharomyces cerevisiae* em hidrocyclones de geometria Bradley e AKW, ambos com 10 mm de diâmetro da parte cilíndrica e também um hidrociclone de geometria Krebs com $\frac{1}{2}$ in (12 mm) de diâmetro da parte cilíndrica em diferentes condições operacionais. Foi utilizada uma suspensão de 2,5 g/L de levedura em água com quedas de pressão de 2, 4 e 6 atm. A influência da queda de pressão no diâmetro médio aritmético do microorganismo foi estudada e observou-se que para os hidrocyclones de geometria Krebs e AKW o acréscimo da queda de pressão provoca um decréscimo no diâmetro médio da levedura, enquanto que para o hidrociclone de geometria Bradley, o diâmetro médio do microorganismo permaneceu praticamente constante com o aumento da pressão. Observou-se que com o aumento da queda de pressão, há um aumento da eficiência acompanhado por uma redução do diâmetro de corte e viabilidade. Foram obtidas eficiências totais de separação entre 29,44 e 35,80 % para hidrocyclones Krebs, entre 46,28 e 49,58 % para hidrocyclones Bradley, enquanto que para hidrocyclones AKW foram obtidas eficiências totais de 54,88 e 61,02 %. A viabilidade celular manteve-se acima de 90 % para todos os hidrocyclones e condições estudadas. Os autores também obtiveram curvas de eficiência granulométrica de separação e verificaram a

ocorrência do efeito denominado *fish hook*, caracterizado pela inversão da curva ou grade de eficiência granulométrica, para a maioria das condições operacionais.

Elsayed *et al* (2006) utilizaram um hidrociclone com dupla entrada tangencial, de volume 2,56 cm³, especialmente projetado para realizar a separação de células BHK e HeLa em baixas concentrações celulares (cerca de 2×10⁶ células/mL) em um período de operação de 3 min. O hidrociclone foi caracterizado quanto à divisão de fluxo (razão entre as vazões do *underflow* e *overflow*) e razão de líquido (razão entre as vazões do *underflow* e alimentação). Para um diâmetro fixo do *underflow* de 2,5 mm, os autores variaram o diâmetro do *overflow* (2 e 1,5 mm) e mediram a eficiência de separação e a viabilidade celular (método de exclusão azul de *trypan*) para quedas de pressão de 0,4 a 1,3 bar. Os resultados mostraram que com o aumento da queda da pressão, as vazões da alimentação e do *underflow* são aumentadas, enquanto o fluxo do *overflow* permanece relativamente constante. Quando o diâmetro do *overflow* do hidrociclone é diminuído de 2 para 1,5 mm, a queda de pressão aumenta de 7,7-25 %, as vazões da alimentação e do *underflow* também aumentam, enquanto a vazão do *overflow* diminuiu em cerca de 6-18 %. Os autores obtiveram eficiências de separação para as células HeLa (10-30 µm) de 94 a 96 % e para as células BHK (11-21 µm) de 77 a 96 %. Os autores já esperavam que a eficiência de separação para as células HeLa fossem superiores as eficiências para as células BHK com base em sua faixa de tamanhos. A viabilidade celular foi sempre elevada ($\geq 98\%$), não se alterando significativamente após a operação com o hidrociclone, exceto para as células BHK proveniente do *overflow* a mais alta pressão (1,3 bar).

Pinto *et al* (2008) investigaram o uso de diferentes geometrias de hidrociclos especialmente projetados para a separação de células animais. Foram separadas culturas de células CHO à concentração de 6-7x10⁴ células/mL alimentadas aos hidrociclos a quedas de pressão de 1, 2 e 3 bar. O hidrociclone utilizado possuía dupla entrada tangencial, $D_c = 10$ mm e permitia a escolha de dois diferentes diâmetros de *underflow* (2 e 3 mm) e três diâmetros de *overflow* (1, 1,5 e 2 mm). Assim, seis diferentes geometrias foram testadas variando-se os diâmetros do *underflow* e *overflow*. Um planejamento experimental fatorial fracionário (2^{3-1}) foi empregado e os resultados foram usados para a determinação de modelos matemáticos empíricos que descrevem a eficiência de separação, razão de líquido e capacidade como função de variáveis geométricas (D_u e D_o) e da queda de pressão. A geometria de $D_u = 3$ mm e $D_o = 1$ mm apresentou razão de líquido igual a 100%, sendo a única geometria inadequada para a separação. Os autores obtiveram eficiências de separação de 97,9 a 99,9 % e justificam estas altas eficiências com base nas dimensões dos hidrociclos

especialmente projetados para a separação de células. A perda de viabilidade foi de 2,9-9,1 % para todas as configurações, exceto para a geometria de $D_u = 2$ mm e $D_o = 2$ mm, a qual apresentou perda de viabilidade de 14,4 %.

Habibian *et al* (2008) avaliaram a possibilidade de utilização de um hidrociclone com 15 mm de diâmetro interno para separar células de *Saccharomyces cerevisiae*. O hidrociclone possuía diâmetro da alimentação de 4,2 mm, diâmetro do *overflow* de 5,1 mm e diâmetro do *underflow* de 3 mm. Segundo os autores, em uma geometria fixa, a vazão (que é diretamente relacionada com a queda de pressão do sistema) e a concentração de células de alimentação são os únicos fatores que terão efeito significativo sobre a recuperação. Assim, foram verificados os efeitos de três concentração de células (0,036, 0,078 e 0,13 g/L) sob quatro diferentes vazões volumétricas de alimentação. As eficiências de separação obtidas situaram-se na faixa de 27,8 a 77,8 %, sendo que a melhor eficiência de separação foi obtida na vazão volumétrica de cerca de 112 cm³/s. Para todas as concentrações de células estudadas, a eficiência foi aumentada com a vazão. Foi observado que um aumento na concentração celular afeta positivamente a viscosidade do fluxo e tem um efeito negativo sobre a recuperação de células. Além disso, não houve a ruptura das células no *underflow*, bem como no *overflow*. Os autores concluíram que para atingir uma certa recuperação desejada é melhor usar um maior número de hidrociclos com concentrações de alimentação baixas, em vez de um único hidrociclone com alta concentração de alimentação.

2.9 – Viabilidade Celular

No processo da separação ou concentração de leveduras em hidrociclos, torna-se interessante e necessária a avaliação do estado fisiológico destes microorganismos após a separação. Desta forma, com o objetivo de avaliar a qualidade das leveduras, são realizados testes que permitem determinar a “viabilidade” (percentual de células vivas). É essencial que o ensaio de viabilidade seja preciso, reproduzível, simples e de rápida execução para poder ser utilizado pelo setor industrial (LENTINI, 1993; LLOYD e HAYES, 1995; MOCHABA *et al.*, 1998).

Atualmente existem diversos métodos que permitem determinar a viabilidade das leveduras. O método padrão consiste na determinação do número de colônias formadas após plaqueamento de uma diluição conhecida de células em meio de cultura sólido. Entretanto, este método é pouco utilizado pelas indústrias devido ao longo tempo necessário (24-48 horas) para obter o resultado. Outro problema com a abordagem de contagem por plaqueamento é que, na verdade, ela apenas indica quantas das células podem se replicar nas

condições fornecidas para o crescimento. No caso de amostras mantidas nas condições do ambiente de laboratório, a temperatura, por exemplo, pode diferir substancialmente daquela do ambiente original da amostra (ROSZAK e COLWELL, 1987) e, portanto, a proporção de células que podem dividir e formar colônias podem ser muito inferiores ao número de células que seriam apontadas como "viáveis", utilizando outras metodologias. Os problemas relacionados com este tipo de abordagem podem ser resumidos:

- Muitos microrganismos têm necessidades de crescimento que são muito diferentes das condições padrão.

- Microorganismos com as exigências de crescimento conhecidas podem residir em um estado fisiológico em que as condições de cultura padrão não suportam o crescimento, ou fazê-lo apenas por uma pequena fração da população, ou somente após longas fases *lag*. Estados fisiológicos que podem ser difíceis ou impossíveis de detectar incluem a lesão ("stress"), a fome (ou "fase estacionária") e dormência ("latência") (KELL *et al.*, 1998).

- Em alguns casos, o crescimento de células viáveis pode permanecer despercebido devido às restrições do método de determinação de crescimento empregado. Organismos exibindo taxas de crescimento lento ou fases de latência podem não ser capazes de produzir biomassa suficiente para formar colônias visíveis ou turvação detectáveis durante o período de incubação permitido. Em alguns casos, a cessação do crescimento pode ocorrer depois de um número limitado de divisões (KELL *et al.*, 1998), ou o organismo pode ser incapaz de formar colônias em meios sólidos. Esses fatores, isoladamente ou combinados, podem levar a resultados falso-negativos.

Assim, a principal desvantagem do método clássico é a possibilidade de resultados falso-negativos, resultados falso-positivos podem ser excluídos pela técnica de esterilização correta. Desta forma, foram desenvolvidos vários métodos, geralmente baseados na coloração diferencial de células, que permitem uma rápida avaliação da viabilidade das leveduras (DAVEY *et al.*, 1999).

No método de coloração das células, a levedura viável não absorve o corante, enquanto as células mortas com lesões na membrana citoplasmática assumem a cor do corante escolhido. Um operador, usando um microscópio e uma Câmara de Neubauer, conta as centenas de células e calcula a razão entre as células coradas e a quantia total. O resultado é expresso em % de viabilidade. Embora a porcentagem de células viáveis possa ser rapidamente determinada por estes métodos, eles nem sempre são confiáveis, havendo vários relatos de diferenças significativas com a real morte celular observada (falso positivo) (O'CONNOR-COX *et al.*, 1997).

Embora os métodos baseados em corantes possam oferecer uma possibilidade de melhoria sobre o método de contagem por plaqueamento, este último ainda permanece como o método padrão. Em parte, isto pode ser devido ao fato de que as tradicionais análises microscópicas de células coradas ainda são demoradas para o cientista e podem levar à fadiga do operador, assim, as conclusões são extraídas normalmente da análise de, no máximo, algumas centenas de células. Do mesmo modo, o exame microscópico é basicamente uma técnica qualitativa e, portanto, uma decisão de "vivo" ou "morto" baseada na interpretação do grau de coloração das células da amostra pode variar entre diferentes operadores. Além disso, são baseados em critérios que podem ser considerados necessários para definir a viabilidade, na maioria dos casos, mas nenhum deles é suficiente para excluir as células não viáveis. Assim, esses testes podem dar origem a resultados falsos positivos (DAVEY *et al.*, 1999).

Assim, cada método de avaliação da viabilidade deve ser validado para cada organismo e para cada tipo de amostra, a fim de evitar resultados falso-negativos ou falso-positivos. O Quadro 2.1 mostra um resumo das vantagens e desvantagens das duas diferentes abordagens (DAVEY *et al.*, 1999).

Quadro 2.1 – Métodos para análise de viabilidade

	Vantagens	Desvantagens
Plaqueamento	-Constitui prova suficiente de que as células estavam vivas; -Geralmente simples de interpretar.	-Lento; -Requer o conhecimento das necessidades de crescimento; -Subestima o número de células viáveis.
Análise citológica	-Rápida; -Pode ser usado sem o conhecimento das necessidades de crescimento; -Contagem total pode ser determinado simultaneamente.	-Pode ser difícil de interpretar; -Viabilidade não é medida diretamente; -Os falsos positivos e falsos negativos podem ocorrer.

O corante azul de metileno é aceito como padrão na indústria. Entretanto, estudos indicam que este corante pode superestimar a viabilidade da levedura, podendo não ser exato quando as viabilidades alcançam valores abaixo de 95%. Por este motivo, um corante alternativo, violeta de metileno, vem sendo utilizado como uma alternativa adequada para a determinação de viabilidade de levedura em indústrias que precisam medir uma faixa mais ampla de viabilidades celulares do que a indústria de cerveja, como é o caso do processo de produção de etanol. Por outro lado, o azul de tripano, usado numa solução de 0,4% de concentração, é o corante não-fluorescente padrão usado em estudos de células mamárias.

Existem outros métodos baseados em substratos fluorescentes, porém de pouca utilidade para as indústrias fermentadoras, pois além de serem testes indiretos, requerem

equipamentos sofisticados (fluorímetros, citometria de fluxo, etc.) geralmente não disponíveis e/ou com preços proibitivos.

Neste trabalho, será utilizado o método de coloração de células e contagem ao microscópio, utilizando-se uma Câmara de Neubauer, também conhecida como Hemacitômetro ou Câmara de Contagem. A seguir são apresentados alguns conceitos sobre esta lâmina.

2.9.1 – Câmara de Neubauer

Segundo Lucarini *et al* (2011), a câmara de Neubauer consiste em uma lâmina de microscopia, bem mais alta do que uma lâmina normal, onde existem duas câmaras gravadas no vidro (as duas partes mais escuras no centro da Figura 2.7). Ao lado das câmaras existem dois suportes (as duas barras cinza-claro ao lado das câmaras na Figura 2.7) que mantêm uma lamínula especial de quartzo exatamente a 10^{-1} mm acima do chão da câmara.

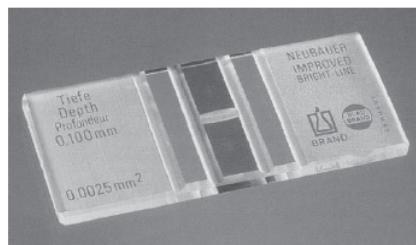


Figura 2.7 – Câmara de Neubauer (LUCARINI *et al.*, 2011)

Nesta câmara são gravadas marcações que a dividem em quadrantes de dimensões conhecidas. Observando-se ao microscópio, percebe-se que existem três tipos de quadrantes denominados A, B e C, que juntos formam um quadrado maior, Figura 2.8.

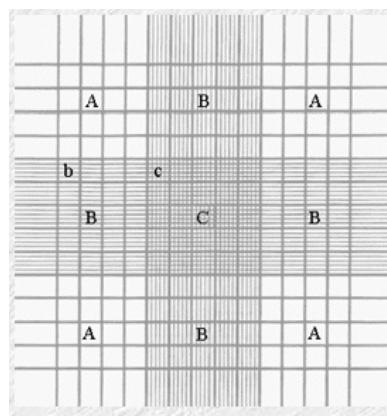


Figura 2.8 – Quadrantes da câmara de Neubauer

Pode-se notar que estes quadrantes têm subdivisões diferentes, fazendo com que o critério para escolha do quadrante onde serão contadas as células, seja o tamanho das células a serem quantificadas. Assim, usualmente, células muito pequenas são contados no quadrante

C, as de tamanho intermediário no quadrante B, enquanto células grandes são contadas no quadrante A.

A área total compreendida pelos 9 quadrantes é de 9 mm^2 , sendo que cada quadrante (A, B e C) são quadrados de $1 \times 1 \text{ mm}$. Ao ser colocada a lamínula (especial para ser usada na câmara de Neubauer) a distância da lamínula até a lâmina (profundidade) mede $0,1 \text{ mm}$, o que permite se obter um volume de $0,1 \text{ mm}^3$ em cada quadrante.

Com uma pipeta Pasteur, coleta-se uma pequena alíquota da suspensão preparada, sob agitação constante, e deposita-se em um dos canais laterais ao campo central, a amostra, até que todos os canais interligados estejam completos. Aguarda-se a sedimentação das células e procede-se à contagem no microscópio.

2.10 – Planejamento de Experimentos e a Metodologia da Superfície de Resposta

Planejar a forma como irá se desenvolver experimentos relativos a um estudo, quando o processo envolve uma série de variáveis e estas apresentam uma larga faixa de valores, é um procedimento bastante usual já a algum tempo em pesquisas, pois otimiza e direciona o trabalho para os objetivos a que pretende chegar o pesquisador, além de ser uma forma inteligente de organizar e tratar os dados.

O método clássico de trabalho experimental é aquele no qual os fatores são variados um de cada vez enquanto os demais são mantidos constantes. Este método apresenta a desvantagem do grande número de ensaios necessários quando muitas variáveis são estudadas e a aleatoriedade na escolha ou seleção dos valores destas variáveis deixa o pesquisador em dúvida quanto aos níveis escolhidos (GARIM, 1994).

As diversas possibilidades de combinação destas variáveis propiciam condições favoráveis para que técnicas estatísticas sejam usadas no projeto e análise dos experimentos. A técnica estatística da superfície de resposta, que tem como base o planejamento fatorial dos experimentos (BOX *et al.*, 1978), permite verificar os efeitos individuais e as interações entre as variáveis, a avaliação de erros experimentais e de regressão e o equacionamento empírico dos resultados em função das variáveis escolhidas (MYERS, 1976).

A organização de um planejamento fatorial consiste em selecionar os fatores (variáveis do sistema) e escolher os níveis (valores assumidos pelas variáveis) que serão estudados. O planejamento é apresentado na forma de potência, fornecendo assim o número de experimentos a serem realizados, por exemplo: um planejamento 2^k , sendo $k=3$, indica que dois níveis foram escolhidos para as três variáveis em estudo e que oito experimentos deverão ser realizados. Esta classe de planejamentos fatoriais é a mais simples e útil para descrever

casos onde a situação experimental pode ser representada por uma equação de 1^a ordem (BOX *et al.*, 1978).

Planejamentos que visam obter uma superfície de resposta de 2^a ordem necessitam de pelo menos três níveis de estudo, são os chamados planejamentos 3^k. Apresentam como desvantagem a realização de um excessivo número de experimentos quando muitas variáveis estão envolvidas (um planejamento 3⁴ necessita de 81 experimentos). Em função desta dificuldade, Myers (1976) cita que Box e Wilson (1951) desenvolveram um método alternativo que necessita de um menor número de experimentos, utilizando cinco níveis, e fornece uma resposta equivalente, denominado planejamento composto central (PCC).

2.11 – Fluidodinâmica Computacional (CFD)

Para a descrição de um problema físico um modelo matemático é estabelecido com base na aplicação das equações de conservação da massa, energia e quantidade de movimento. As equações obtidas, quando submetidas a condições de contorno apropriadas, representam, matematicamente, um problema particular. A obtenção de uma solução analítica para estas equações só é possível para escoamentos mais simples. Para a solução de problemas reais é necessário o uso de métodos numéricos.

Fluidodinâmica computacional (CFD) é o termo dado ao grupo de técnicas matemáticas, numéricas e computacionais, usadas para obter, visualizar e interpretar soluções computacionais para as equações de conservação de grandezas físicas de interesse de um dado escoamento. Essas equações de conservação se originam da teoria de fenômenos de transporte. Assim, pode-se dizer que CFD é o conjunto das técnicas de simulação computacional usadas para prever os fenômenos físicos ou físico-químicos que ocorrem em escoamentos, os quais podem ser relacionados à ação e à interação de fatores como difusão, convecção, turbulência, etc. No campo da fluidodinâmica todos esses fenômenos são governados pelas equações de Navier-Stokes. A maioria dos aspectos importantes dessas relações é não-linear e, como consequência, não possuem soluções analíticas (FONTES *et al.*, 2005).

As técnicas CFD despertam grande interesse para a solução de muitos problemas práticos, em diversas áreas da engenharia. Podem ser utilizadas para a previsão do comportamento de escoamentos externos (aerodinâmica de naves espaciais, aviões e automóveis, a hidrodinâmica de navios, dentre outros) e internos (sistemas reacionais, transporte em dutos, transferência de calor e massa em equipamentos etc) (VERSTEEG e MALALASEKERA, 1995).

Na fluidodinâmica computacional, as equações diferenciais parciais resultantes das leis de conservação da massa, momento e energia para cada fase são discretizadas, sendo obtido um sistema de equações algébricas de mais fácil resolução. Em contraste com a solução analítica ou experimental, a solução gerada é a descrição numérica do escoamento, sendo válida enquanto modelos físicos e condições de contorno forem válidas (FERZIEGER e PERIC, 1996). Os principais resultados de interesse são as distribuições de velocidades, pressões e concentrações. Para que os resultados da simulação sejam os mais próximos possíveis da realidade, é importante a correta modelagem da turbulência existente no processo.

2.12 – Turbulência

A turbulência ainda é um grande desafio para os pesquisadores, pois os escoamentos turbulentos são instáveis e contém flutuações que são dependentes do tempo e do espaço. Hinze (1959) descreveu características importantes dos escoamentos turbulentos:

- Altos números de Reynolds;
- Altamente irregulares: as flutuações turbulentas são aparentemente randômicas, sem que haja um perfil determinável das propriedades turbulentas ao longo do escoamento;
- Tridimensionais: as flutuações turbulentas se dão em todas as direções do escoamento, na maioria das vezes de forma anisotrópica;
- Alto grau de vorticidade: o escoamento turbulento é caracterizado pela intensa presença de turbilhões, que se formam e se dissipam continuamente;
- Comportamento dissipativo: a energia perdida é convertida irreversivelmente a energia interna do fluido;
- Estrutura coerente: eventos repetitivos e determinísticos são responsáveis pelo alto grau de mistura presente no escoamento.

Em princípio, as equações de Navier-Stokes descrevem escoamentos laminares e turbulentos sem a necessidade de informações adicionais. Porém, escoamentos turbulentos reais têm uma larga faixa de escalas de tempo e de comprimento de turbulência. Para a simulação efetiva da turbulência são necessárias escalas de comprimento muito menores que o menor elemento passível de resolução numérica, impossibilitando a resolução numérica desses escoamentos. Por essa razão são então adicionados, às equações de Navier-Stokes, modelos de turbulência (HARGREAVES E SILVESTER, 1990).

2.13 – Modelagem da Turbulência

Escoamentos turbulentos são caracterizados por flutuações no campo de velocidades. Essas flutuações causam a mistura de quantidades transportadas tais como momento, energia e concentração de espécies. Considerando que essas flutuações podem ser de pequena escala e alta frequência, elas são computacionalmente muito dispendiosas para serem simuladas diretamente em cálculos práticos de engenharia. Ao invés das equações governantes instantâneas (exatas), podem ser utilizadas médias temporais ou manipulação para remover as pequenas escalas, resultando num conjunto de equações modificadas que são computacionalmente menos dispendiosas para resolver. Entretanto, as equações modificadas contêm variáveis desconhecidas adicionais, e modelos de turbulência são necessários para determinar essas variáveis em termos de quantidades conhecidas (FLUENT INC, 2006).

Dois métodos alternativos podem ser empregados para manipulação das equações de Navier-Stokes, na forma de um grupo de equações médias de Reynolds ou de equações filtradas, de tal forma que as flutuações de turbulência de pequena escala não tenham que ser diretamente simuladas. Ambos os métodos introduzem termos adicionais que precisam ser modelados, tornando inevitável o emprego de modelos de turbulência (FLUENT INC, 2006).

As equações de Navier-Stokes médias de Reynolds são conhecidas como RANS (*Reynolds-Averaged Navier-Stokes*) e representam as grandezas médias do escoamento, com todas as escalas de turbulência sendo modeladas. Este tipo de aproximação reduz o esforço computacional sendo aplicado tanto para escoamentos transitentes como permanentes. Encontram diversas aplicações na engenharia, nas quais são aplicadas juntamente com diferentes modelos de turbulência incluindo Spalart-Allmaras, $k-\varepsilon$ e variantes, $k-\omega$ e variantes, e RSM (FLUENT INC, 2006).

A Simulação em Grandes Escalas (SGE), conhecida como *Large Edge Simulation* (LES), por sua vez, considera a forma filtrada das equações de Navier-Stokes. Neste aspecto, a filtragem é essencial para a manipulação dessas equações a fim de remover somente as escalas que são menores do que o tamanho de um determinado filtro. Sendo assim, as escalas removidas são modeladas ao passo que as maiores (não removidas) são resolvidas diretamente. A simulação em grande escala consegue descrever níveis de turbulência com maiores detalhes e com erros menores em sua predição. Em contrapartida, a LES demanda robustos recursos computacionais que ainda encarecem ou inviabilizam a simulação, principalmente para escoamentos e geometrias complexos (VIEIRA, 2006).

2.14 – Modelos de Turbulência

É um fato lamentável que nenhum modelo de turbulência é universalmente aceito como sendo superior para todas as classes de problemas. A escolha do modelo de turbulência irá depender de considerações tais como a física em torno do fluxo, a prática estabelecida para uma classe específica de problemas, o nível de precisão desejado, os recursos computacionais disponíveis e o tempo disponível para a simulação. Para se fazer a escolha mais apropriada do modelo a ser aplicado deve-se entender as capacidades e limitações das várias opções (FLUENT INC, 2006).

A modelagem de escoamentos turbulentos pode ser orientada através de duas tendências: a primeira referente à simulação numérica do comportamento médio dos escoamentos turbulentos (modelagem estatística clássica) e a segunda guiada na simulação numérica de grandes escalas, onde as grandes estruturas são resolvidas explicitamente e as menores modeladas (modelagem sub-malha). Neste contexto, os modelos de turbulência podem ser classificados segundo a dependência ou não do conceito de viscosidade turbulenta. Salienta-se que a viscosidade turbulenta é uma propriedade do escoamento (no espaço e tempo) e não do fluido (viscosidade molecular).

Os modelos de turbulência dependentes da viscosidade turbulenta são os Modelos a Zero, Uma e a Duas Equações de Transporte. Na categoria dos Modelos a Zero Equações de Transporte podem ser enquadrados o Modelo de Mistura de Prandtl e o *Large Edge Simulation* (LES), que não adicionam ao sistema nenhuma equação de transporte para a viscosidade turbulenta. Na categoria dos Modelos a Uma Equação de Transporte podem ser citados o Modelo Spalart-Allmarras e o Modelo $k-L$, onde a energia cinética turbulenta (k) é calculada pela solução de uma equação de transporte adicional, a passo que o comprimento característico (L) é estimado para cada problema em análise. Finalmente, na categoria dos Modelos a Duas Equações de Transporte, estão inclusos os Modelos $k-\varepsilon$ e os Modelos $k-\omega$, nos quais duas equações de transporte são deduzidas e resolvidas (VIEIRA, 2006).

Já os modelos de turbulências que não dependem da viscosidade turbulenta são classificados em Modelos a Zero Equações de Transporte e Modelos a Seis Equações de Transporte. Na primeira categoria, inclui o Modelo das Tensões Algébricas (ASM), onde as tensões turbulentas são relacionadas algebraicamente com as componentes médias da velocidade. Por fim, na última categoria está inserido o modelo *Reynolds Stress Model* (RSM), dotado de seis equações de transporte, cada qual representando uma das componentes do tensor de Reynolds (VIEIRA, 2006).

2.14.1 – Equações Governantes dos Modelos de Turbulência

O programa Fluent utiliza as seguintes equações de Navier-Stokes médias de Reynolds (RANS) para fluidos incompressíveis:

Equação da Continuidade,

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2.25)$$

Equação do Movimento,

$$\frac{\partial(\rho \bar{u}_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \bar{u}_i' \bar{u}_j') + \rho g_i \quad (2.26)$$

As variáveis, ρ , p e μ representam densidade, pressão e viscosidade molecular, respectivamente. A velocidade u_i é decomposta em sua média e flutuações:

$$u_i = \bar{u}_i + u_i' \quad (2.27)$$

O termo dos tensores de Reynolds ($-\rho \bar{u}_i' \bar{u}_j'$) inclui o fechamento da turbulência, a qual será modelada a fim de fechar a Equação 2.26. Diferentes modelos de turbulência são usados para descrever este termo.

Neste trabalho foi utilizado o modelo RSM para o fechamento das equações RANS e a metodologia LES para as equações filtradas de Navier-Stokes, como modelos de turbulência. Sendo assim será apresentada a seguir uma breve descrição destes modelos.

2.14.2 – Modelo dos Tensores de Reynolds (RSM - Reynolds Stress Model)

O modelo de turbulência RSM (*Reynolds Stress Model*), proposto por Launder *et al* (1975), é o modelo de turbulência mais elaborado que a FLUENT® dispõe. O RSM abandona a hipótese de condição de viscosidade turbulenta isotrópica e fecha as equações de Navier-Stokes médias de Reynolds, resolvendo equações de transporte para as tensões de Reynolds individuais, juntamente com uma equação para a taxa de dissipação. Isto significa que cinco equações de transporte adicionais são exigidas para cálculos de fluxos bidimensionais, e sete para fluxos tridimensionais (FLUENT INC, 2006).

A RSM lida com os efeitos de curvatura das linhas de corrente, redemoinho, e rápidas mudanças na taxa de deformação de uma forma mais rigorosa do que os modelos a uma e duas equações. Por isso, tem mais potencial para dar boas previsões para o campo de fluxo complexo dentro de um hidrociclone.

O modelo de turbulência RSM envolve a resolução dos tensores individuais de Reynolds $\bar{u}_i' \bar{u}_j'$ através do uso de equações diferenciais de transporte para fechar a equação do

Movimento quando apresentada na forma das equações RANS. A equação de transporte exata para o transporte dos tensores de Reynolds ($\rho \overline{u'_i u'_j}$) pode ser descrita como:

$$\frac{\partial (\rho \overline{u'_i u'_j})}{\partial t} + C_{ij} = D_{T,ij} + D_{L,ij} + P_{ij} + G_{ij} + \phi_{ij} - \varepsilon_{ij} + F_{ij} + S_{usu} \quad (2.28)$$

Na qual: C_{ij} representa a convecção, $D_{T,ij}$ a difusão turbulenta, $D_{L,ij}$ a difusão molecular, P_{ij} a produção de tensão, G_{ij} a produção de flutuação, ϕ_{ij} a tensão devida à contribuição da pressão, ε_{ij} a dissipação, F_{ij} a produção pela rotação do sistema e S_{usu} um termo fonte definido pelo usuário. Os termos do lado direito são definidos como:

$$C_{ij} = \frac{\partial (\rho \overline{u'_k u'_i u'_j})}{\partial x_k} \quad (2.29)$$

$$D_{T,ij} = -\frac{\partial}{\partial x_k} \left(\rho \overline{u'_i u'_j u'_k} + p \left(\delta_{kj} \overline{u'_i u'_i} + \delta_{ik} \overline{u'_j u'_j} \right) \right) \quad (2.30)$$

$$D_{L,ij} = \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\mu \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\overline{u'_i u'_j} \right) \right) \quad (2.31)$$

$$P_{ij} = -\rho \left(\overline{u'_i u'_k} \frac{\partial u_j}{\partial x_k} + \overline{u'_j u'_k} \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right) \quad (2.32)$$

$$G_{ij} = -\rho \beta \left(g_i \overline{u'_j \theta} + g_j \overline{u'_i \theta} \right) \quad (2.33)$$

$$\phi_{ij} = p \left(\overline{\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i}} \right) \quad (2.34)$$

$$\varepsilon_{ij} = 2\mu \frac{\partial u'_i}{\partial x_k} \frac{\partial u'_j}{\partial x_k} \quad (2.35)$$

$$F_{ij} = -2\rho \Omega_k \left(\overline{u'_j u'_m} e_{ikm} + \overline{u'_i u'_m} e_{jkm} \right) \quad (2.36)$$

É importante destacar que os termos $D_{T,ij}$; G_{ij} ; ϕ_{ij} e ε_{ij} precisam ser modelados no sentido de fechar o conjunto de equações.

Seguindo o raciocínio acima, para o termo $D_{T,ij}$ tem-se a modelagem de acordo com o modelo generalizado da difusão gradiente, proposto por Daly *et al* (1970). Já o termo que acopla pressão-tensão (ϕ_{ij}) é modelado seguindo as propostas de Gibson *et al* (1978), Fu *et al* (1987) e Launder (1989). Quando o RSM é aplicado em escoamentos próximos à parede

usando um tratamento de parede melhorado, o termo pressão-tensão (ϕ_{ij}) precisa ser modificado, segundo as sugestões de modificações sugeridas por Launder (1989).

O termo G_{ij} devido às flutuações pode ser modelado da seguinte maneira:

$$G_{ij} = \beta \frac{\mu_t}{Pr_t} \left(g_i \frac{\partial T}{\partial x_j} + g_j \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (Pr_t = 0,85) \quad (2.37)$$

O tensor de dissipação (ε_{ij}) é modelado segundo a Equação (2.38).

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \frac{1}{2} (P_{ii} + G_{ii}) - \rho \varepsilon (1 + 2M_t^2) + S_k \quad (2.38)$$

Para a Equação (2.38) a taxa de dissipação escalar (ε) pode ser calculada por intermédio da equação de transporte do modelo $k - \varepsilon$ padrão, conforme proposta de Launder e Spaulding (1972).

2.14.3 – Metodologia LES

Com o avanço computacional, a simulação de grandes escalas (LES – *Large Eddy Simulation*) tornou-se uma abordagem possível de ser utilizada. O LES é baseado na separação de escalas dentro do escoamento, consumado pela filtragem das equações de Navier-Stokes. A dinâmica dos movimentos das grandes escalas (responsáveis pela maior parte do transporte de massa, momento e energia) é computada explicitamente, e a influência das pequenas escalas é representada por modelos de escala sub-malha. Para se obter resultados satisfatórios no LES, fatores como a resolução da malha, condições de contorno, modelos de escala sub-malha, método numérico e tamanho do domínio precisam ser controlados cuidadosamente.

Ressalta-se que as menores escalas são mais homogêneas e isotrópicas. As menores escalas serão determinadas pelo tamanho da malha usada para a solução das equações filtradas, ou seja, a largura do filtro torna-se uma função da malha. Desta forma as escalas que são menores do que a resolução da malha são modeladas pelos chamados modelos sub-malha.

Algumas assunções do modelo LES podem ser destacadas:

- Momento, massa, energia e outros escalares são transportados em maior parte pelas grandes escalas.
- Grandes escalas são mais dependentes do problema. Elas são ditadas pelas geometrias e condições de contorno do fluxo envolvido.

- Pequenas escalas são menos dependentes da geometria, tendendo a ser mais isotrópicas, e são consequentemente mais universais.
- A chance de encontrar um modelo de turbulência universal é muito maior para as pequenas escalas.

LES requer a utilização de malhas substancialmente mais refinadas do que as tipicamente usadas para simulações RANS. Além disso, a simulação LES deve prosseguir por um tempo de simulação (*flow-time*) suficientemente longo para a obtenção de resultados estáveis do escoamento sendo modelado. Como isso, o custo computacional envolvendo LES é normalmente de ordem de magnitude superior aos cálculos RANS, tanto em termos de memória (RAM) quanto em tempo de uso de CPU. Portanto, para a realização de simulações LES são necessários computadores de alto desempenho.

A seguir são apresentadas as equações governantes para LES, os modelos de turbulência de escala sub-malha e as condições de contorno.

As equações governantes empregadas para o modelo LES são obtidas pela filtragem das equações de Navier-Stokes. O processo de filtragem efetivamente filtra as escalas que são menores do que a largura do filtro ou espaçamento da malha utilizado nos cálculos. As equações resultantes, portanto, regem a dinâmica das grandes escalas.

A variável filtrada (denotada por uma barra superposta) é definida por:

$$\bar{\phi}(x) = \int_D \phi(x') G(x, x') dx' \quad (2.39)$$

na qual D é o domínio do fluido, e G é a função filtro que determina as escalas que serão resolvidas. No Fluent, a discretização de um volume finito por si mesma implicitamente propicia a operação de filtração:

$$\bar{\phi}(x) = \frac{1}{V} \int_v \phi(x') dx' \quad , x' \in v \quad (2.40)$$

na qual V é o volume de uma célula computacional. A função filtro, $G(x, x')$, é então:

$$G(x, x') = \begin{cases} 1/V, & x' \in v \\ 0, & \text{demais casos} \end{cases} \quad (2.41)$$

Aplicando o operador acima mostrado nas equações de conservação instantânea, são obtidas as equações de conservação filtradas, as quais são usadas pelo programa. As equações de Navier-Stokes filtradas para escoamento incompressível são:

Equação da Continuidade,

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \bar{u}_i) = 0 \quad (2.42)$$

Equação da Quantidade de Movimento,

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \bar{u}_i \bar{u}_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \right) - \frac{\partial p}{\partial x_i} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (2.43)$$

na qual σ_{ij} é o tensor das tensões devido à viscosidade molecular, definido por:

$$\sigma_{ij} \equiv \left[\mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right] - \frac{2}{3} \mu \frac{\partial \bar{u}_l}{\partial x_l} \delta_{ij} \quad (2.44)$$

e τ_{ij} é o tensor das tensões turbulentas sub-malha, definido como:

$$\tau_{ij} \equiv \rho \bar{u}_i \bar{u}_j - \rho \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (2.45)$$

O tensor das tensões de Reynolds sub-malha resultante do processo de filtragem da equação da quantidade de movimento é desconhecido e, portanto ele é modelado. No programa Fluent é empregada a hipótese de Boussinesq para a modelagem das tensões turbulentas das escalas sub-malha, conforme a seguinte expressão:

$$\tau_{ij} - \frac{1}{3} \tau_{kk} \delta_{ij} = -2 \mu_t \bar{S}_{ij} \quad (2.46)$$

na qual μ_t é a viscosidade turbulenta sub-malha e \bar{S}_{ij} é o tensor da taxa de deformação das escalas calculadas, dado por:

$$\bar{S}_{ij} \equiv \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.47)$$

A parte isotrópica das tensões sub-malha τ_{kk} não necessita ser modelada e então ela é adicionada ao termo da pressão estática filtrada.

2.14.3.1 - Modelo Sub-malha de Smagorinsky-Lilly

O modelo sub-malha de Smagorinsky-Lilly usado pelo programa Fluent foi modificado em relação ao modelo tradicional. Nessa versão modificada a viscosidade turbulenta é modelada por:

$$\mu_t = \rho L_s^2 |\bar{S}| \quad (2.48)$$

na qual L_s é o comprimento de mistura para as escalas sub-malha e $|\bar{S}_{ij}| \equiv \sqrt{2 \bar{S}_{ij} \bar{S}_{ij}}$

O comprimento L_s é calculado através da seguinte expressão:

$$L_s = \min(\kappa d, C_s V^{1/3}) \quad (2.49)$$

na qual κ é a constante de Von Kármán, d é a distância da parede mais próxima, C_s é a constante de Smagorinsky e V é o volume do elemento.

O valor da constante de Smagorinsky usado pelo programa é 0,10, diferente portanto do valor 0,17 calculado por Lilly.

2.15 – Modelagem para Escoamentos Multifásicos

Vieira (2006) descreveu as duas abordagens existentes para os cálculos numéricos dos fluxos multifásicos: a abordagem Euler-Lagrange e a abordagem Euler-Euler.

Na abordagem Euler-Lagrange, a fase discreta é tratada de forma lagrangeana. Dessa forma deve-se modelar a fase contínua pela resolução das equações médias de Navier-Stokes (RANS), e utilizar as informações fluidodinâmicas previamente levantadas, como dados de entrada para a descrição do comportamento da fase discreta. É importante observar que esse tipo de abordagem é válido para os casos em que a fase secundária (discreta) ocupa uma pequena fração volumétrica do sistema.

Já na abordagem Euler-Euler, considera-se que as diferentes fases do sistema se interpenetram. Como o volume de uma fase não pode ser ocupado pelo volume de outra, surge então, o conceito de fração volumétrica de fase. Estas são consideradas como funções contínuas no tempo e no espaço, cuja soma de todas, equivale à unidade. Desta forma, equações de conservação para cada uma das fases, são apresentadas para modelar o escoamento multifásico.

A Fluent Inc. (2006) disponibiliza por intermédio do *software* FLUENT® três diferentes modelos multifásicos, segundo a abordagem Euler-Euler: o Modelo Volume de Fluido (VOF), o Modelo de Mistura e o Modelo Euleriano.

O Modelo VOF (*Volume of Fluid*) é uma técnica de localização de interfaces aplicada a malhas eulerianas fixas. Este modelo deve ser utilizado para escoamentos nos quais existe uma posição de interface bem definida entre dois ou mais fluidos imiscíveis. Aplicações do modelo VOF incluem escoamentos onde existe estratificação, superfícies livres em tanques agitados, movimento de grandes bolhas num líquido, movimento de líquido em comportas de represas ou em valas, quebra de jatos de líquido, *air core* em hidrociclonas (FLUENT INC, 2006).

O Modelo de Mistura foi elaborado para duas ou mais fases (fluído ou partícula). Assim como no modelo Euleriano ambas as fases são tratadas como fluidos contínuos

interpenetrantes. O Modelo de Mistura calcula as equações de transporte para a mistura e estabelece as velocidades relativas para descrever as fases dispersas. Sua utilização é aconselhada para sistemas nos quais a fração volumétrica da fase discreta não ultrapasse o patamar de 10%. Dentre as aplicações do modelo de mistura encontra-se em escoamentos dotados de pequenas bolhas, ciclones, hidrocyclones, transportadores pneumáticos ou hidráulicos etc (VIEIRA, 2006).

O Modelo Euleriano é considerado o mais complexo dos modelos multifásicos usados pelo Fluent®. Este modelo resolve um conjunto de n-equações de momento e continuidade para cada fase. No modelo Euleriano, o acoplamento é realizado por intermédio da pressão e dos coeficientes de transferência entre as fases. Quando as fases são partículas e fluidos, o escoamento recebe a nomenclatura de escoamento multifásico euleriano granular, ao passo que se as fases envolvidas forem apenas fluidos, denomina-se de escoamento multifásico não-granular euleriano.

2.16 – Métodos Numéricos

Devido a uma grande quantidade de equações diferenciais apresentadas nos tópicos acima é imprescindível a aplicação de métodos matemáticos para sua resolução. Neste contexto a solução para uma determinada variável de interesse, é conhecida apenas em alguns pontos do domínio (nós), devido à transformação das equações diferenciais em equações algébricas pela técnica de discretização, os quais se destacam para este tipo de resolução: Método das Diferenças Finitas e pelo Método dos Elementos Finitos, e por fim o Método dos Volumes Finitos (VIEIRA, 2006).

No método das Diferenças Finitas (geralmente empregado para malhas irregulares), os valores das variáveis são calculados somente em nós específicos da malha, inexistindo qualquer descrição de comportamento entre um nó e outro.

No método dos Elementos Finitos (geralmente empregado para malhas regulares) os valores de uma variável são calculados em pontos específicos da malha, sendo que funções de interpolação são posteriormente utilizadas para descrevê-los entre os respectivos pontos.

No Método dos Volumes Finitos a solução resultante possibilita a conservação integral de quantidades de massa, momento e energia, satisfeitas sobre qualquer grupo de volumes de controle e, sobretudo, no domínio inteiro (PATANKAR, 1980).

Pela técnica de Volumes Finitos, a região de interesse é dividida em inúmeras sub-regiões chamadas volumes de controle, cada qual recebendo em sua posição central, um ponto de interesse da malha. Um conjunto de equações algébricas é obtido com a integração das

equações de transporte em cada volume de controle, mediante aproximações apropriadas. Assim a este conjunto de equações algébricas, acabam sendo incorporadas informações resultantes de outros volumes de controle adjacentes àquele sob análise, devido aos termos convectivos e difusivos inerentes às equações de transporte (MALISKA, 1995). Logo os termos convectivos e difusivos destas equações algébricas devem ser compartilhados entre os volumes de controle adjacentes mediante técnicas de interpolação (VIEIRA, 2006).

O *software* Fluent® disponibiliza os seguintes esquemas de interpolação: DIFERENÇAS CENTRAIS (FLUENT INC., 2006), UPWIND de primeira e segunda ordem (BARTH e JESPERSEN, 1989), POWER LAW (PATANKAR, 1980) e QUICK (LEONARD e MOKHTARI, 1990).

Já para o acoplamento da pressão com a velocidade, o *software* disponibiliza as rotinas SIMPLE, SIMPLEC e PISO, descritos a seguir:

-SIMPLE (*Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations*): é um dos algoritmos mais empregados no acoplamento pressão-velocidade (PATANKAR e SPALDING, 1972). O acoplamento é efetuado através de uma relação que permite corrigir a pressão a cada nova iteração de velocidade.

-SIMPLEC (*SIMPLE-Consistent*): diferencia-se do anterior apenas na expressão responsável pela correção da pressão (VANDOORMAAL e RAITHBY, 1984).

-PISO (*Pressure-Implicit with Splitting of Operators*): pode ser utilizado para satisfazer de maneira mais adequada os balanços de momento após as correções de pressão (FERZIEGER e PERIC, 1996).

Por fim, o FLUENT® disponibiliza vários esquemas de interpolação para a pressão (FLUENT INC., 2006):

-Esquema de Interpolação Padrão: os valores de pressão nas faces dos volumes de controle são interpolados através dos coeficientes da equação do movimento, sendo indicado nos casos onde a variação de pressão entre os centros das células computacionais não é tão brusca (VIEIRA, 2006).

-Esquema Linear de Interpolação: a pressão é calculada na face como a média dos valores entre as células fronteiriças.

-Esquema de Interpolação de Segunda Ordem: pode ser usado desde que não haja escoamentos com gradientes de pressão descontínuos (devido à presença de meio porosos) ou uso de modelos multifásicos (VOF e de Mistura).

-Esquema de Forças de Campo Equilibradas: calcula-se a pressão na fase, assumindo que o gradiente normal da diferença entre a pressão e as forças de campo, seja constante (VIEIRA, 2006).

Ainda há possibilidade de se aplicar à interpolação da pressão, o esquema *PRESTO!* (*PRESSure STaggering Option*), cujos maiores detalhes são discutidos por Patankar (1980).

A resolução das equações de transporte pelo FLUENT® pode ser feita mediante esquemas numéricos segregados ou acoplados. Para ambos os métodos, o FLUENT® tem como base o Método dos Volumes Finitos.

2.17 – Etapas de uma Simulação Fluidodinâmica

2.17.1 – Geração da Geometria e Malha

Com o auxílio de softwares desenvolvidos especialmente para esta finalidade é possível gerar geometrias da região de estudo elaboradas e complexas. A partir da geometria, definem-se o fluxo do fluido, regiões sólidas e nomeiam-se as respectivas superfícies. Após a definição e classificação da geometria, gera-se a malha, cujo refinamento está diretamente relacionado com a precisão dos resultados apresentados pela simulação.

A malha consiste na divisão do domínio de estudo em pequenos volumes de controle nos quais serão resolvidas todas as equações relacionadas ao problema estudado. Assim, quanto maior o número de volumes de controle, mais precisa será a solução. Porém, a demanda de esforço computacional será maior. Desta maneira, é necessário encontrar um limite onde a partir deste, um aumento da quantidade de volumes de controle aumenta o esforço computacional, mas não altera os resultados obtidos.

Assim, são feitas simulações com malhas de diferentes números de volumes de controle a fim de encontrar aquela que forneça a maior precisão possível. Este procedimento é conhecido como teste de malha, onde se faz uma análise de um parâmetro chave em cada simulação realizada.

2.17.2 – Condições da Simulação

Nesta etapa é possível definir todos os parâmetros relevantes à simulação a ser realizada, no que diz respeito à modelagem do problema, condições de contorno e propriedades dos fluidos envolvidos. Entradas e saídas do sistema são definidas, bem como características do escoamento, modelo de turbulência, número de iterações, resíduo para convergência, dependência temporal, entre outros.

Para o alcance de resultados precisos dentro de limites econômicos (esforço computacional), são realizadas simplificações no estudo. Deve-se conhecer com detalhes o fenômeno a ser estudado para avaliar se haverá grande impacto nos resultados.

2.17.3 – Acompanhamento da Resolução

É o estágio do processamento, onde ocorre a resolução das equações diferenciais parciais no espaço e no tempo, definidas como Equação da Conservação da Massa, Quantidade de Movimento e da Energia, através do cálculo de todas as grandezas físicas em um mesmo passo de tempo (iteração), cujo cálculo é realizado pelo resolvedor utilizando uma abordagem numérica até alcançar a convergência ou o número de iteração estabelecida.

Este é o item mais crítico de uma simulação, pois varia de acordo com a potência e a capacidade do computador onde a simulação será realizada. Assim, quando mais potente for o computador, menor tempo computacional é gasto e, consequentemente, mais econômico é o estudo. É possível acompanhar a resolução das equações durante o andamento da simulação, onde são visualizados os resíduos das equações e fechamento do balanço de massa no sistema.

2.17.4 – Visualização dos Resultados

É a fase do pós-processamento, onde se pode visualizar e apresentar os resultados de forma interativa, obter valores de grandezas físicas de qualquer região do volume de controle, construir gráficos com vetores e contorno para avaliação de perfis de velocidade, pressão, concentração, entre outros.

Além disso, é possível traçar gráficos relacionando variáveis da simulação, construir tabelas, fazer cálculos no próprio programa, visualizar a trajetória das partículas e linhas de corrente, bem como criar animações para facilitar a análise dos resultados e possibilidade de exportação de resultados para outro *software* de visualização.

2.18 – Aplicabilidade de CFD em Hidrociclones

Hidrociclones têm sido utilizados na indústria há décadas, mas ainda existem desafios na concepção destes dispositivos para operar com eficiência cada vez maior. O desempenho de um hidrociclone é altamente sensível à forma geométrica e os parâmetros operacionais, bem como as concentrações de fase e dispersão de gotículas e partículas.

O estudo teórico de hidrociclones é de enorme complexidade, já que envolve escoamento multifásico e turbulento. Engenheiros têm empregado a tecnologia de simulação CFD para projetar hidrociclones com eficiência e desempenho desejados. Simulações CFD podem fornecer orientações úteis para determinar a razão de recuperação do *overflow* e

underflow em determinadas condições operacionais. Dinâmica de fluidos computacional também pode produzir uma imagem completa de hidrodinâmicas complexas, tais como perfis radiais de turbulência média, componentes da velocidade axial, e a distribuição de energia cinética turbulenta do separador. Através da utilização desta tecnologia, torna-se cada vez mais possível a otimização do projeto e eficiência do produto além da redução o custo global.

Na literatura encontra-se uma gama considerável de trabalhos científicos a respeito da aplicação de CFD em hidrociclos, principalmente no que se refere à dinâmica de escoamento e à operação de separação (EVANS *et al.*, 2008; WANG e YU, 2008; SURESH *et al.*, 2010; VIEIRA *et al.*, 2010; YANG *et al.*, 2010).

CAPÍTULO 3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 – Metodologia Experimental

3.1.1 – Material Particulado

O material particulado empregado neste trabalho consiste na levedura *Saccharomyces cerevisiae* (fermento biológico) da marca Mauri (Mauri Ind. E Imp. Ltda – Pederneiras, SP) na forma granulada, cuja densidade aparente é de 1,24 g/cm³. A densidade real da levedura foi determinada pela técnica de picnometria com deslocamento de gás Hélio (modelo Accupyc 1330 da Micromeritics), cujo valor encontrado foi de 1,3501 ± 0,0005 g/cm³. A distribuição granulométrica do material foi obtida pelo analisador de partículas por difração a laser (*MasterSizer 2000* da Malvern) e é apresentada na Figura 3.1.

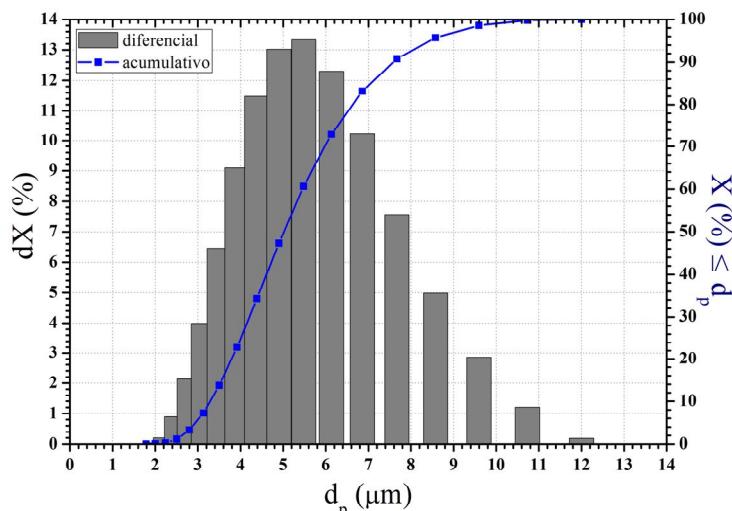


Figura 3.1 – Distribuição granulométrica da levedura

O modelo bi paramétrico de *Rosin–Rammler–Bennet* (RRB), muito reportado na literatura (Eq. 2.21), foi utilizado para representar os dados experimentais de distribuição granulométrica das leveduras, e ajustou com precisão os dados ($R^2=0,996$) obtendo os seguintes parâmetros: $n = 3,662$ e $d^* = 5,696 \mu\text{m}$, com desvios padrões de 0,215 e 0,125 μm, respectivamente. Assim, a distribuição granulométrica das leveduras pode ser descrita pela Equação 3.1.

$$X = 1 - \exp \left[- \left(d_p / 5,696 \right)^{3,662} \right] \quad (3.1)$$

3.1.2 – Planejamento Experimental

Objetivando otimizar o processo de separação de leveduras em hidrociclones, foi efetuado um planejamento experimental levando em conta diferentes dimensões geométricas e condições de queda de pressão para o hidrociclone. As variáveis geométricas escolhidas para este estudo foram o diâmetro da alimentação (D_a), o diâmetro do *overflow* (D_o) e o ângulo do tronco de cone (θ), Figura 3.2.

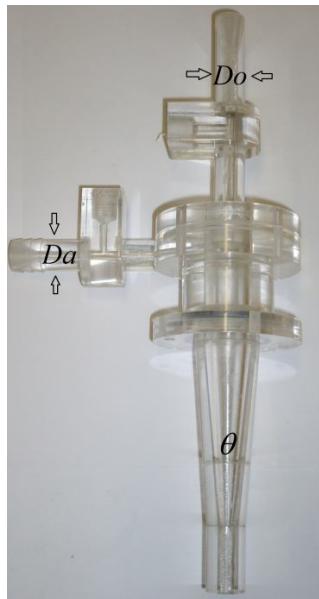


Figura 3.2 – Dimensões relevantes estudadas

As condições dos experimentos e o tratamento dos dados foram feitos com a aplicação da metodologia de planejamento experimental (BOX *et al.*, 1978) e da técnica de superfície de resposta (MYERS, 1976). Foram utilizados três níveis para cada um dos quatro fatores estudados levando à realização de 84 experimentos (sendo três réplicas no centro) e 27 diferentes hidrociclos. Apesar de um planejamento composto central (PCC) reduzir substancialmente o esforço experimental, por requerer um número menor de experimentos, neste trabalho não foi possível utilizá-lo devido à limitação de apenas três níveis para as variáveis geométricas. Desta forma, um planejamento experimental a três níveis foi estabelecido mediante a utilização do *software* STATISTICA, cujo resultado está contido na Tabela 3.1.

As condições de operação, que possibilitam um funcionamento estável e seguro dos hidrociclos, foram determinadas experimentalmente, ao longo de ensaios preliminares, verificando-se os valores mínimo e máximo para a queda de pressão e para a concentração de leveduras a serem utilizadas no processo de separação. Para a realização deste planejamento utilizou-se uma suspensão de levedura em água à concentração de 1% em massa.

Tabela 3.1 - Planejamento experimental a 3 níveis para 4 fatores e 3 réplicas no centro

Experimento	Diâmetro da alimentação (mm)	Diâmetro do <i>overflow</i> (mm)	Ângulo do tronco de cone (°)	Queda de pressão (psi)
1	2	2	6	15
2	2	2	6	23
3	2	2	6	31
4	2	2	8	15
5	2	2	8	23
6	2	2	8	31
7	2	2	10	15
8	2	2	10	23
9	2	2	10	31
10	2	3	6	15
11	2	3	6	23
12	2	3	6	31
13	2	3	8	15
14	2	3	8	23
15	2	3	8	31
16	2	3	10	15
17	2	3	10	23
18	2	3	10	31
19	2	4	6	15
20	2	4	6	23
21	2	4	6	31
22	2	4	8	15
23	2	4	8	23
24	2	4	8	31
25	2	4	10	15
26	2	4	10	23
27	2	4	10	31
28	3	2	6	15
29	3	2	6	23
30	3	2	6	31
31	3	2	8	15
32	3	2	8	23
33	3	2	8	31
34	3	2	10	15
35	3	2	10	23
36	3	2	10	31
37	3	3	6	15
38	3	3	6	23

continua

continuação

Experimento	Diâmetro da alimentação (mm)	Diâmetro do <i>overflow</i> (mm)	Ângulo do tronco de cone (°)	Queda de pressão (psi)
39	3	3	6	31
40	3	3	8	15
41	3	3	8	23
42	3	3	8	31
43	3	3	10	15
44	3	3	10	23
45	3	3	10	31
46	3	4	6	15
47	3	4	6	23
48	3	4	6	31
49	3	4	8	15
50	3	4	8	23
51	3	4	8	31
52	3	4	10	15
53	3	4	10	23
54	3	4	10	31
55	4	2	6	15
56	4	2	6	23
57	4	2	6	31
58	4	2	8	15
59	4	2	8	23
60	4	2	8	31
61	4	2	10	15
62	4	2	10	23
63	4	2	10	31
64	4	3	6	15
65	4	3	6	23
66	4	3	6	31
67	4	3	8	15
68	4	3	8	23
69	4	3	8	31
70	4	3	10	15
71	4	3	10	23
72	4	3	10	31
73	4	4	6	15
74	4	4	6	23
75	4	4	6	31

continua

continuação

Experimento	Diâmetro da alimentação (mm)	Diâmetro do overflow (mm)	Ângulo do tronco de cone (°)	Queda de pressão (psi)
76	4	4	8	15
77	4	4	8	23
78	4	4	8	31
79	4	4	10	15
80	4	4	10	23
81	4	4	10	31
82	3	3	8	23
83	3	3	8	23
84	3	3	8	23

A adimensionalização (codificação) das variáveis independentes estudadas é apresentada na sequência.

$$D_a = \frac{\text{diâmetro da alimentação (mm)} - 3}{I} \quad (3.2)$$

$$D_o = \frac{\text{diâmetro do overflow (mm)} - 3}{I} \quad (3.3)$$

$$\theta = \frac{\text{ângulo tronco cone (°)} - 8}{2} \quad (3.4)$$

$$\Delta P = \frac{\text{queda de pressão (psi)} - 23}{8} \quad (3.5)$$

A correspondência de cada uma das variáveis codificadas com seus valores dimensionais é mostrada na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Correspondência entre os fatores e suas formas codificadas

	D_a	D_o	θ	ΔP
+1	4 mm	4 mm	10°	31 psi
0	3 mm	3 mm	8°	23 psi
-1	2 mm	2 mm	6°	15 psi

As forças centrífugas foram calculadas de acordo com a Equação 3.6, que mostra através do parâmetro f_G (*G-force*) quantas vezes a força centrífuga gerada é superior à força da gravidade.

$$f_G = \frac{v^2}{r g} \quad (3.6)$$

na qual v é a velocidade da suspensão no duto de alimentação, r é o raio da parte cilíndrica do hidrociclone e g é a força da gravidade, igual a $9,81\text{m/s}^2$.

Finalizado o planejamento apresentado na Tabela 3.1, a geometria que forneceu o melhor desempenho de separação foi selecionada para posterior utilização em um novo planejamento a três níveis, Tabela 3.3. O objetivo desse novo conjunto de experimentos foi avaliar a influência da concentração mássica da suspensão de leveduras (c_w) e da queda de pressão (ΔP) no desempenho do hidrociclone considerado ótimo.

Tabela 3.3 - Planejamento experimental a 3 níveis para 2 fatores e 3 réplicas no centro

Experimento	Concentração da suspensão (% em massa)	Queda de pressão (psi)
1	0,5	15
2	0,5	23
3	0,5	31
4	3	15
5	3	23
6	3	31
7	5,5	15
8	5,5	23
9	5,5	31
10	3	23
11	3	23
12	3	23

A adimensionalização (codificação) das variáveis independentes estudadas é apresentada na sequência.

$$c_w = \frac{\text{concentração}(\%) - 3}{2,5} \quad (3.7)$$

$$\Delta P = \frac{\text{queda de pressão}(psi) - 23}{8} \quad (3.8)$$

Ressalta-se que a maior concentração de leveduras utilizada neste trabalho foi de 5,5 %, em decorrência das restrições de queda de pressão de operação nos hidrociclos de acrílico. De outra forma, para concentrações superiores a 5,5%, na faixa de queda de pressão investigada, notou-se uma dificuldade maior para identificar os efeitos das variáveis nas eficiências de separação.

Com base no conhecimento adquirido de como as dimensões geométricas dos hidrociclos afetam a eficiência de separação, torna-se possível projetar um hidrociclone considerado ideal para realizar a separação de leveduras. Este hidrociclone deverá ser construído com material mais resistente que suporte pressões mais elevadas (na faixa de 120 psi). Acredita-se que nessas condições, o hidrociclone conseguirá processar suspensões com concentração de leveduras próxima àquelas utilizadas nas usinas sucroalcooleiras.

3.1.3 – Hidrociclones

Os hidrociclones foram construídos em acrílico cristal, constituídos de 3 módulos que permitiam acoplamento (Figura 3.3). Uma representação dos módulos que compõem os hidrociclones pode ser visualizada na Figura 3.4.

- Módulo superior: consiste no duto do *overflow*, ponto para instalação de um manômetro e *vortex finder*. Esse módulo possui três variantes com o diâmetro de *overflow* de 2, 3 e 4 mm.
- Módulo central: consiste no duto de alimentação tangencial ao cilindro principal, ponto para instalação de um manômetro e cilindro central do hidrociclone. Esse módulo possui três variantes com o diâmetro de alimentação de 2, 3 e 4 mm.
- Módulo inferior: consiste no tronco de cone e saída *underflow* do hidrociclone. Esse módulo possui três variantes com o ângulo da região cônica de 6°, 8° e 10°.



Figura 3.3 – Principais componentes de um hidrociclone

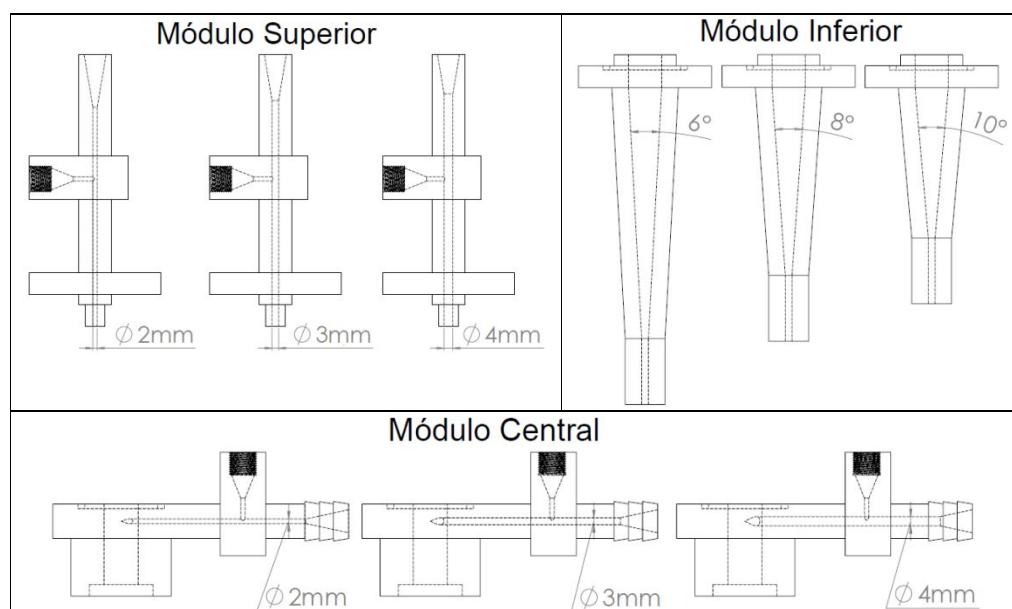


Figura 3.4 – Módulos que compõem os hidrociclones utilizados

Os três módulos são acoplados através de encaixes nas regiões de contato, a fim de evitar vazamentos durante a operação. Além disso, foram moldados sulcos nas regiões de encaixe para a devida instalação de *o' rings* de borracha, o que aumenta ainda mais a segurança com relação a vazamentos de fluido. Para fixação dos módulos, foram utilizados parafusos. A Figura 3.5 mostra como os hidrociclos foram montados.

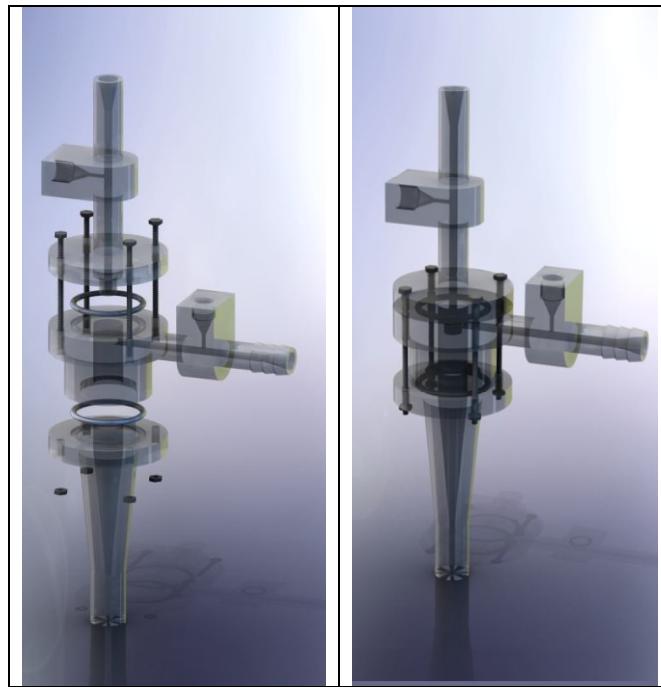


Figura 3.5 – Representação da montagem do hidrociclo utilizado

A Figura 3.6 apresenta uma vista geral dos hidrociclos, assim como as medidas comuns entre os módulos.

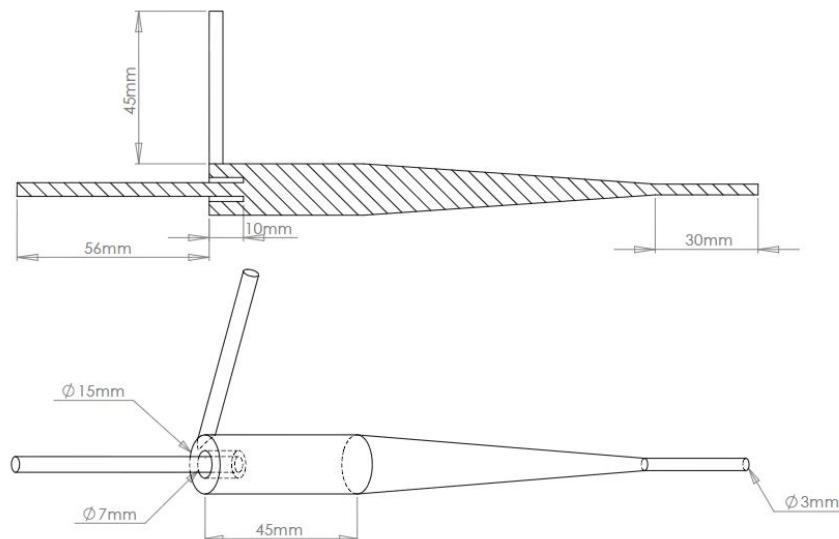


Figura 3.6 – Estrutura dos hidrociclos utilizado nos experimentos

O diâmetro da parte cilíndrica e o comprimento do *vortex finder* foram iguais a 15 e 10 mm respectivamente, já o diâmetro de *underflow* foi fixado em 3 mm. Portanto, os hidrociclones receberam as medidas dispostas na Tabela 3.4. A caracterização fluidodinâmica de cada uma das geometrias apresentadas na Tabela 3.4 foi feita através do levantamento das curvas de vazão mássica de alimentação em função da queda de pressão dos hidrociclones.

Tabela 3.4 - Configurações dos hidrociclones com $D_u = 3$ mm

Hidrociclone	Diâmetro da alimentação (mm)	Diâmetro do <i>overflow</i> (mm)	Ângulo de tronco de cone ($^{\circ}$)
1	2	2	6
2	2	2	8
3	2	2	10
4	2	3	6
5	2	3	8
6	2	3	10
7	2	4	6
8	2	4	8
9	2	4	10
10	3	2	6
11	3	2	8
12	3	2	10
13	3	3	6
14	3	3	8
15	3	3	10
16	3	4	6
17	3	4	8
18	3	4	10
19	4	2	6
20	4	2	8
21	4	2	10
22	4	3	6
23	4	3	8
24	4	3	10
25	4	4	6
26	4	4	8
27	4	4	10

3.1.4 – Unidade Experimental

Um esquema da unidade experimental utilizada neste trabalho, montada no Laboratório da Unidade Avançada de Pesquisa da Faculdade de Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia, encontra-se na Figura 3.7.

Os principais componentes dessa unidade encontram-se listados a seguir:

1. Sistema de aquisição de dados, constituído por um computador e uma placa de aquisição *National Instruments* M-Series USB-6251;
2. *Display* de vazão mássica com sinal de saída proporcional a 4 a 20 mA;
3. Agitador mecânico de 1 CV acoplado a um inversor de frequência para o controle da velocidade de rotação (sistema de homogeneização);
4. Tanque de aço inox destinado às descargas das correntes de *underflow* e *overflow*, assim como a alimentação do hidrociclone;
5. Moto-bomba helicoidal estacionária de 2 estágios, modelo 2WHT 32/l para operar na posição horizontal , bocal de entrada e saída 3 in, rotação do eixo de 342 rpm e pressão de descarga de 9,0 kgf/cm² (responsável pelo fornecimento de energia para o movimento da suspensão);
6. Hidrociclores de acrílico cristal (representados na Tabela 3.4);
7. Manômetros digitais indicadores de pressão, para a faixa de medição de pressão de 0 a 100 psi. Para líquidos e para gases não combustíveis e compatíveis com as partes em contato com o processo. Alimentação: 12-24 VCA ± 20% 50-400 Hz, 12-24 VCA ± 20% (leituras de queda de pressão no hidrociclone);
8. Sensor de medição de vazão mássica do tipo coriolis: vazões mínima e máxima de 192 e 1920 kg/h, respectivamente, pressão máxima de 9,0 kgf/cm²;

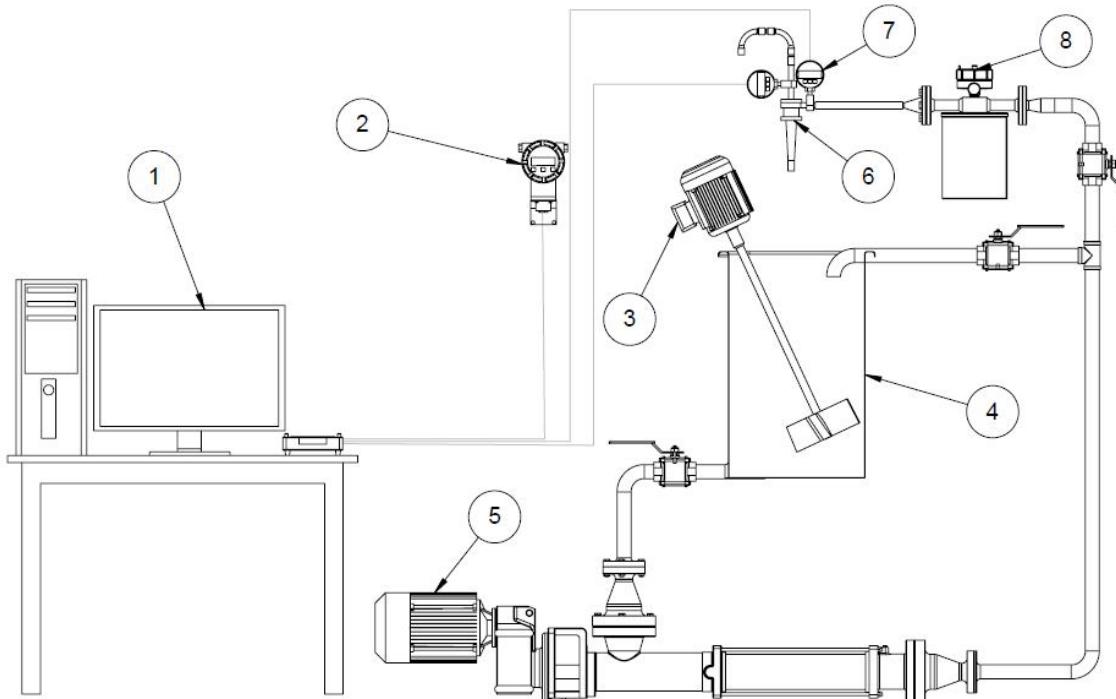


Figura 3.7 – Unidade experimental

Pode-se observar na Figura 3.7 que a tubulação que sai do recalque da bomba é dividida em duas correntes: uma linha de *bypass* e uma linha de alimentação do hidrociclone. Durante os ensaios, as correntes efluentes do hidrociclone (*underflow* e *overflow*) retornavam ao tanque de armazenamento.

Com o intuito de facilitar e tornar mais preciso o registro dos sinais de pressões e vazões mássicas medidas foi instalado, anexo à unidade de hidrocyclonagem, um sistema de aquisição de dados. O referido sistema era composto por um computador, uma placa de aquisição (modelo USB-6215 da *National Instruments*) e a fiação para conexão entre os medidores e a placa. Os equipamentos de medição possuem saída de sinal analógico de 4 a 20 mA; dessa forma, foi necessária a instalação de resistências de $249\ \Omega$, em paralelo às conexões de sinal, a fim de obter um sinal de voltagem de 1 a 5 V (tendo em vista que a placa de aquisição não aceita sinais de corrente). O sistema de aquisição foi programado para obter 10.000 amostras a cada tomada, isso à velocidade de 10.000 amostras por segundo; a partir desses valores, foram calculadas a média e o desvio padrão das medidas.

3.1.5 – Preparo da Suspensão

Para o estudo da influência dos parâmetros geométricos e operacionais sobre o desempenho dos hidrocyclones, foram utilizadas concentrações mássicas de 0,5 %, 1 %, 3 % e 5,5 %. A Figura 3.8 ilustra os dois extremos da faixa de concentração trabalhada.

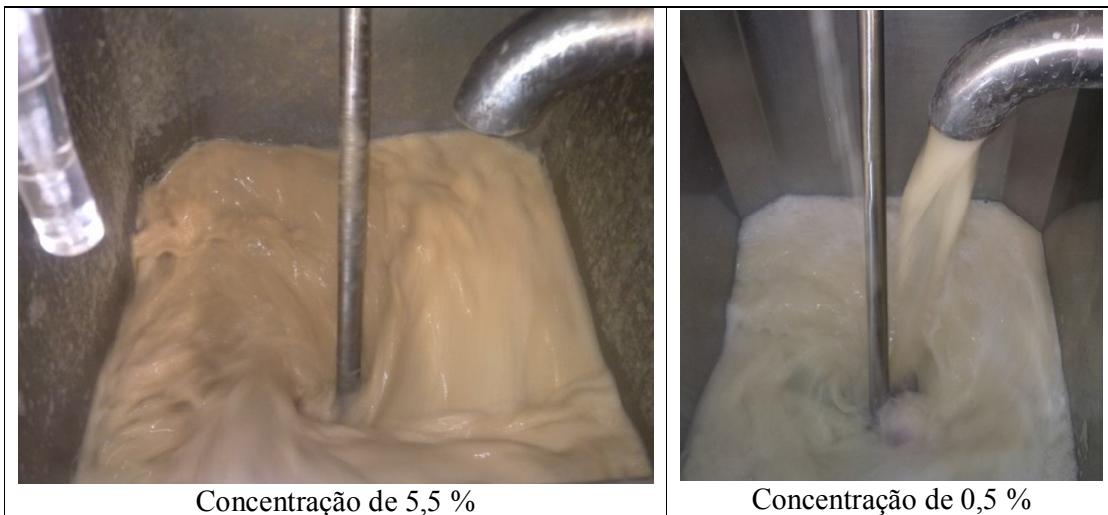


Figura 3.8 – Suspensão de leveduras

3.1.6 – Procedimento Experimental

Uma vez definida previamente a configuração de hidrociclone a ser utilizada nos ensaios, o mesmo era montado e inserido na unidade.

Para a realização dos ensaios experimentais, adicionavam-se 40 L da suspensão ao tanque de alimentação. Em seguida, acionava-se o agitador, que permanecia em funcionamento durante todo o ensaio, para a completa homogeneização da suspensão do tanque. Acionava-se a bomba helicoidal e, através de válvulas, regulava-se a quantidade de suspensão a ser enviada diretamente ao hidrociclone até atingir a queda de pressão desejada.

Uma vez que o sistema estivesse em condições estáveis, iniciavam-se as medidas experimentais. Registrava-se a temperatura da suspensão no tanque agitado para a posterior determinação das propriedades físicas do fluido (viscosidade e densidade). As vazões mássicas das correntes de *overflow* e *underflow* foram determinadas através da coleta cronometrada e pesagem de amostras, realizando-se a análise em triplicata e depois calculando a média entre os valores, com a finalidade de obter maior confiabilidade dos resultados. Assim, determinavam-se as vazões mássicas do *overflow* e do *underflow* e, por balanço de massa, calculava-se a vazão de alimentação do equipamento através da soma das duas correntes, cujo valor deveria coincidir com o valor lido para a vazão mássica de alimentação mostrado no *display* do sensor de vazão (espécie de calibração do medidor). Ao mesmo tempo, era realizado o registro dos valores de vazão e pressão de alimentação através do sistema de aquisição de dados instalado na unidade.

Para a determinação das concentrações mássicas das correntes de alimentação e *underflow* eram coletadas cinco pequenas alíquotas de suspensão de cada uma das destas correntes, cujas massas eram medidas, antes e após o encaminhamento à estufa (permanência de 24 horas à temperatura de 105°C).

Eram retiradas ainda, alíquotas de suspensão das correntes de alimentação e *underflow*, para encaminhamento ao microscópio visando à determinação da viabilidade celular.

3.1.7 – Cálculo da Concentração Mássica

O método analítico utilizado para a determinação da concentração mássica das leveduras dispersas na água consiste no acondicionamento das amostras retiradas das correntes de *underflow* e alimentação em um estufa na temperatura de 105°C por um período de 24 h. O procedimento usado para este cálculo foi o seguinte:

- bêqueres eram colocados na estufa por aproximadamente uma hora para que toda a umidade presente fosse retirada;
- em seguida, estes bêqueres eram colocados em um dessecador para que atingissem a temperatura ambiente sem ganhar umidade;

- cada bêquer era pesado em uma balança analítica (M_b);
- as amostras das correntes de alimentação e *underflow* eram coletadas nos bêqueres e em seguida pesadas (M_{b+su});
- os bêqueres com as amostras eram levados à estufa a aproximadamente 105°C por 24 horas para a retirada de toda a água;
- as amostras secas eram colocadas no dessecador para que atingissem o equilíbrio térmico;
- os bêqueres com o sólido seco eram pesados (M_{b+s}), determinando-se através das Equações (3.9), (3.10) e (3.11), a massa de sólidos para cada amostra e consequentemente a concentração mássica da mesma.

$$M_{su} = M_{b+su} - M_b \quad (3.9)$$

$$M_s = M_{b+s} - M_b \quad (3.10)$$

$$c_w = \frac{M_s}{M_{su}} \quad (3.11)$$

3.1.8 – Determinação da Distribuição Granulométrica do Material

As análises granulométricas foram conduzidas no MasterSizer 2000, para medidas de tamanho de partículas de 0,02 a 2000 μm . Neste equipamento o método de Fraunhofer foi utilizado para inferir o diâmetro das partículas (metodologia que dispensa o conhecimento do índice de refração da levedura). Primeiramente, calibrou-se o sistema óptico, através da medida do “branco” (água destilada) que serviu como referencial para todas as demais medidas. A seguir, transferiu-se a amostra e aplicou-se, por aproximadamente 1 min, um banho ultrassônico para romper os possíveis aglomerados de partículas que existiam na amostra. Nos ensaios utilizou-se a velocidade de rotação de 2800 rpm, para garantir uma boa homogeneização da amostra, com mínima interferência nas características das leveduras, visto que uma maior velocidade poderia promover uma fragmentação dessas leveduras. Em todos os testes conduzidos no MasterSizer® 2000 esses cuidados foram tomados, a fim de minimizar os erros experimentais, garantindo assim uma maior confiabilidade nos dados obtidos.

Após os procedimentos descritos anteriormente, iniciaram-se as análises mediante ao uso do *software* de aquisição e tratamento de dados experimentais do Mastersizer® 2000. As informações obtidas deste *software* foram enviadas a uma planilha eletrônica na forma de diâmetros de partículas e suas correspondentes frações volumétricas acumulativas. Por fim, os

parâmetros do modelo RRB foram estimados através da técnica de regressão não linear por meio do *software* Statistica 7.1.

3.1.9 – Determinação da Viabilidade Celular

Para a análise da viabilidade das células após o processo de separação em hidrociclos, utilizou-se a técnica de microscopia. Este método baseia-se na coloração das células de leveduras. Para isso, utilizou-se o seguinte procedimento experimental, (ANDRIETTA; ANDRIETTA, 2000):

- preparou-se uma solução corante de azul de metileno (Fermentec) com 0,025 g de azul de metileno, 2 g de citrato de sódio para 100 mL de água destilada;
- dissolveu-se o azul de metileno em 10 mL de água destilada em balão volumétrico de 100 mL. Depois de dissolvido, colocou-se o citrato de sódio e completou-se o volume para 100 mL com água destilada;
- após o preparo do material de trabalho, realizou-se a higienização do local de trabalho e do material para evitar possíveis contaminações;
- realizou-se a diluição prévia da amostra na proporção de 2 mL de água destilada para 1 mL da amostra, agitando a amostra para sua homogeneização;
- pipetou-se 1 mL da amostra e acondicionou-a em um tubo de ensaio;
- pipetou-se 1 mL do corante e acrescentou-o ao tubo de ensaio contendo a amostra, homogeneizando bem a mistura;
- transferiu-se uma alíquota desta mistura para a câmara de Neubauer, retirando o excesso com o auxilio de um papel toalha;
- colocou-se a lamínula sobre a câmara de Neubauer da marca Boeco, com profundidade de 1/10 mm e procedeu-se à observação das células com a ajuda do microscópio Nikon E200, na objetiva de 40x.
- para a contagem de células na amostra, contou-se o número total de células na diagonal principal e na diagonal secundária da câmara de Neubauer. Se o número de células totais contadas nas diagonais fosse superior a 500, realizava-se a contagem de células viáveis nos quadros das pontas da câmara (que contém 16 quadrículos) e o quadro do centro, totalizando a contagem em 80 quadrículos. Na Figura 3.9 observa-se um esquema simplificado da câmara de Neubauer.
- eram consideradas todas as células que estavam no interior dos quadrículos e as que estavam até 2/3 para dentro;

- eram consideradas vivas as células transparentes, pois estas eram capazes de reduzirem o corante tornando-se transparentes. Já as células mortas, como não realizavam a redução do corante, ficavam coradas na cor azul (Figura 3.10);
- para o cálculo da viabilidade utilizou-se a Equação 3.12:

$$Viabilidade(\%) = \left(\frac{n^o \text{ de células vivas}}{n^o \text{ de células vivas} + n^o \text{ de células mortas}} \right) \times 100 \quad (3.12)$$

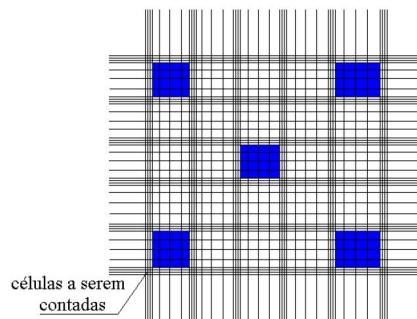


Figura 3.9 – Esquema simplificado da câmara de Neubauer

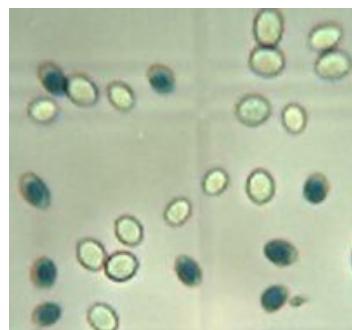


Figura 3.10 – Células vivas (transparentes) e células mortas (coradas)

É importante ressaltar que somente foram contadas células isoladas ou pequenos aglomerados (3-6 células). Daí a importância das tensões cisalhantes geradas no interior do hidrocicloone que ajudam a evitar a superestimação de viabilidade, já que desfazem os aglomerados de células que não podem ser contados (Figura 3.11).

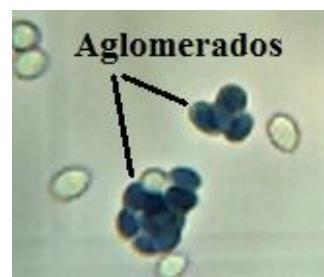


Figura 3.11 – Aglomerados de células mortas

3.1.9.1 - Sistema de Captura de Imagem do Microscópio

Foi implementado um sistema que captura imagens do microscópio óptico por meio de uma câmera digital de vídeo acoplada, que envia a imagem para um computador dotado de uma placa de aquisição de imagens. Neste, a imagem é digitalizada, permitindo a gravação em disco ou ser utilizada para realizar a contagem (uma imagem de tamanho bem maior do que a imagem observada da ocular do microscópio). Uma ilustração do sistema implementado pode ser vista na Figura 3.12.



Figura 3.12 – Sistema implementado

3.1.10 – Cálculo de Variáveis Associadas ao Estudo de Hidrociclones

Nesta seção, são apresentados os procedimentos para a manipulação dos dados experimentais (vazão mássica e concentração mássica) e obtenção das principais variáveis associadas ao estudo de desempenho de hidrociclones. As variáveis calculadas foram a concentração volumétrica, a vazão volumétrica, a razão de líquido, a eficiência total e a eficiência total reduzida.

As concentrações volumétricas foram determinadas utilizando as Equações 3.13 e 3.14, as quais necessitam do conhecimento prévio das concentrações mássicas das correntes de alimentação e *underflow*, c_w e c_{wu} , respectivamente; e das densidades da água e do material particulado, ρ_{H2O} e ρ_s .

$$c_v = \frac{I}{\left[\frac{\rho_s}{\rho_{H2O}} \left(\frac{I}{c_w} - 1 \right) + 1 \right]} \quad (3.13)$$

$$c_{vu} = \frac{I}{\left[\frac{\rho_s}{\rho_{H2O}} \left(\frac{I}{c_{wu}} - 1 \right) + 1 \right]} \quad (3.14)$$

As vazões volumétricas das correntes de *underflow* e alimentação foram calculadas através das vazões mássicas (medidas) e das densidades das respectivas correntes, conforme as seguintes expressões:

$$Q_u = \frac{W_u}{\rho_u} \quad (3.15)$$

$$Q = \frac{W}{\rho} \quad (3.16)$$

nas quais ρ_u e ρ são respectivamente as densidades das suspensões do *underflow* e da alimentação, obtidas a partir das concentrações mássicas e das densidades do fluido e do sólido:

$$\rho_u = \frac{\rho_{H2O}}{1 - c_{wu} \left(1 - \frac{\rho_{H2O}}{\rho_s} \right)} \quad (3.17)$$

$$\rho = \frac{\rho_{H2O}}{1 - c_w \left(1 - \frac{\rho_{H2O}}{\rho_s} \right)} \quad (3.18)$$

É importante lembrar que o hidrociclone age como um divisor de fluxo, e assim haverá um arraste de partículas para o *underflow*, independentemente de forças centrífugas, contribuindo para o processo de separação. Esse fenômeno é conhecido como “Efeito T”, no qual a fração de sólidos removida no concentrado é igual à razão de líquido. A razão de líquido é a relação entre as vazões de líquido no *underflow* e na alimentação, conforme a Equação (3.19):

$$R_L = \frac{Q_u}{Q} \frac{(1 - c_{vu})}{(1 - c_v)} = \frac{W_u (1 - c_{wu})}{W (1 - c_w)} \quad (3.19)$$

A Eficiência Total (η), que leva em conta todos os sólidos coletados no *underflow*, foi calculada pela Equação (3.20), a qual representa a relação entre a vazão mássica de sólidos no *underflow* e a vazão mássica de sólidos na alimentação.

$$\eta = \frac{c_{wu}}{c_w} \frac{W_u}{W} \quad (3.20)$$

Já a Eficiência Total Reduzida (η'), que considera apenas os sólidos coletados no *underflow* pelo efeito exclusivo do campo centrífugo (descontando-se o “Efeito T”), é mostrada na Equação 3.21:

$$\eta' = \frac{\eta - R_L}{1 - R_L} \quad (3.21)$$

3.2 – Metodologia Numérica

3.2.1 - Geração da Geometria e Malha do Hidrociclone

A construção da geometria e aplicação da malha à mesma é um fator muito importante e que pode interferir desde a velocidade da simulação até fatores como a convergência ou não do problema. A fim de evitar problemas posteriores, a malha foi construída quase em sua totalidade de forma estruturada, utilizando-se células hexaédricas. A construção da geometria e da malha foi feita através do *software GAMBIT®* que acompanha o *software FLUENT®* e que possui todas as ferramentas necessárias à modelagem do hidrociclone. As Figuras 3.13, 3.14 e 3.15 mostram a geometria confeccionada e o estilo da malha aplicada. Selecionou-se para este estudo o hidrociclone 3 (de diâmetros da alimentação e *overflow* de 2 mm e ângulo de tronco de cone de 10°).

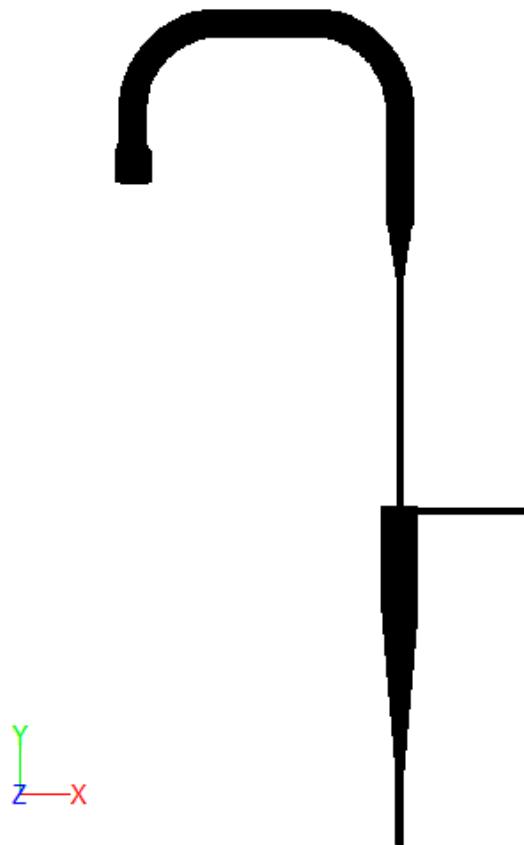
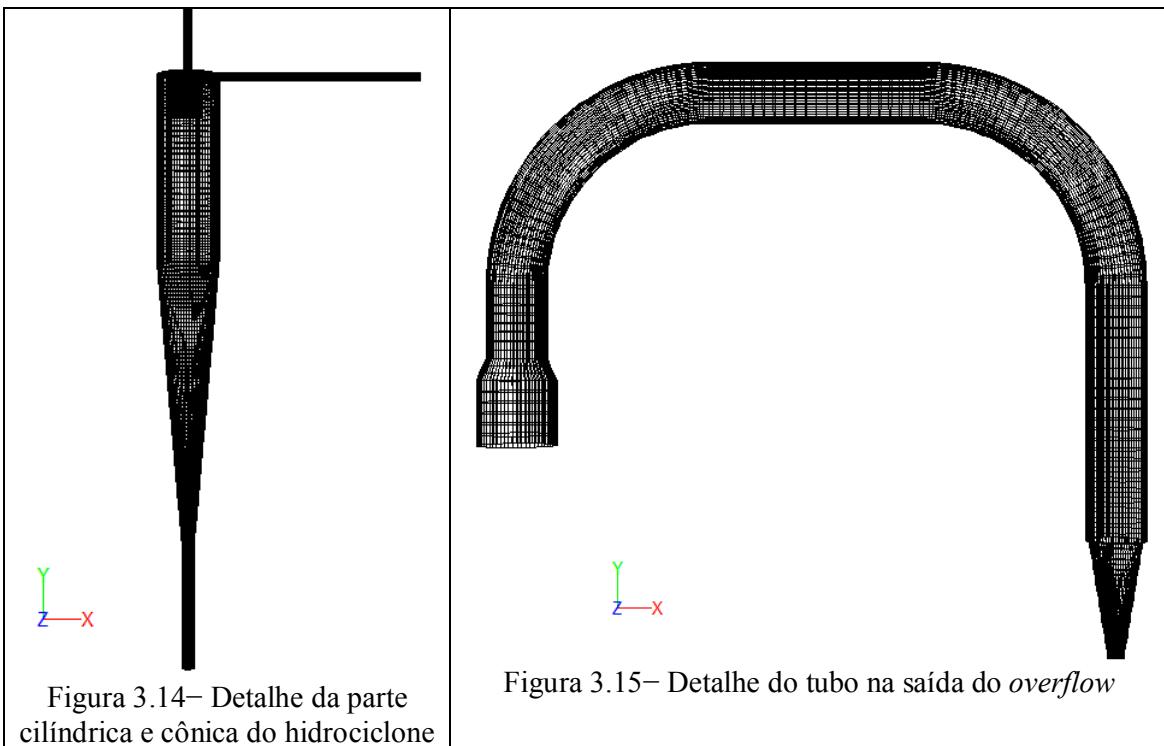


Figura 3.13 – Geometria confeccionada



A Figura 3.16 mostra a única parte do hidrociclone onde não foi aplicada uma malha hexaédrica.

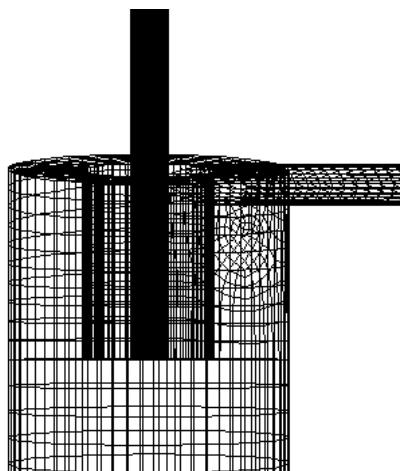


Figura 3.16 – Detalhe da parte da malha não estruturada

Outro fator importante é o grau de refinamento da malha a ser utilizada, a fim de minimizar o tempo de processamento do problema. Pelo fato de o escoamento dentro do hidrociclone ser bastante complexo, é de se esperar que a malha tenha um grau de refinamento alto, exigindo assim um longo tempo de simulação do problema. Dessa forma, definir qual malha retorna melhores resultados, ao mesmo tempo em que se tem um reduzido

número de células, pode economizar muitas horas de simulação. Para isso, se realizou o teste de dependência da malha, que consistiu nas seguintes etapas:

- Construção de malhas com diferentes números de células (204.816, 447.761 e 1.006.885).
- Simulação das malhas sob as mesmas condições de contorno e de operação.
- Coleta de dados das simulações.
- Comparação dos dados, a fim de encontrar a malha na qual seus resultados independam do seu grau de refinamento.

3.2.2 – Simulação Numérica do Hidrociclone

As simulações foram feitas no *software* FLUENT®, que acompanha o pacote ANSYS® 12.0. As simulações foram realizadas em regime transitório (característico de escoamentos turbulentos) e supuseram que o hidrociclone estava operando somente com água, utilizando como condições de contorno a velocidade de entrada e pressões manométricas nulas no *overflow* e *underflow* (haja vista que os mesmos estão abertos para a atmosfera).

Em relação aos modelos de turbulência foram selecionados neste estudo, devido à complexidade de escoamento no interior dos hidrociclos, o modelo RSM (*Reynolds Stress Model*) e a metodologia LES. Quanto aos esquemas de interpolação da pressão, foi aplicado o esquema *PRESTO!*, enquanto para o acoplamento do binômio pressão-velocidade foi utilizado o algoritmo *SIMPLE*. No que tange às demais variáveis fluidodinâmicas, optou-se pela escolha de esquemas de interpolação do tipo *UPWIND* de segunda ordem com a exceção para a metodologia LES, que para o momento utilizou *Bounded Central-Differencing*. O critério de convergência adotado foi com residuais de no máximo 1×10^{-4} .

As simulações numéricas foram feitas em um sistema *cluster* Altix XE 1300 fabricado pela SGI composto de 10 processadores Xeon (40 cores) com memória RAM de 120 GB e 8,5 TB em disco rígido. Os casos foram simulados por cerca de 3 s (mais que o dobro tempo de residência da mistura no interior do hidrociclone), com um *time-step* de $2 \cdot 10^{-5}$ s, o que tomou um tempo computacional de aproximadamente 192 h cada. Pode-se destacar como principais variáveis simuladas a razão de líquido e a queda de pressão do hidrociclone.

3.2.3 – Simulação do *Air Core* no Hidrociclone

Buscando-se aproximar ainda mais os resultados de queda de pressão e razão de líquido simuladas para o hidrociclone, foram feitas outras simulações na tentativa de estabelecimento de *air core* neste dispositivo. Para isto, foi utilizado o modelo multifásico

VOF, utilizando a água como fase primária e o ar como fase secundária. Na alimentação foi injetada somente água.

Foram estabelecidas como condições de contorno a velocidade da água na entrada, pressões manométricas nulas no *overflow* e *underflow*, sendo que para o *underflow* foi estabelecida uma fração de volume *backflow* unitária. Para a malha descrita anteriormente, a simulação do *air core* não teve sucesso, já que o ar não entrava no hidrociclone. Assim, foi construída uma nova malha de 669.072 células hexaédricas que possuía na saída inferior, *underflow*, uma caixa, Figura 3.17.

As simulações foram conduzidas utilizando a metodologia LES, que se mostrou mais adequada para a previsão do comportamento fluidodinâmico do hidrociclone. Visando-se avaliar a influência do *air core* sobre as variáveis estudadas, foram feitas simulações do hidrociclone operando somente com água, na presença e ausência de *air core*.

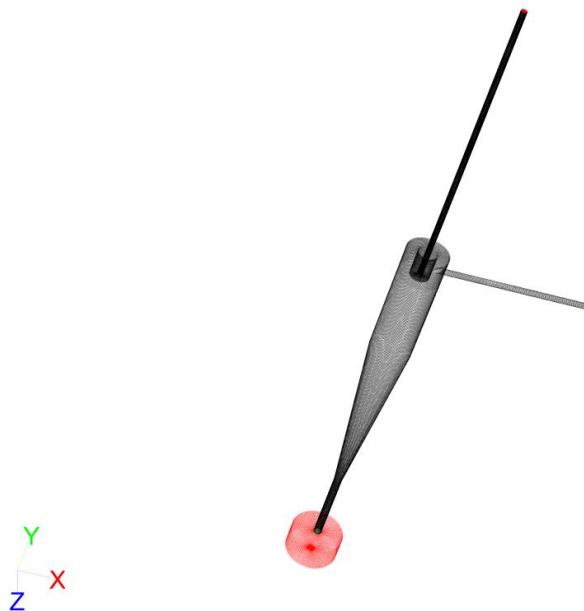


Figura 3.17– Nova geometria construída com malha de 669.072 células

CAPÍTULO 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 – Estudo da Influência de Variáveis Geométricas e Operacionais no Desempenho dos Hidrociclos

Buscando otimizar o processo de separação de leveduras da fermentação alcoólica em hidrociclos, investigou-se o efeito de diferentes variáveis geométricas e operacionais empregando, como ferramenta, o planejamento estatístico de experimentos. Modelos matemáticos foram desenvolvidos com o objetivo de prever o desempenho destes hidrociclos (capacidade, eficiência total, razão de líquido, eficiência total reduzida). As forças centrífugas desenvolvidas no interior dos diferentes hidrociclos também foram investigadas. Somando-se a isso, para as condições de maior queda de pressão foram avaliadas as quedas de viabilidade celular.

A Tabela 4.1 refere-se aos resultados dos experimentos realizados segundo a matriz do planejamento três níveis (Tabela 3.1) para a concentração de leveduras de 1 % em massa.

Tabela 4.1 – Resultados experimentais para o planejamento 3 níveis com 4 fatores

Exp	D_a	D_o	θ	ΔP	Q (m ³ /h)	η (%)	R_L (%)	η' (%)	força G
1	-1	-1	-1	-1	0,1264	90,75	84,30	41,08	1697
2	-1	-1	-1	0	0,1534	90,91	81,46	50,98	2502
3	-1	-1	-1	1	0,1785	92,02	82,03	55,59	3386
4	-1	-1	0	-1	0,1203	89,89	82,93	40,77	1539
5	-1	-1	0	0	0,1474	90,78	82,07	48,61	2309
6	-1	-1	0	1	0,1685	91,95	82,77	53,29	3016
7	-1	-1	1	-1	0,1183	84,60	81,39	17,23	1486
8	-1	-1	1	0	0,1444	86,15	81,28	26,00	2215
9	-1	-1	1	1	0,1654	88,69	82,59	35,02	2908
10	-1	0	-1	-1	0,1342	67,33	59,01	20,30	1915
11	-1	0	-1	0	0,1653	67,51	57,60	23,36	2905
12	-1	0	-1	1	0,1885	67,61	57,27	24,21	3774
13	-1	0	0	-1	0,1273	67,07	56,90	23,58	1721
14	-1	0	0	0	0,1574	67,30	55,82	25,99	2632
15	-1	0	0	1	0,1805	67,46	55,74	26,47	3462
16	-1	0	1	-1	0,1243	67,28	57,94	22,20	1642
17	-1	0	1	0	0,1524	67,89	57,89	23,76	2469
18	-1	0	1	1	0,1745	68,92	57,78	26,39	3237
19	-1	1	-1	-1	0,1384	43,99	39,88	6,83	2036
20	-1	1	-1	0	0,1705	44,11	37,52	10,55	3090
21	-1	1	-1	1	0,1977	44,29	36,07	12,85	4153
22	-1	1	0	-1	0,1372	40,55	37,00	5,64	2000
23	-1	1	0	0	0,1693	40,73	34,60	9,37	3046

continua

continuação

Exp	D_a	D_o	θ	ΔP	Q (m ³ /h)	η (%)	R_L (%)	η' (%)	força G
24	-1	1	0	1	0,1934	41,66	33,68	12,02	3975
25	-1	1	1	-1	0,1355	39,66	36,24	5,38	1950
26	-1	1	1	0	0,1636	40,73	35,53	8,08	2845
27	-1	1	1	1	0,1887	40,78	34,77	9,21	3784
28	0	-1	-1	-1	0,2073	82,31	78,63	17,22	902
29	0	-1	-1	0	0,2503	84,13	79,04	24,28	1316
30	0	-1	-1	1	0,2855	85,62	79,42	30,15	1711
31	0	-1	0	-1	0,1933	82,30	79,00	15,69	785
32	0	-1	0	0	0,2325	83,13	78,63	21,07	1134
33	0	-1	0	1	0,2635	83,46	79,00	21,22	1457
34	0	-1	1	-1	0,1864	80,79	78,58	10,29	729
35	0	-1	1	0	0,2235	82,21	79,45	13,39	1049
36	0	-1	1	1	0,2546	82,53	78,61	18,33	1361
37	0	0	-1	-1	0,2295	61,23	55,47	12,93	1106
38	0	0	-1	0	0,2757	65,83	55,95	22,43	1595
39	0	0	-1	1	0,3148	69,57	55,72	31,27	2080
40	0	0	0	-1	0,2165	65,64	56,29	21,39	984
41	0	0	0	0	0,2587	66,84	56,22	24,27	1405
42	0	0	0	1	0,2949	68,40	56,09	28,03	1826
43	0	0	1	-1	0,2103	64,90	56,32	19,63	929
44	0	0	1	0	0,2515	65,33	56,45	20,38	1327
45	0	0	1	1	0,2846	66,72	56,20	24,01	1700
46	0	1	-1	-1	0,2634	42,80	36,05	10,55	1457
47	0	1	-1	0	0,3165	42,85	35,48	11,41	2103
48	0	1	-1	1	0,3617	43,50	35,07	12,98	2746
49	0	1	0	-1	0,2455	38,71	33,12	8,36	1265
50	0	1	0	0	0,2947	38,86	32,50	9,42	1822
51	0	1	0	1	0,3367	39,96	31,74	12,05	2380
52	0	1	1	-1	0,2346	37,65	33,64	6,05	1155
53	0	1	1	0	0,2857	39,31	32,83	9,66	1714
54	0	1	1	1	0,3248	40,51	32,42	11,97	2215
55	1	-1	-1	-1	0,2403	82,10	81,22	4,67	384
56	1	-1	-1	0	0,2854	83,99	81,17	14,95	541
57	1	-1	-1	1	0,3245	85,09	80,98	21,60	699
58	1	-1	0	-1	0,2174	81,73	79,41	11,30	314
59	1	-1	0	0	0,2624	82,35	79,04	15,80	457
60	1	-1	0	1	0,2975	82,63	79,05	17,08	588
61	1	-1	1	-1	0,2094	80,69	79,09	7,67	291
62	1	-1	1	0	0,2545	81,25	79,03	10,58	430
63	1	-1	1	1	0,2906	82,32	79,31	14,54	561
64	1	0	-1	-1	0,2747	64,63	56,12	19,39	501
65	1	0	-1	0	0,3289	64,89	55,53	21,04	718
66	1	0	-1	1	0,3751	65,39	55,74	21,79	935
67	1	0	0	-1	0,2486	62,87	55,60	16,37	411
68	1	0	0	0	0,3018	63,72	55,03	19,31	605

continua

continuação

Exp	D_a	D_o	θ	ΔP	Q (m^3/h)	η (%)	R_L (%)	η' (%)	força G
69	1	0	0	1	0,3449	65,29	54,63	23,48	790
70	1	0	1	-1	0,2466	59,14	55,08	9,04	404
71	1	0	1	0	0,2947	61,69	55,38	14,14	577
72	1	0	1	1	0,3388	63,28	55,52	17,45	762
73	1	1	-1	-1	0,3307	42,03	34,82	11,05	726
74	1	1	-1	0	0,3988	42,78	34,58	12,54	1056
75	1	1	-1	1	0,4579	43,92	33,92	15,13	1393
76	1	1	0	-1	0,3057	38,13	32,81	7,91	621
77	1	1	0	0	0,3688	39,97	32,24	11,41	904
78	1	1	0	1	0,4230	40,22	31,90	12,21	1188
79	1	1	1	-1	0,3027	37,65	32,86	7,14	609
80	1	1	1	0	0,3579	36,54	31,98	6,71	850
81	1	1	1	1	0,4120	39,13	31,88	10,64	1127
82	0	0	0	0	0,2587	66,61	56,12	23,90	1405
83	0	0	0	0	0,2587	66,40	56,22	23,26	1405
84	0	0	0	0	0,2587	66,33	56,34	22,90	1405

4.1.1 – Capacidade

As capacidades obtidas experimentalmente para os diferentes hidrociclones operados a três diferentes quedas de pressão, segundo o planejamento experimental da Tabela 3.1, podem ser visualizadas na Figura 4.1.

De acordo com a Figura 4.1, verifica-se que os dados de capacidade variaram amplamente ($0,1183$ a $0,4579$ m^3/h). As maiores capacidades foram obtidas para os hidrociclones 25, 26 e 27 (hidrociclones que possuem diâmetro do *overflow* e diâmetro da alimentação de 4 mm) e as menores para os hidrociclones 1, 2 e 3 (hidrociclones que possuem diâmetro do *overflow* e diâmetro da alimentação de 2 mm).

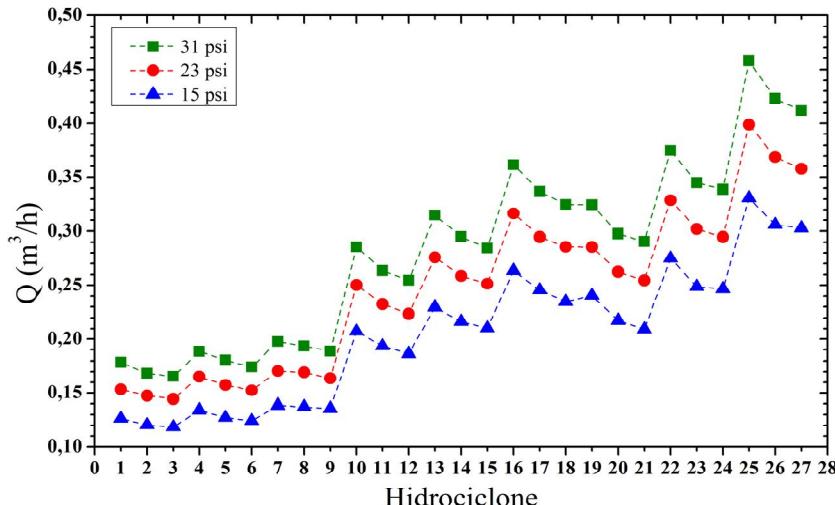


Figura 4.1 – Capacidade dos hidrociclones nas quedas de pressão de 15, 23 e 31 psi

Para o estudo da influência das variáveis geométricas e operacionais sobre a capacidade, foi aplicada uma análise de regressão múltipla utilizando os dados da Tabela 4.1. A Tabela 4.2 apresenta os resultados obtidos para a regressão múltipla dos valores de capacidade, contendo apenas as variáveis e interações que influenciaram significativamente essa resposta, considerando o intervalo de confiança de 95%.

Tabela 4.2 – Resultados da regressão para a capacidade

Variável Codificada	Parâmetro	Nível de significância
Constante	0,245	0,00E-01
D_a	0,079	0,00E-01
D_o	0,032	0,00E-01
θ	-0,012	2,56E-29
ΔP	0,039	0,00E-01
D_a^2	0,014	0,00E-01
D_o^2	-0,003	3,37E-07
θ^2	-0,003	4,57E-06
ΔP^2	0,002	1,30E-03
$D_a D_o$	0,022	0,00E-01
$D_a \theta$	-0,006	1,37E-11
$D_a \Delta P$	0,012	1,64E-23
$D_o \Delta P$	0,005	1,47E-09
$\theta \Delta P$	-0,002	9,90E-03

Observa-se, nos resultados da Tabela 4.2, que todas as variáveis estudadas tiveram uma influência significativa sobre a resposta (possuem nível de significância inferior a 5%). Cabe ressaltar que as variáveis: diâmetro da alimentação (D_a), diâmetro do *overflow* (D_o) e queda de pressão (ΔP) na forma isolada contribuem positivamente para a capacidade, sendo a variável diâmetro da alimentação (D_a) a que influi mais intensamente sobre a resposta analisada. A variável ângulo de tronco de cone (θ) foi a única variável que contribuiu negativamente para a resposta. Observa-se também que existe interação entre as variáveis estudadas.

Com o quadrado do coeficiente de correlação (R^2) igual a 0,997, os dados da Tabela 4.2 podem ser dispostos na forma da Equação 4.1, que permite estimar a capacidade (Q) em função das quatro variáveis estudadas (na forma codificada).

$$\begin{aligned}
 Q(m^3/h) = & 0,245 + 0,079 D_a + 0,032 D_o - 0,012 \theta + 0,039 \Delta P + 0,014 D_a^2 - \\
 & - 0,003 D_o^2 - 0,003 \theta^2 + 0,002 \Delta P^2 + 0,022 D_a D_o - 0,006 D_a \theta + 0,012 D_a \Delta P + \\
 & + 0,005 D_o \Delta P - 0,002 \theta \Delta P
 \end{aligned} \quad (4.1)$$

As Figuras 4.2 e 4.3 permitem analisar a distribuição de resíduos para a Equação 4.1. Observa-se que a distribuição dos resíduos foi aleatória em torno da média, sem tendências, indicando uma distribuição normal.

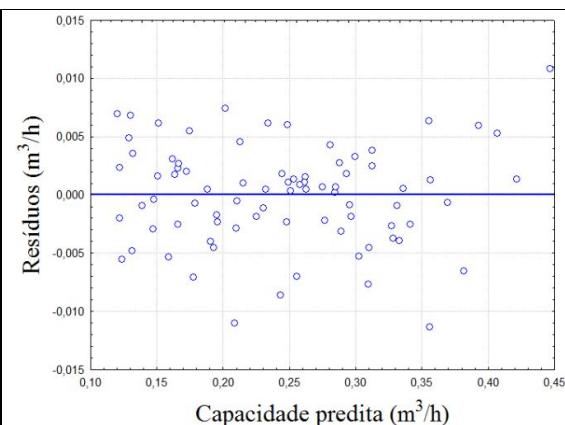


Figura 4.2 – Distribuição de resíduos para a capacidade

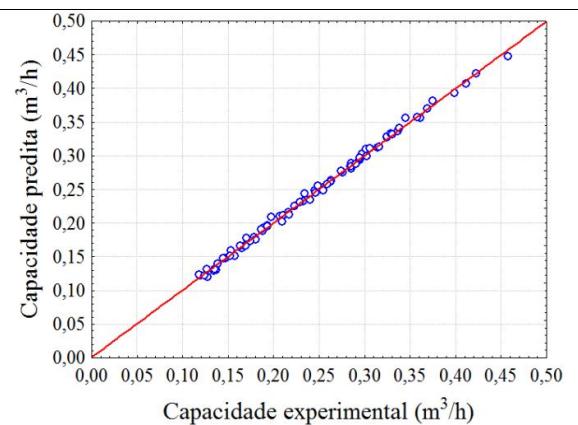
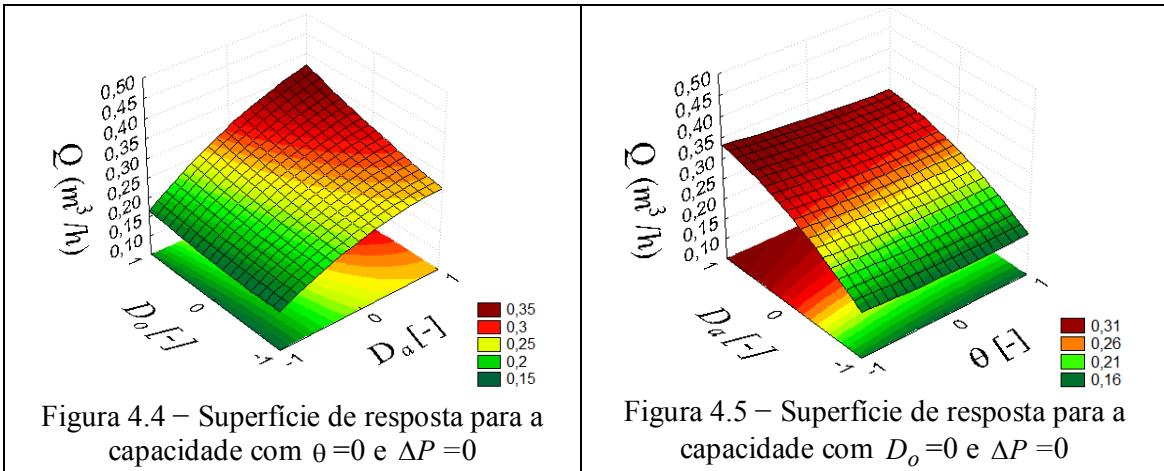


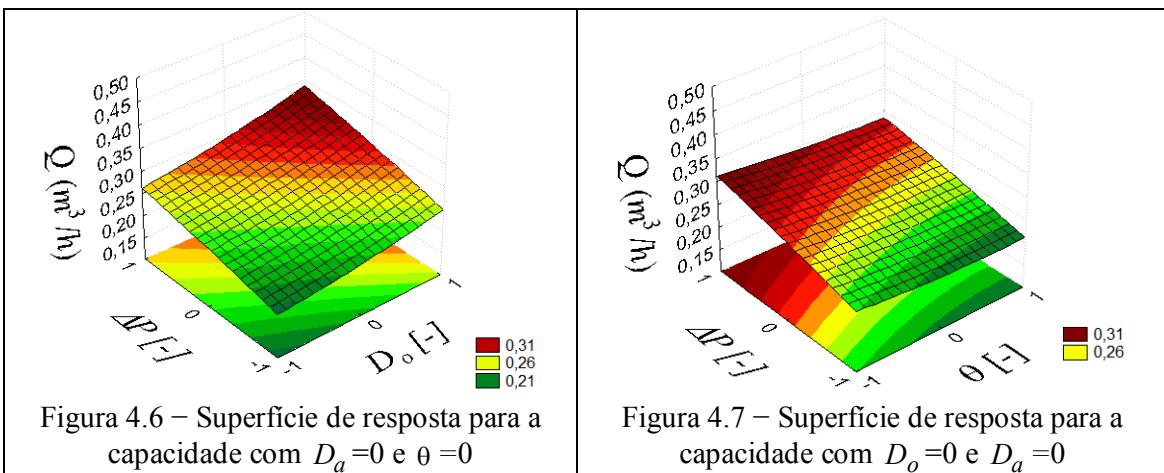
Figura 4.3 – Capacidade predita e capacidade experimental

Para melhor ilustrar os efeitos das variáveis estudadas são apresentadas, a seguir, as superfícies de respostas. A Figura 4.4 refere-se à curva de superfície de resposta obtida com base nos valores dos parâmetros da regressão para a capacidade da Tabela 4.2. A superfície de resposta da Figura 4.4 considera as variáveis θ e ΔP nos seus pontos centrais, e mostra a variação da capacidade em função do diâmetro da alimentação (D_a) e do diâmetro do *overflow* (D_o). Através dessa figura, percebe-se que a capacidade é maximizada com o aumento de D_a e com o aumento de D_o .

A Figura 4.5 refere-se à curva de superfície de resposta para a capacidade em função do ângulo de tronco de cone (θ) e do diâmetro da alimentação (D_a), para as variáveis D_o e ΔP nos seus pontos centrais. Através dessa figura, percebe-se novamente que a capacidade é maximizada com o acréscimo de D_a , já para θ ocorre o inverso, ou seja, a capacidade é aumentada com o decréscimo de θ .



A superfície de resposta apresentada na Figura 4.6 considera as variáveis D_a e θ nos seus pontos centrais, e mostra a variação da capacidade em função do diâmetro do *overflow* (D_o) e queda de pressão (ΔP). Percebe-se que a capacidade aumenta com o aumento de D_o e de ΔP . Já a superfície de resposta representada pela Figura 4.7, que mostra a variação da capacidade em função do ângulo de tronco de cone (θ) e da queda de pressão (ΔP), indica que a capacidade é maximizada utilizando menores ângulos de troncos de cone e altas quedas de pressão.



4.1.2 – Eficiência Total de Separação

As eficiências totais de separação obtidas experimentalmente para os diferentes hidrociclones operados a três diferentes quedas de pressão, segundo o planejamento experimental da Tabela 3.1, podem ser visualizadas nas Figuras 4.8, 4.9 e 4.10. Pode-se observar que os dados de eficiência total de separação variaram amplamente (36,54 a 92,02 %).

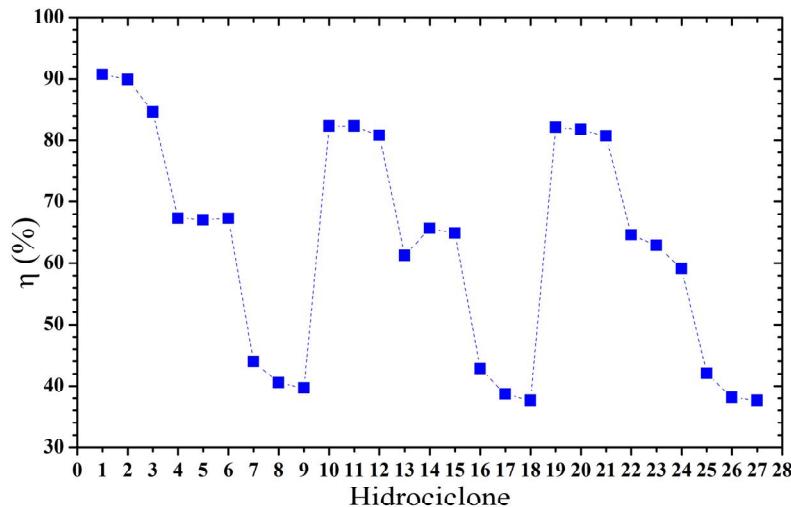


Figura 4.8 – Eficiências totais para os hidrociclones na queda de pressão de 15 psi

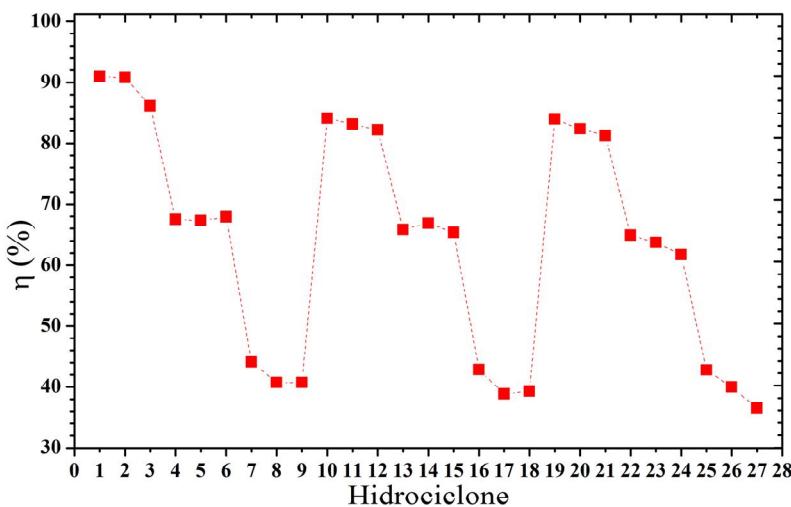


Figura 4.9 – Eficiências totais para os hidrociclones na queda de pressão de 23 psi

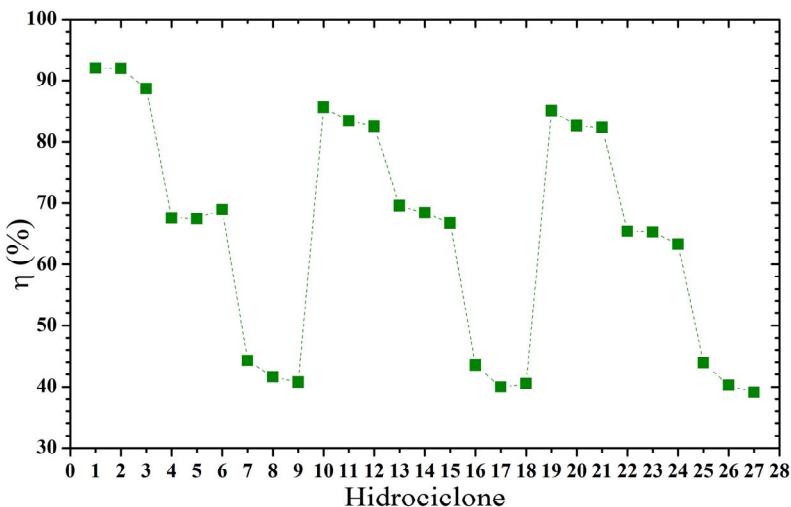


Figura 4.10 – Eficiências totais para os hidrociclones na queda de pressão de 31 psi

É possível identificar três diferentes faixas de classificação para os hidrociclones: aqueles que tiveram eficiência acima de 80%, os que tiveram eficiência entre 59 e 70%, e aqueles que tiveram eficiência abaixo de 45%. A primeira faixa ($\eta > 80\%$) contém os hidrociclones que possuem diâmetro do *overflow* de 2 mm, a segunda faixa ($59 < \eta < 70\%$) os hidrociclones que possuem diâmetro do *overflow* de 3 mm, e a última faixa ($\eta < 45\%$) aqueles que possuem o diâmetro do *overflow* de 4 mm.

Segundo Pinto *et al* (2008), com o objetivo de se maximizar a eficiência total de separação sólido-líquido, devem ser utilizados hidrociclones com baixa relação D_o / D_c e alta relação D_u / D_c . Neste trabalho não se alterou a relação D_u / D_c , porém variou-se a relação D_o / D_c , através da variação de D_o . Ao se analisar os resultados apresentados nas Figuras 4.8, 4.9 e 4.10, observa-se que de fato as configurações de menor relação D_o / D_c (geometrias que possuem diâmetro do *overflow* de 2 mm), foram as que produziram maiores eficiências, concordando com a proposta de Pinto *et al* (2008).

Para o estudo da influência das variáveis geométricas e operacionais sobre a eficiência total, foi aplicada uma análise de regressão múltipla utilizando os dados da Tabela 4.1. A Tabela 4.3 apresenta os resultados obtidos para a regressão múltipla dos valores de eficiência total, contendo apenas as variáveis e interações que influenciaram significativamente essa resposta, considerando o intervalo de confiança de 95%.

Tabela 4.3 – Resultados da regressão para a eficiência total

Variável Codificada	Parâmetro	Nível de significância
Constante	63,861	0,00E-01
D_a	-2,170	2,50E-17
D_o	-22,099	0,00E-01
θ	-1,386	8,55E-10
ΔP	1,009	2,40E-06
D_a^2	-0,432	1,10E-02
D_o^2	1,475	2,18E-13
$D_a D_o$	1,318	6,21E-07

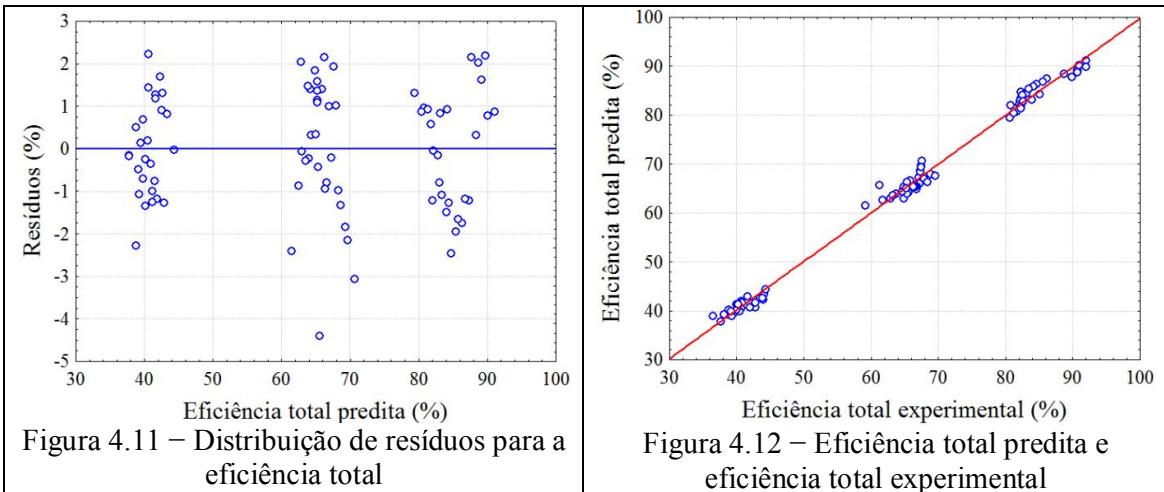
Observa-se, a partir dos resultados da Tabela 4.3, que todas as variáveis estudadas tiveram uma influência significativa sobre a resposta (possuem nível de significância inferior a 5%). Cabe ressaltar, que as variáveis: diâmetro da alimentação (D_a), diâmetro do *overflow* (D_o) e ângulo de tronco de cone (θ) na forma isolada contribuem negativamente para a eficiência, sendo a variável diâmetro do *overflow* (D_o) a que influi mais intensamente sobre a

resposta analisada. A variável queda de pressão (ΔP) foi a única variável que contribuiu positivamente para a resposta. Observa-se também que existe interação entre as variáveis estudadas.

Com o quadrado do coeficiente de correlação (R^2) igual a 0,994 os dados da Tabela 4.3 podem ser dispostos na forma da Equação 4.2, que permite estimar a eficiência total em função das quatro variáveis estudadas (na forma codificada).

$$\eta(\%) = 63,861 - 2,170 D_a - 22,099 D_o - 1,386 \theta + 1,009 \Delta P - 0,432 D_a^2 + \\ + 1,475 D_o^2 + 1,318 D_a D_o \quad (4.2)$$

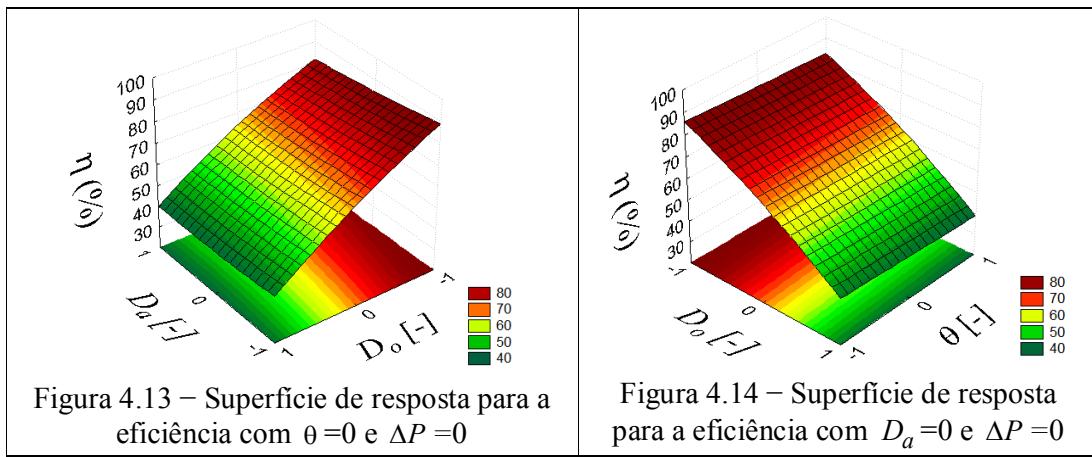
Constata-se nas Figuras 4.11 e 4.12 que a distribuição de resíduos para a Equação 4.2 comportou-se aleatoriamente em torno da média, sem tendências quanto à distribuição, apresentando três faixas de eficiência, como comentado anteriormente.



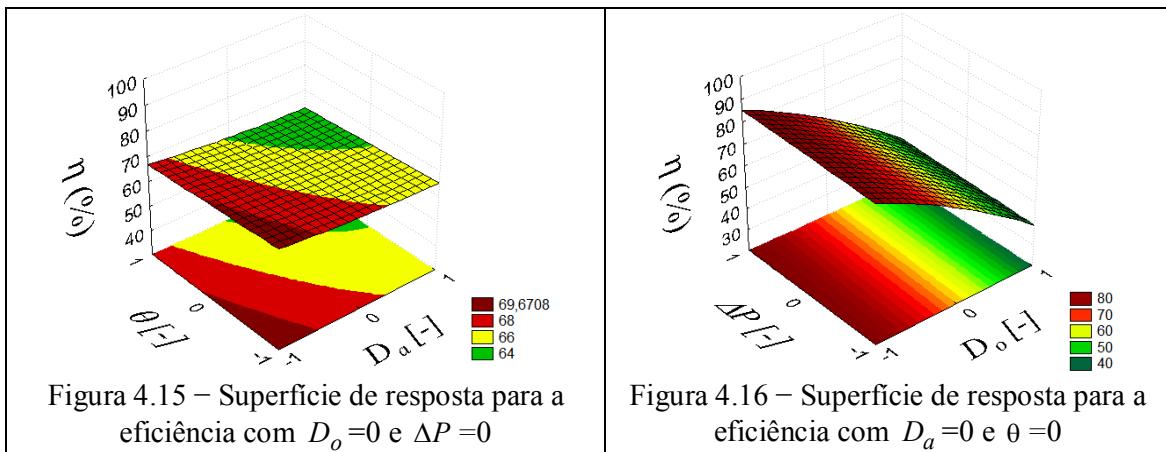
A Figura 4.13 refere-se à curva de superfície de resposta obtida com base nos valores dos parâmetros da regressão para a eficiência total da Tabela 4.3. A superfície de resposta da Figura 4.13 considera as variáveis θ e ΔP nos seus pontos centrais, e mostra a variação da eficiência total em função do diâmetro da alimentação (D_a) e do diâmetro do *overflow* (D_o). Através dessa figura, percebe-se que a eficiência cresce expressivamente com a diminuição de D_o e sutilmente com o decréscimo de D_a , tendo um valor máximo próximo de 90 %.

A Figura 4.14 refere-se à curva de superfície de resposta para a eficiência total em função do ângulo de tronco de cone (θ) e do diâmetro do *overflow* (D_o), para as variáveis D_a e ΔP nos seus pontos centrais. Através dessa figura, percebe-se novamente que a

eficiência é maximizada com o decréscimo de D_o , e que o efeito de θ é no mesmo sentido, porém muito menos pronunciado.



A superfície de resposta apresentada na Figura 4.15 considera as variáveis D_o e ΔP nos seus pontos centrais, e mostra a variação da eficiência total em função do diâmetro da alimentação (D_a) e do ângulo de tronco de cone (θ). Percebe-se novamente que a eficiência aumenta com a diminuição de D_a e de θ . Já a superfície de resposta representada pela Figura 4.16, que mostra a variação da eficiência total em função do diâmetro do *overflow* (D_o) e da queda de pressão (ΔP), indica que a eficiência é maximizada utilizando menores dutos de *overflow* juntamente com altas quedas de pressão.



4.1.3 – Razão de Líquido

As razões de líquido obtidas experimentalmente para os diferentes hidrociclonas operados a três diferentes quedas de pressão, segundo o planejamento experimental da Tabela 3.1, podem ser visualizadas nas Figuras 4.17, 4.18 e 4.19.

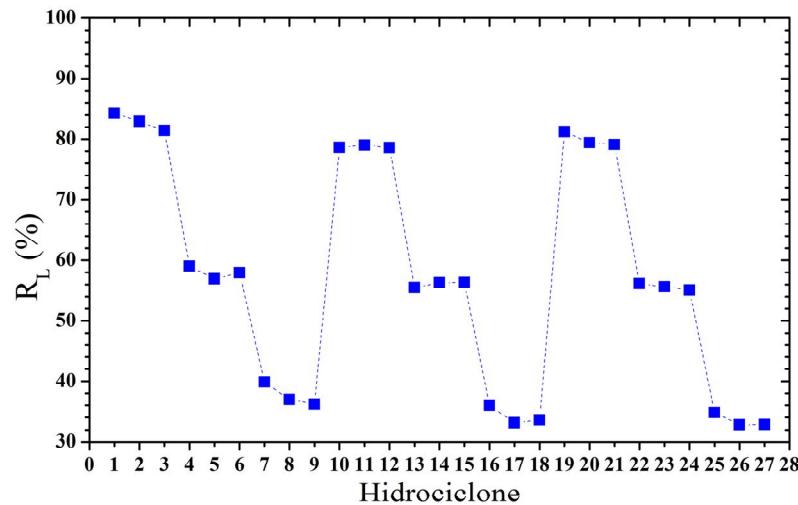


Figura 4.17 – Razões de líquido para os hidrociclos na queda de pressão de 15 psi

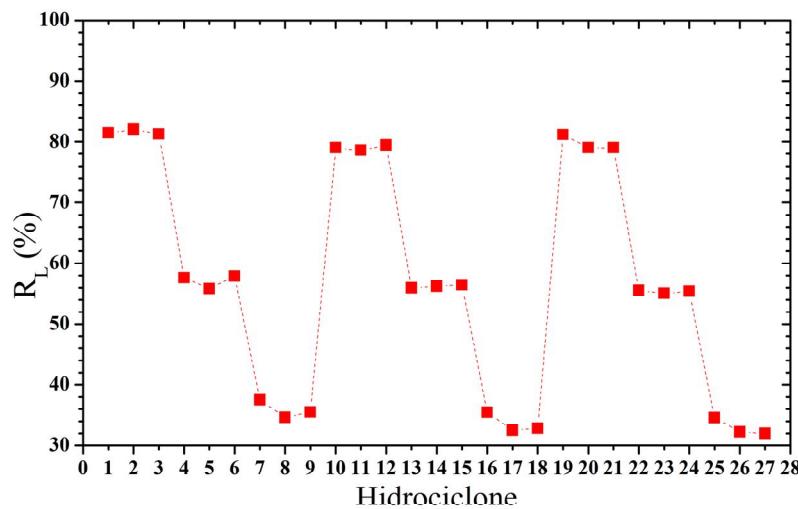


Figura 4.18 – Razões de líquido para os hidrociclos na queda de pressão de 23 psi

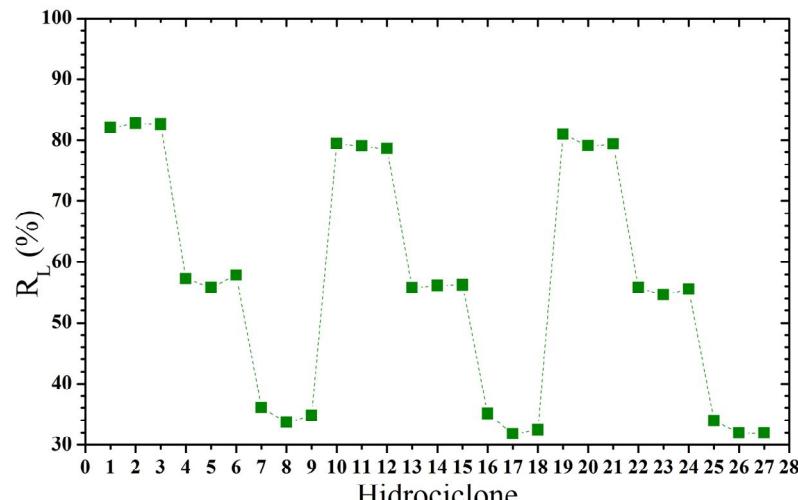


Figura 4.19 – Razões de líquido para os hidrociclos na queda de pressão de 31 psi

Pode-se observar que os dados de razão de líquido variaram amplamente (31,74 a 84,30 %). Destacam-se três diferentes faixas de razão de líquido para os hidrociclos: razões de líquido acima de 78%, entre 54 e 60%, e razões de líquido abaixo de 40%. A primeira faixa ($R_L > 78\%$) contém os hidrociclos que possuem diâmetro do *overflow* de 2 mm, a segunda faixa ($54 < R_L < 60\%$) os hidrociclos que possuem diâmetro do *overflow* de 3 mm, e a última faixa ($R_L < 40\%$) aqueles que possuem o diâmetro do *overflow* de 4 mm.

Para o estudo da influência das variáveis geométricas e operacionais sobre a razão de líquido foi aplicada uma análise de regressão múltipla utilizando os dados da Tabela 4.1. A Tabela 4.4 apresenta os resultados obtidos para a regressão múltipla dos valores de razão de líquido, contendo apenas as variáveis e interações que influenciaram significativamente essa resposta, considerando o intervalo de confiança de 95%.

Tabela 4.4 – Resultados da regressão para a razão de líquido

Variável Codificada	Parâmetro	Nível de significância
Constante	56,998	0,00E-01
D_a	-1,262	1,73E-16
D_o	-23,044	0,00E-01
θ	-0,556	1,33E-05
ΔP	-0,367	2,91E-03
D_a^2	-0,503	3,37E-06
D_o^2	-0,465	1,44E-05
θ^2	-0,339	1,12E-03
$D_o\theta$	-0,342	2,16E-02
$D_o\Delta P$	-0,394	8,57E-03

Observa-se, nos resultados da Tabela 4.4, que todas as variáveis estudadas tiveram uma influência significativa sobre a resposta. Nota-se que todas as variáveis estudadas: diâmetro da alimentação (D_a), diâmetro do *overflow* (D_o), ângulo de tronco de cone (θ) e queda de pressão (ΔP), na forma isolada contribuem negativamente para a razão de líquido. Notadamente, a variável diâmetro do *overflow* (D_o) é a que mais contribui para a resposta.

Com o quadrado do coeficiente de correlação (R^2) igual a 0,998, os dados da Tabela 4.4 podem ser dispostos na forma da Equação 4.3, que permite estimar a razão de líquido em função das quatro variáveis estudadas (na forma codificada).

$$R_L (\%) = 56,998 - 1,262 D_a - 23,044 D_o - 0,556 \theta - 0,367 \Delta P - \\ - 0,503 D_a^2 - 0,465 D_o^2 - 0,339 \theta^2 - 0,342 D_o\theta - 0,394 D_o\Delta P \quad (4.3)$$

As Figuras 4.20 e 4.21 permitem analisar a distribuição de resíduos para a Equação 4.3, e mostram que a distribuição foi aleatória em torno da média, sem tendências, indicando uma distribuição normal, apresentando, entretanto, as três faixas comentadas anteriormente.

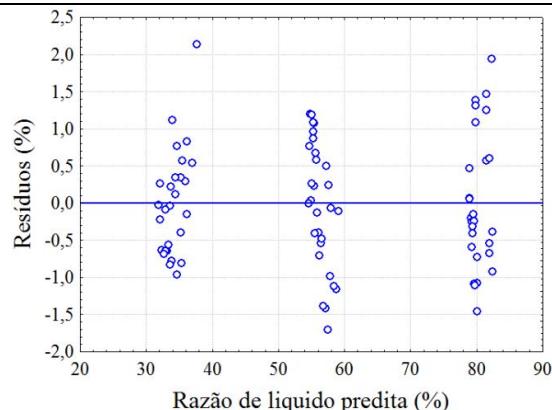


Figura 4.20 – Distribuição de resíduos para a razão de líquido

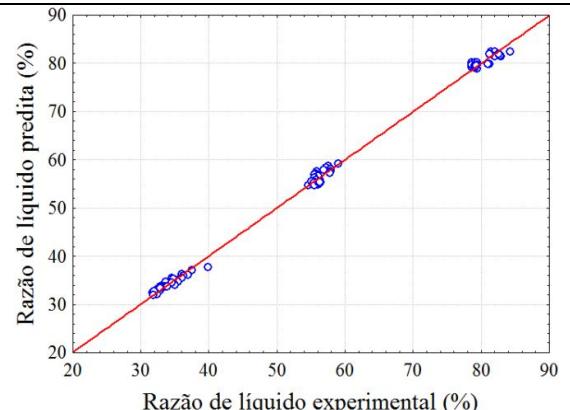


Figura 4.21 – Razão de líquido predita e razão de líquido experimental

A superfície de resposta representada na Figura 4.22 considera as variáveis θ e ΔP nos seus pontos centrais, e mostra a variação da razão de líquido em função do diâmetro da alimentação (D_a) e do diâmetro do *overflow* (D_o). Através dessa figura, percebe-se que a razão de líquido cresce expressivamente com a diminuição de D_o e sutilmente com o decréscimo de D_a , tendo um valor máximo próximo de 80 %.

A Figura 4.23 refere-se à curva de superfície de resposta para a razão de líquido em função do ângulo de tronco de cone (θ) e do diâmetro do *overflow* (D_o), para as variáveis D_a e ΔP nos seus pontos centrais. Através dessa figura, percebe-se novamente que a razão de líquido é maximizada com o decréscimo de D_o , e que o efeito de θ é no mesmo sentido, porém muito menos pronunciado.

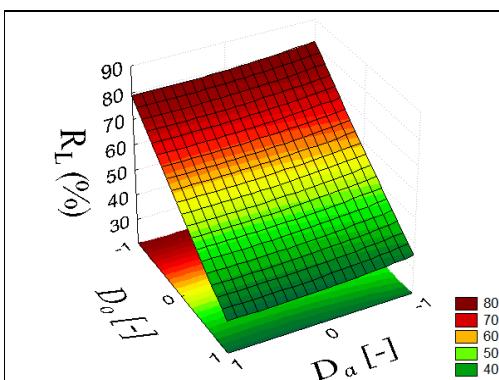


Figura 4.22 – Superfície de resposta para a razão de líquido com $\theta=0$ e $\Delta P=0$

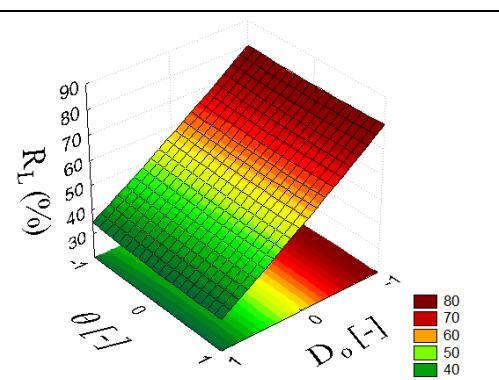
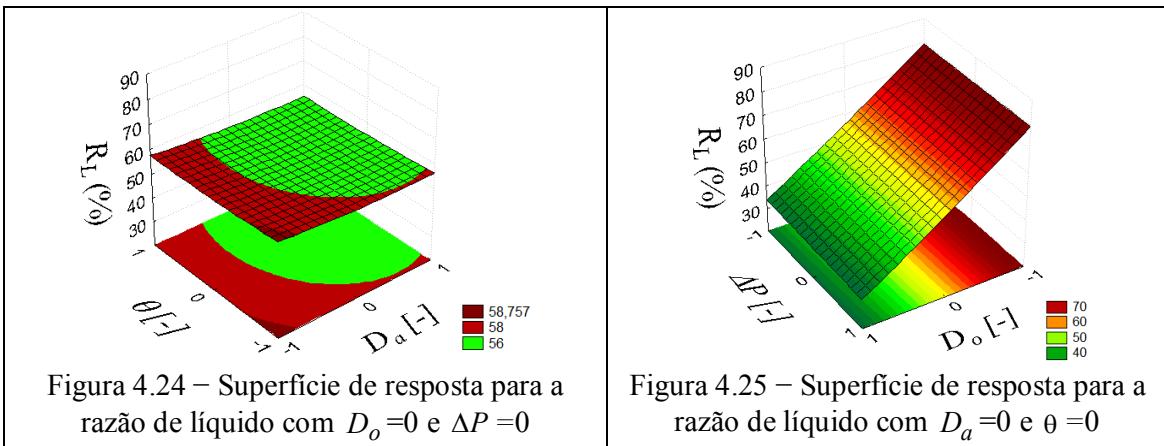


Figura 4.23 – Superfície de resposta para a razão de líquido com $D_a=0$ e $\Delta P=0$

A superfície de resposta apresentada na Figura 4.24 considera as variáveis D_o e ΔP nos seus pontos centrais, mostrando a variação da razão de líquido em função do diâmetro da alimentação (D_a) e do ângulo de tronco de cone (θ). Percebe-se novamente que a razão de líquido aumenta com as diminuições de D_a e de θ . A superfície de resposta representada pela Figura 4.25, que mostra a variação da razão de líquido em função do diâmetro do *overflow* (D_o) e da queda de pressão (ΔP), indica que a razão de líquido é maximizada utilizando menores dutos de *overflow* juntamente com baixas quedas de pressão.



4.1.4 – Eficiência Total Reduzida

As eficiências totais reduzidas obtidas experimentalmente para os diferentes hidrociclos operados a três diferentes quedas de pressão, segundo o planejamento experimental da Tabela 3.1, podem ser visualizadas na Figura 4.26. Pode-se observar que os dados de eficiência reduzida variaram amplamente (4,67 a 55,59 %).

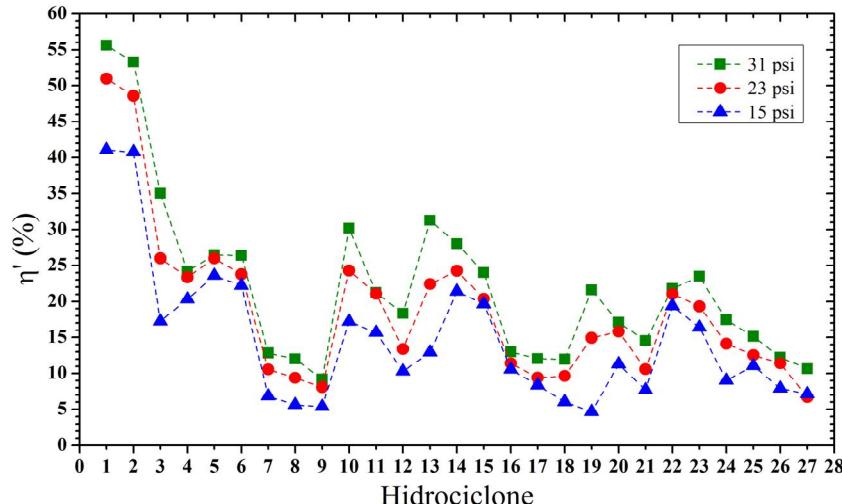


Figura 4.26 – Eficiências totais reduzidas para os hidrociclos nas quedas de pressão de 15, 23 e 31 psi

De acordo com a Figura 4.26, as maiores eficiências totais reduzidas foram obtidas para os hidrociclones 1 e 2 (hidrociclones que possuem diâmetro do *overflow* e diâmetro da alimentação de 2 mm).

Para o estudo da influência das variáveis geométricas e operacionais sobre a eficiência total reduzida foi aplicada uma análise de regressão múltipla utilizando os dados da Tabela 4.1. A Tabela 4.5 apresenta os resultados obtidos para a regressão múltipla dos valores de eficiência total reduzida, contendo apenas as variáveis e interações que influenciaram significativamente essa resposta, considerando o intervalo de confiança de 95%.

Tabela 4.5 – Resultados da regressão para a eficiência total reduzida

Variável Codificada	Parâmetro	Nível de significância
Constante	18,629	0,00E-01
D_a	-5,367	1,38E-13
D_o	-7,246	2,09E-19
θ	-2,893	6,03E-06
ΔP	3,691	2,69E-08
D_o^2	2,234	2,57E-05
θ^2	1,109	2,88E-02
$D_a D_o$	7,366	1,24E-15
$D_o \theta$	2,178	3,71E-03
$D_o \Delta P$	-1,688	2,30E-02

Observa-se, a partir dos resultados da Tabela 4.5, que todas as variáveis estudadas tiveram uma influência significativa sobre a resposta (possuem nível de significância inferior a 5%). Cabe ressaltar que as variáveis: diâmetro da alimentação (D_a), diâmetro do *overflow* (D_o) e ângulo de tronco de cone (θ) na forma isolada têm efeito negativo sobre a eficiência total reduzida. A variável queda de pressão (ΔP) foi a única variável que na forma isolada contribuiu positivamente para a resposta. Observa-se também que existe interação entre as variáveis estudadas.

Com o quadrado do coeficiente de correlação (R^2) igual a 0,855 os dados da Tabela 4.5 podem ser dispostos na forma da Equação 4.4, que permite estimar a eficiência total reduzida em função das quatro variáveis estudadas (na forma codificada).

$$\eta'(\%) = 18,629 - 5,367 D_a - 7,246 D_o - 2,893 \theta + 3,691 \Delta P + 2,234 D_o^2 + \\ + 1,109 \theta^2 + 7,366 D_a D_o + 2,178 D_o \theta - 1,688 D_o \Delta P \quad (4.4)$$

As Figuras 4.27 e 4.28 permitem analisar a distribuição de resíduos para a Equação 4.4, observando que os mesmos comportaram de forma aleatória e bem distribuídos.

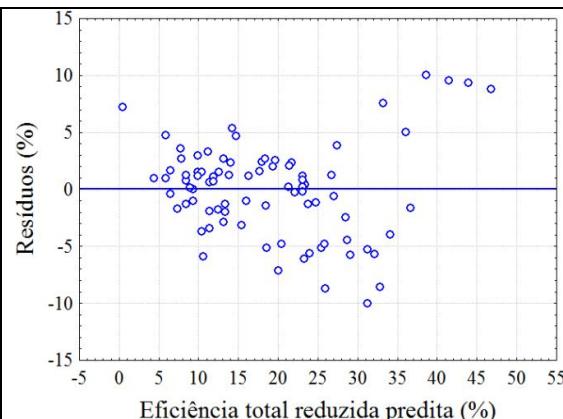


Figura 4.27 – Distribuição de resíduos para a eficiência total reduzida

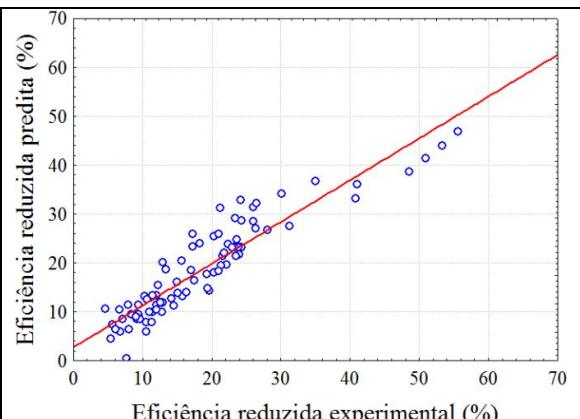


Figura 4.28 – Eficiência reduzida predita e eficiência reduzida experimental

A Figura 4.29 refere-se à curva de superfície de resposta obtida com base nos valores dos parâmetros da regressão para a eficiência total reduzida da Tabela 4.5. A superfície de resposta da Figura 4.29 considera as variáveis θ e ΔP nos seus pontos centrais, e mostra a variação da eficiência total reduzida em função do diâmetro da alimentação (D_a) e do diâmetro do *overflow* (D_o). Através dessa figura, percebe-se que a eficiência reduzida cresce expressivamente com a redução de D_o e de D_a , apresentando um valor máximo próximo de 40 %.

A Figura 4.30 refere-se à curva de superfície de resposta para a eficiência total reduzida em função do ângulo de tronco de cone (θ) e do diâmetro do *overflow* (D_o), para as variáveis D_a e ΔP nos seus pontos centrais. Através dessa figura, percebe-se novamente que a eficiência reduzida é maximizada com o decréscimo de D_o , e que o efeito de θ é no mesmo sentido, porém muito menos pronunciado.

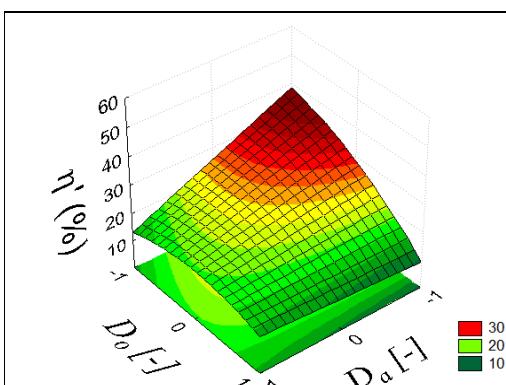


Figura 4.29 – Superfície de resposta para a eficiência reduzida com $\theta = 0$ e $\Delta P = 0$

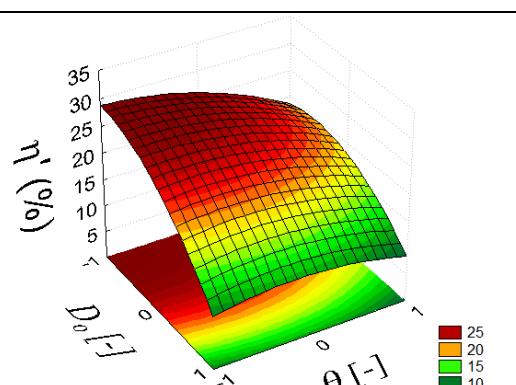
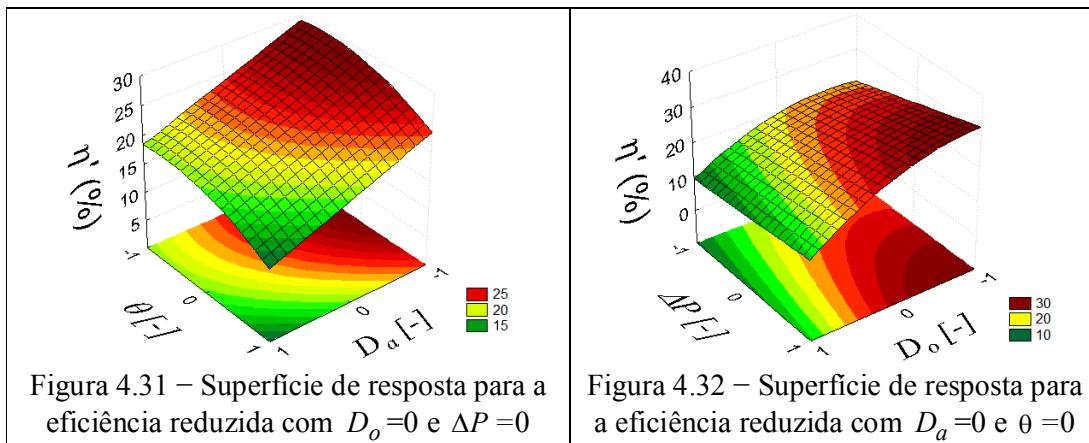


Figura 4.30 – Superfície de resposta para a eficiência reduzida com $D_a = 0$ e $\Delta P = 0$

A superfície de resposta apresentada na Figura 4.31 considera as variáveis D_o e ΔP nos seus pontos centrais, mostrando a variação da eficiência total reduzida em função do diâmetro da alimentação (D_a) e do ângulo de tronco de cone (θ). Percebe-se novamente que a eficiência reduzida aumenta com as diminuições de D_a e de θ . Já a superfície de resposta representada pela Figura 4.32, que mostra a variação da eficiência total reduzida em função do diâmetro do *overflow* (D_o) e da queda de pressão (ΔP), indica que a eficiência reduzida é maximizada utilizando menores dutos de *overflow* juntamente com altas quedas de pressão.



4.1.5 – Análise das Forças Centrífugas Geradas no Interior dos Equipamentos

Os parâmetros f_G para os hidrociclos operados a três diferentes quedas de pressão, segundo o planejamento experimental da Tabela 3.1, são mostradas na Figura 4.33. De acordo com a figura, verifica-se que os valores das forças centrífugas geradas nos hidrociclos variaram de 291g a 4153g.

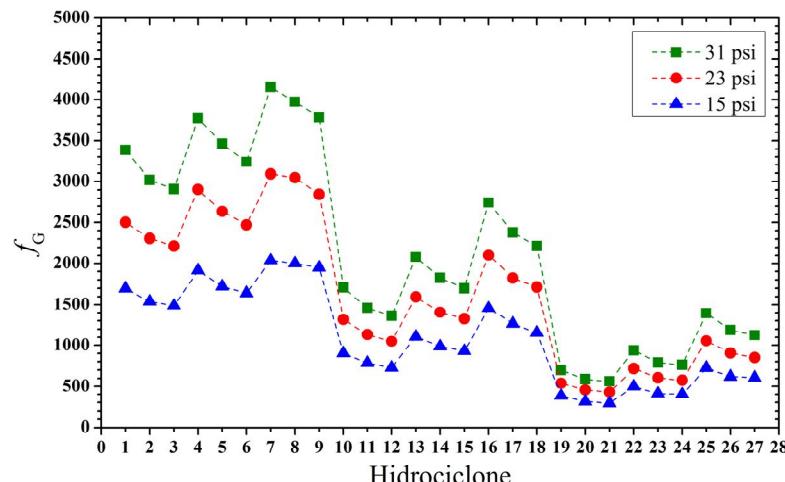


Figura 4.33 – Parâmetros f_G para os hidrociclos nas quedas de pressão de 15, 23 e 31 psi

É possível identificar três diferentes faixas de forças centrífugas para os hidrociclos a depender do diâmetro da alimentação. A primeira faixa (maiores valores de força centrífuga) contém os hidrociclos que possuem duto de alimentação de 2 mm, a segunda faixa (valores intermediários de força centrífuga) os hidrociclos que possuem duto da alimentação de 3 mm, e a última faixa (menores valores de força centrífuga) aqueles que possuem o duto da alimentação de 4 mm. As maiores forças centrífugas foram obtidas para os hidrociclos 7, 8 e 9 (hidrociclos que possuem diâmetro do *overflow* de 4 mm e diâmetro da alimentação de 2 mm) e as menores para os hidrociclos 19, 20 e 21 (hidrociclos que possuem diâmetro do *overflow* de 2 mm e diâmetro da alimentação de 4 mm).

A explicação para estes resultados vem da Equação 3.6, que calcula o parâmetro f_G . Como todos os hidrociclos possuem o mesmo diâmetro da parte cilíndrica e, portanto, o mesmo valor de r , a variável que diferenciará o resultado do parâmetro f_G será a velocidade da suspensão. Como a velocidade da suspensão depende diretamente da capacidade do hidrociclo e inversamente da área da seção transversal do duto de alimentação, as forças centrífugas serão maximizadas para maiores diâmetros do *overflow* e menores diâmetros da alimentação. *A priori*, concluir-se-ia que o incremento do diâmetro da alimentação contribuiria para o aumento do parâmetro f_G , uma vez que aumenta a capacidade; porém, este incremento do diâmetro da alimentação também contribui para o aumento da área da seção transversal do duto de alimentação, efeito que predominantemente decresce o parâmetro f_G .

O efeito do aumento da pressão é o de aumentar a capacidade dos hidrociclos e por isso aumentar a força centrífuga. Já o efeito do aumento ângulo de tronco de cone é o de diminuir a capacidade e consequentemente a força centrífuga. As Figuras 4.34, 4.35 e 4.36 mostram uma comparação entre os parâmetros f_G e as eficiências totais para os hidrociclos nas condições de queda de pressão de 15, 23 e 31 psi, respectivamente.

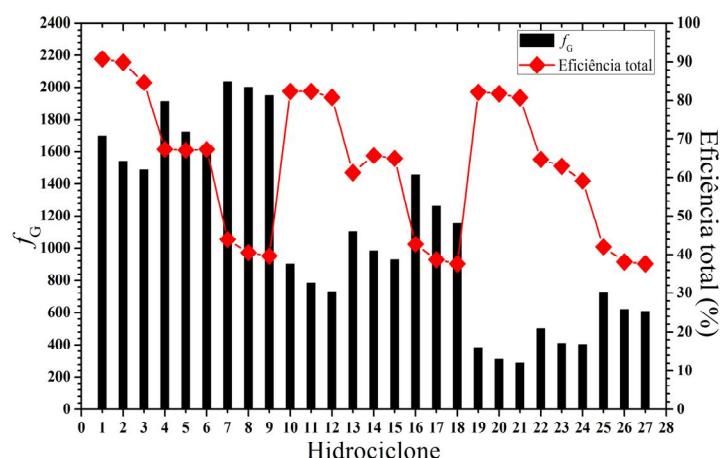
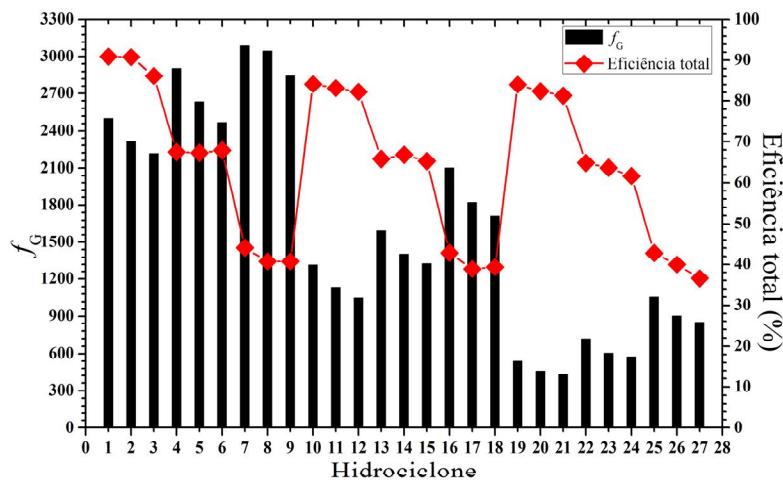
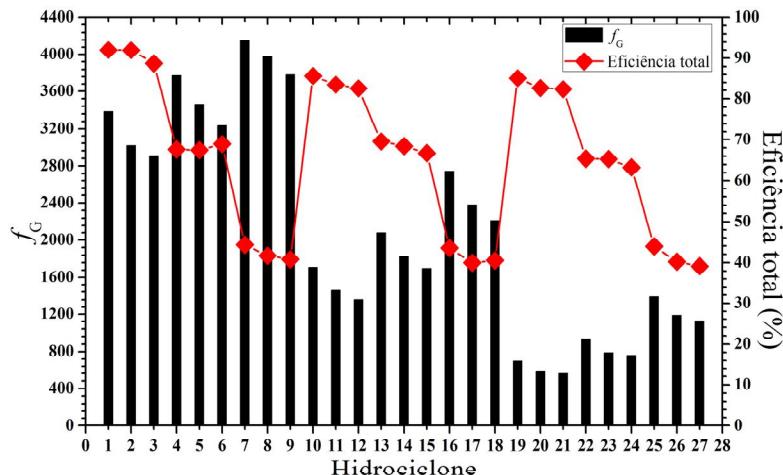


Figura 4.34 – Eficiência total e parâmetro f_G dos hidrociclos para pressão de 15 psi

Figura 4.35 – Eficiência total e parâmetro f_G dos hidrociclos para pressão de 23 psiFigura 4.36 – Eficiência total e parâmetro f_G dos hidrociclos para pressão de 31 psi

Nas Figuras 4.34, 4.35 e 4.36, ao se analisar os resultados dos hidrociclos 1 ao 9 (hidrociclos de mesmo diâmetro da alimentação), verifica-se que os hidrociclos de maiores forças centrífugas (hidrociclos 7, 8 e 9), que são os hidrociclos de maiores diâmetros do *overflow*, possuem as menores eficiências totais de coleta. A mesma conclusão pode ser feita ao se analisar os hidrociclos 10 ao 18 e os hidrociclos 19 ao 27.

Verifica-se então, para as três condições de queda de pressão, o mesmo comportamento: hidrociclos de iguais diâmetros da alimentação que geram maiores forças centrífugas possuem uma menor eficiência total de coleta. A explicação para tal constatação é obtida com base no diâmetro do *overflow*. Maiores diâmetros do *overflow* favorecem uma maior perda de sólidos pelo *overflow* e, consequentemente, a obtenção de menores razões de líquido e menores eficiências.

4.1.6 – Análise da Viabilidade Celular

Objetivando realizar a separação das leveduras de modo satisfatório, impõe-se ao hidrociclone escoamentos com elevada turbulência. Como consequência dessas condições operacionais, as forças cisalhantes decorrentes podem, eventualmente, reduzir substancialmente a viabilidade celular através do rompimento da parede celular. Assim, após a separação das leveduras em hidrociclos, identificou-se a necessidade de avaliar a viabilidade celular da corrente concentrada em relação à corrente de alimentação. A Tabela 4.6 apresenta os resultados de queda de viabilidade obtidos para os hidrociclos operados à queda de pressão de 31 psi.

Tabela 4.6 – Resultados de queda de viabilidade celular

Hidrociclone	D_a	D_o	θ	Queda de viabilidade (%)
1	-1	-1	-1	4,29
2	-1	-1	0	0,61
3	-1	-1	1	0,83
4	-1	0	-1	0,02
5	-1	0	0	2,65
6	-1	0	1	1,95
7	-1	1	-1	1,07
8	-1	1	0	5,41
9	-1	1	1	6,76
10	0	-1	-1	2,74
11	0	-1	0	0,31
12	0	-1	1	2,87
13	0	0	-1	0,05
14	0	0	0	3,38
15	0	0	1	1,68
16	0	1	-1	5,09
17	0	1	0	1,14
18	0	1	1	5,46
19	1	-1	-1	2,03
20	1	-1	0	5,65
21	1	-1	1	1,99
22	1	0	-1	6,54
23	1	0	0	3,08
24	1	0	1	6,11
25	1	1	-1	4,75
26	1	1	0	4,62
27	1	1	1	2,66

Os resultados apresentados na Tabela 4.6 podem ser visualizados na Figura 4.37. Para todas as configurações, a queda de viabilidade apresentou resultados inferiores a 7%, se mantendo na faixa de 0,02% a 6,76%. Os hidrociclos 4 e 13 apresentaram as menores quedas de viabilidade, enquanto os hidrociclos 9 e 22 resultaram em perdas de viabilidade

maiores (6,76% e 6,54%, respectivamente). Não foi possível estabelecer uma relação entre a queda de viabilidade celular obtida e a geometria do hidrociclone utilizada, devido ao fato de outros fatores não estudados também contribuírem para a variação dessa resposta.

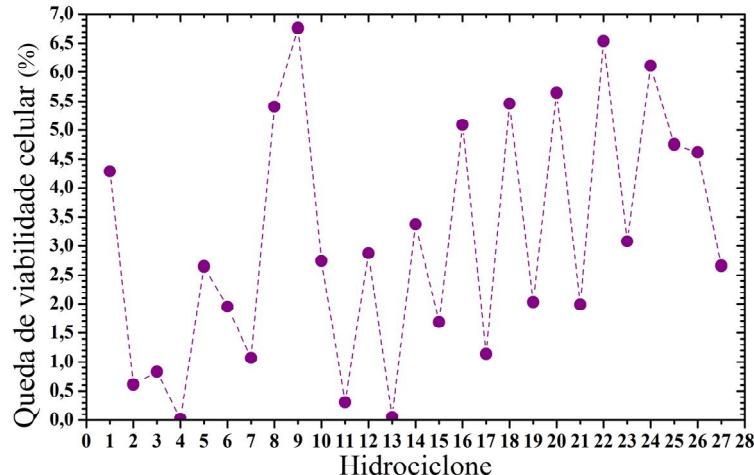


Figura 4.37 – Quedas de viabilidade celular para os hidrociclos

A Figura 4.38 permite uma comparação entre os dados de queda de viabilidade celular e eficiência total. Através deste estudo, é possível selecionar a geometria adequada para realizar este processo de separação, já que se deseja selecionar um equipamento que proporciona uma alta eficiência de separação aliada à baixa queda de viabilidade celular (inferior a 5 %), de modo a conjugar as condições necessárias para se qualificar este equipamento como dispositivo adequado para a separação de leveduras.

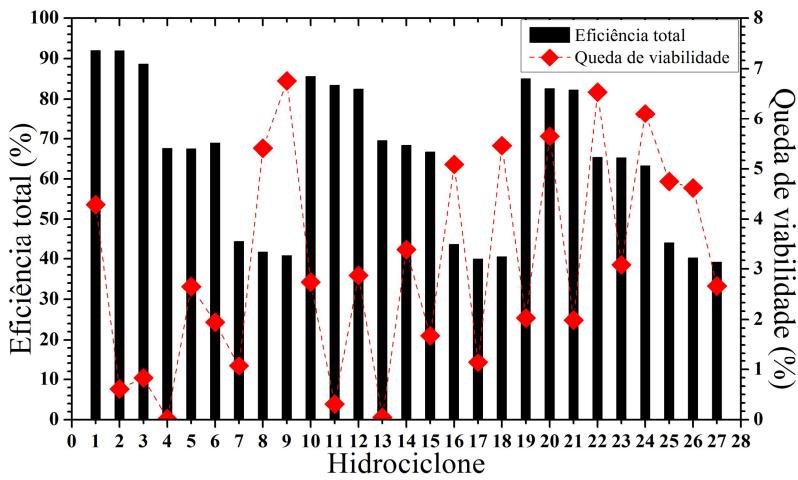


Figura 4.38 – Eficiência total e queda de viabilidade dos hidrociclos

4.2 – Análise das Influências da Concentração da Suspensão e da Queda de Pressão sobre o Desempenho do Hidrociclone Ótimo

De acordo com os resultados apresentados no item anterior, o hidrociclone 1, que possui diâmetro da alimentação de 2 mm, diâmetro do *overflow* de 2 mm e ângulo de tronco

de cone de 6° ($D_a = -I$, $D_o = -I$ e $\theta = -I$) forneceu o melhor desempenho de separação para a suspensão de leveduras. Assim, esta geometria foi selecionada para utilização em um novo conjunto de experimentos, que visaram avaliar as influências da concentração da suspensão de levedura (C_w) e da queda de pressão (ΔP) sobre o desempenho deste hidrociclone. A Tabela 4.7 refere-se aos resultados dos experimentos realizados segundo a matriz do planejamento três níveis (Tabela 3.3).

Tabela 4.7– Resultados experimentais para o planejamento 3 níveis com 2 fatores

Exp	c_w	ΔP	Q (m ³ /h)	η (%)	R_L (%)	η' (%)	força G
1	-1	-1	0,1283	90,83	84,85	39,49	1749
2	-1	0	0,1574	91,06	82,53	48,85	2633
3	-1	1	0,1795	92,19	81,20	58,44	3424
4	0	-1	0,1306	85,57	83,09	14,66	1812
5	0	0	0,1596	85,79	81,82	21,85	2707
6	0	1	0,1817	87,17	81,05	32,26	3508
7	1	-1	0,1302	81,96	81,84	0,63	1801
8	1	0	0,1571	81,99	81,60	2,09	2623
9	1	1	0,1820	83,55	81,05	13,20	3520
10	0	0	0,1586	86,04	82,08	22,07	2673
11	0	0	0,1586	85,85	81,59	23,16	2673
12	0	0	0,1577	85,60	81,47	22,33	2643

4.2.1 – Capacidade

A Figura 4.39 apresenta os valores de capacidade obtidos para os experimentos realizados segundo o planejamento da Tabela 3.3. Observa-se que os dados de capacidade variaram de 0,1283 a 0,1820 m³/h. Verifica-se que, numa dada concentração, as maiores capacidades são para as maiores quedas de pressão (experimentos 3, 6 e 9). Os três últimos pontos (experimentos 10, 11 e 12) representam as repetições do ponto central (experimento 5), necessárias para avaliação do erro experimental.

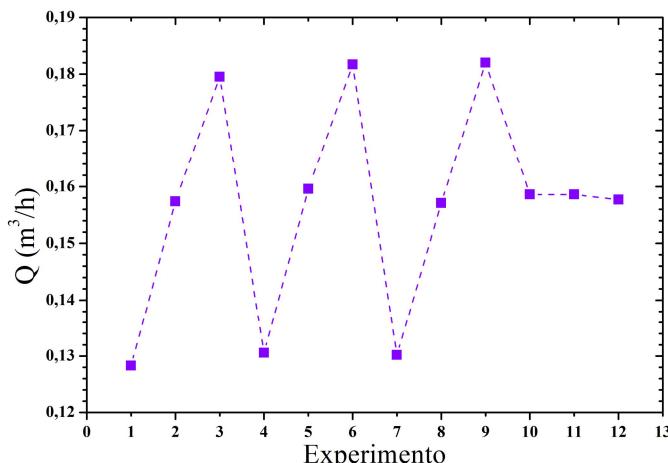


Figura 4.39 – Capacidade do hidrociclone ótimo a diferentes condições experimentais

Uma análise de regressão múltipla utilizando os dados da Tabela 4.7 é apresentada na Tabela 4.8, contendo apenas as variáveis e interações que influenciaram significativamente essa resposta, considerando o intervalo de confiança de 95%.

Tabela 4.8 – Resultados da regressão para a capacidade

Variável Codificada	Parâmetro	Nível de significância
Constante	0,156	5,29E-21
ΔP	0,026	8,45E-13
ΔP^2	0,001	1,89E-03

Constata-se que somente a variável queda de pressão (ΔP), na sua forma isolada e quadrática, influencia positivamente a capacidade. Com o quadrado do coeficiente de correlação (R^2) igual a 0,997 os dados da Tabela 4.8 podem ser dispostos na forma da Equação 4.5, que permite estimar a capacidade (Q) em função da queda de pressão de operação (na forma codificada).

$$Q\left(m^3/h\right) = 0,156 + 0,026 \Delta P + 0,001 \Delta P^2 \quad (4.5)$$

As Figuras 4.40 e 4.41 permitem analisar a distribuição de resíduos para a Equação 4.5. Cabe lembrar que nas Figuras 4.40 e 4.41 aparecem somente 11 pontos devido ao fato de duas das réplicas (experimentos 10 e 11) terem fornecido os mesmos valores de capacidade e, portanto, os mesmos valores de resíduos. Outra observação a ser feita é que as capacidades preditas apresentam somente três diferentes valores; a explicação para tal fato vem da Equação 4.5, que depende somente da queda de pressão.

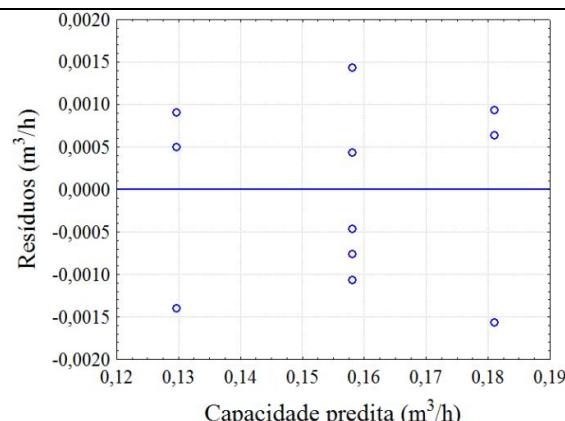


Figura 4.40 – Distribuição de resíduos para a capacidade do hidrociclone ótimo

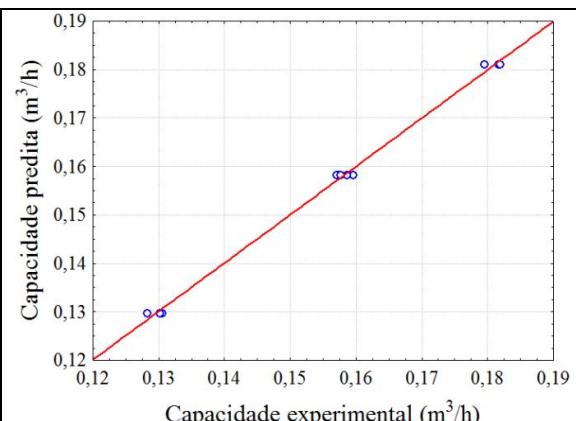


Figura 4.41 – Capacidade predita e experimental do hidrociclone ótimo

Uma melhor visualização do efeito da queda de pressão sobre a capacidade é apresentada na superfície de resposta da Figura 4.42, que mostra a variação da capacidade em função da queda de pressão (ΔP) e da concentração (c_w). Através dessa figura, verifica-se que a capacidade é maximizada com o aumento da queda de pressão e que o efeito da concentração é desprezível.

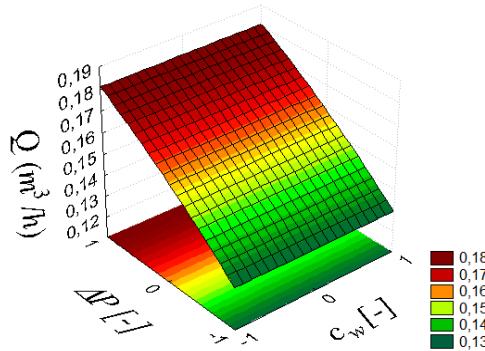


Figura 4.42 – Análise do efeito das condições experimentais sobre a capacidade do hidrociclone ótimo

4.2.2 – Eficiência Total de Separação

A Figura 4.43 apresenta os valores de eficiência total obtidos para os experimentos conforme resultados apresentados na Tabela 4.7. Constata-se que os valores de eficiência total variaram de 81,96 % a 92,19 %. Ao se analisar os experimentos 1, 2 e 3 observa-se que o aumento da pressão favorece a eficiência total de separação, a mesma constatação pode ser feita ao se analisar os experimentos 4, 5 e 6 e os experimentos 7, 8 e 9. Ressalta-se o efeito predominante da concentração que pode ser visualizado ao se comparar os experimentos de diferentes concentrações (grupo de experimentos 1, 2 e 3 com o grupo 4, 5 e 6 e o grupo 7, 8 e 9). Os três últimos pontos (experimentos 10, 11 e 12) representam as repetições do ponto central (experimento 5), necessárias para avaliação do erro experimental.

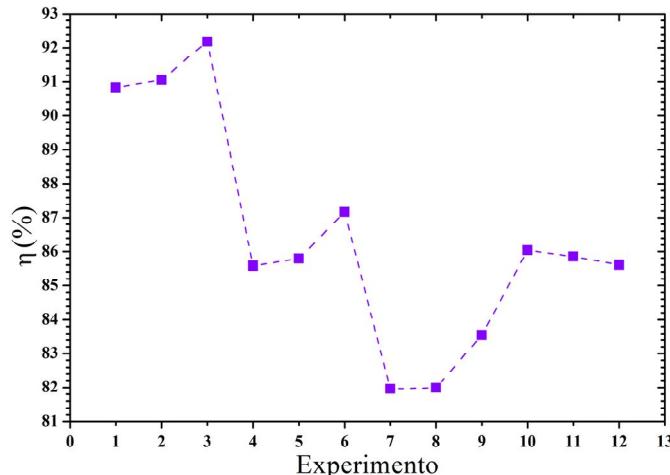


Figura 4.43 – Eficiência total do hidrociclone ótimo a diferentes condições experimentais

Uma análise de regressão múltipla utilizando os dados da Tabela 4.7 é apresentada na Tabela 4.9, contendo apenas as variáveis e interações que influenciaram significativamente essa resposta, considerando o intervalo de confiança de 95%.

Tabela 4.9 – Resultados da regressão para a eficiência total

Variável Codificada	Parâmetro	Nível de significância
Constante	86,685	3,13E-21
c_w	-4,430	2,26E-11
ΔP	0,758	4,60E-06
c_w^2	-0,367	8,27E-05
ΔP^2	-0,289	3,65E-04

Observa-se, a partir dos resultados na Tabela 4.9, que a resposta sofreu influência das duas variáveis estudadas, tanto na forma isolada quanto na forma quadrática. Cabe ressaltar que o maior efeito sobre a resposta é dado pela concentração. Com o quadrado do coeficiente de correlação (R^2) igual a 0,999 os dados da Tabela 4.9 podem ser dispostos na forma da Equação 4.6, que permite estimar a eficiência total em função das duas variáveis estudadas (na forma codificada).

$$\eta(\%) = 86,685 - 4,43 c_w + 0,758 \Delta P - 0,367 c_w^2 - 0,289 \Delta P^2 \quad (4.6)$$

As Figuras 4.44 e 4.45 permitem analisar a distribuição de resíduos para a Equação 4.6 e mostram uma distribuição dos resíduos aleatória em torno da média, sem tendências.

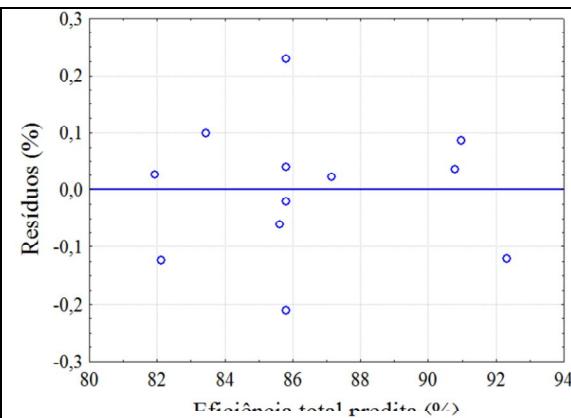


Figura 4.44– Distribuição de resíduos para a eficiência total do hidrociclone ótimo

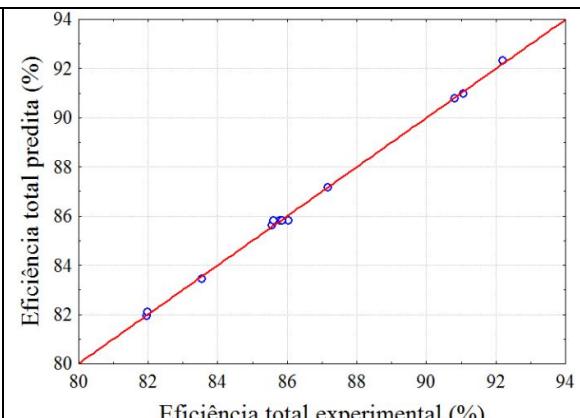


Figura 4.45– Eficiência total predita e experimental do hidrociclone ótimo

A superfície de resposta da Figura 4.46 mostra a variação da eficiência total em função da queda de pressão e da concentração. Através dessa figura constata-se que a

eficiência total é maximizada com o aumento da queda de pressão e com a redução da concentração, sendo este último efeito predominante.

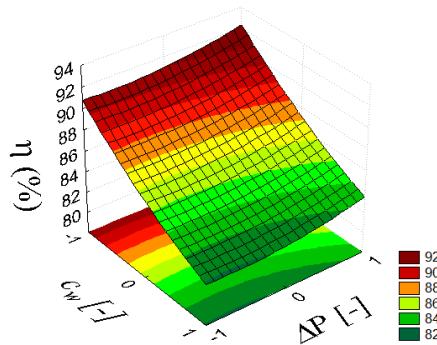


Figura 4.46– Análise do efeito das condições experimentais sobre a eficiência total do hidrociclone ótimo

4.2.3 – Razão de Líquido

A Figura 4.47 apresenta os valores de razão de líquido obtidos para os experimentos. Observa-se que as razões de líquido variaram de 81,05 % a 84,85 % e que os maiores valores foram encontrados para os experimentos com menores quedas de pressão. Os três últimos pontos (experimentos 10, 11 e 12) representam as repetições do ponto central (experimento 5), necessárias para avaliação do erro experimental.

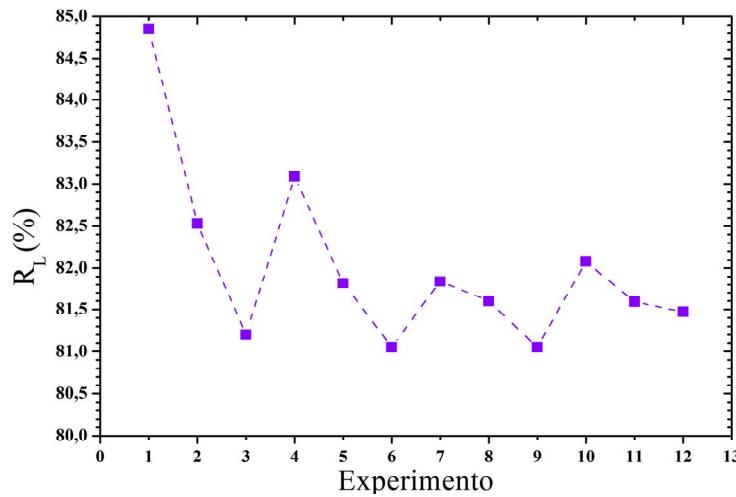


Figura 4.47– Razões de líquido para o hidrociclone ótimo

Para um melhor entendimento dos efeitos das variáveis, foi feita uma análise de regressão múltipla utilizando os dados de razão de líquido da Tabela 4.7. A Tabela 4.10 apresenta os resultados da regressão múltipla, contendo apenas as variáveis e interações que influenciaram significativamente essa resposta, considerando o intervalo de confiança de 95%.

Tabela 4.10 – Resultados da regressão para a razão de líquido

Variável Codificada	Parâmetro	Nível de significância
Constante	82,014	3,80E-21
c_w	-0,682	9,95E-04
ΔP	-1,080	4,39E-05
$c_w\Delta P$	0,715	2,54E-03

Observa-se na Tabela 4.10, que as duas variáveis estudadas e seu efeito de interação influenciaram significativamente a resposta. Com o quadrado do coeficiente de correlação (R^2) igual a 0,931, os dados da Tabela 4.10 podem ser dispostos na forma da Equação 4.7, que permite estimar a razão de líquido em função das duas variáveis estudadas (na forma codificada).

$$R_L (\%) = 82,014 - 0,682 c_w - 1,08 \Delta P + 0,715 c_w \Delta P \quad (4.7)$$

As Figuras 4.48 e 4.49 permitem analisar a distribuição de resíduos para a Equação 4.7 e mostram uma distribuição dos resíduos aleatória em torno da média, não apresentando tendências. Cabe lembrar que os quatro pontos alinhados que aparecem nas Figuras 4.48 e 4.49 são as réplicas e o experimento 5, que possuem as mesmas condições de operação e portanto a mesma razão de líquido predita.

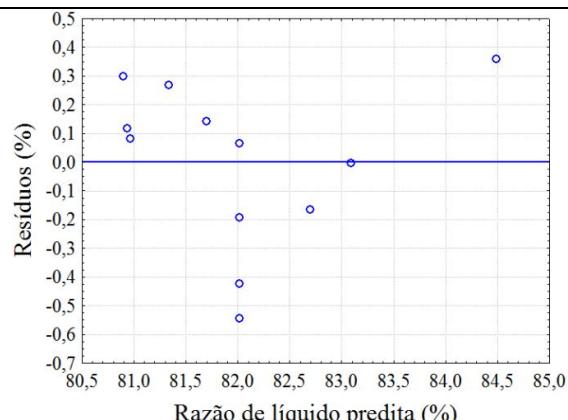


Figura 4.48 – Distribuição de resíduos para a razão de líquido do hidrociclone ótimo

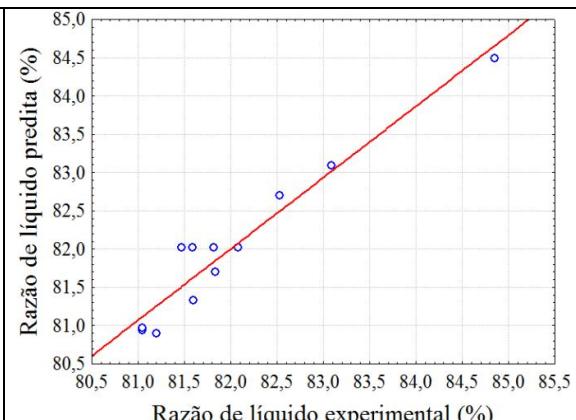


Figura 4.49 – Razão de líquido predita e experimental para o hidrociclone ótimo

A superfície de resposta da Figura 4.50 mostra a variação da razão de líquido em função da queda de pressão e da concentração. Através dessa figura percebe-se que a razão de líquido é maximizada com o decréscimo da concentração e da queda de pressão, sendo este último efeito predominante.

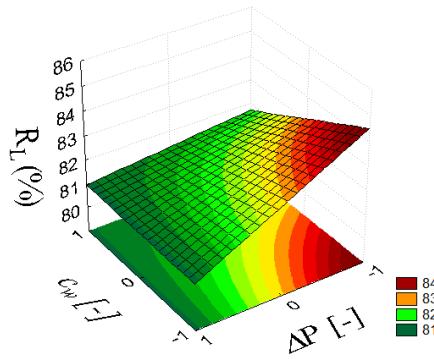


Figura 4.50 – Análise do efeito das condições experimentais sobre a razão de líquido do hidrociclone ótimo

4.2.4 – Eficiência Total Reduzida

A Figura 4.51 apresenta os valores de eficiência total reduzida obtidos para os experimentos conforme resultados apresentados na Tabela 4.7. Os resultados variaram amplamente (0,63 % a 58,44 %). Assim como observado para a eficiência total, o acréscimo da queda de pressão favoreceu a eficiência total reduzida, com destaque para o experimento 9 para o qual esse efeito foi bem pronunciado. Ressalta-se o efeito predominante da concentração que pode ser visualizado ao se comparar os experimentos de diferentes concentrações (grupo de experimentos 1, 2 e 3 com o grupo 4, 5 e 6 e o grupo 7, 8 e 9). Os três últimos pontos (experimentos 10, 11 e 12) representam as repetições do ponto central (experimento 5), necessárias para avaliação do erro experimental.

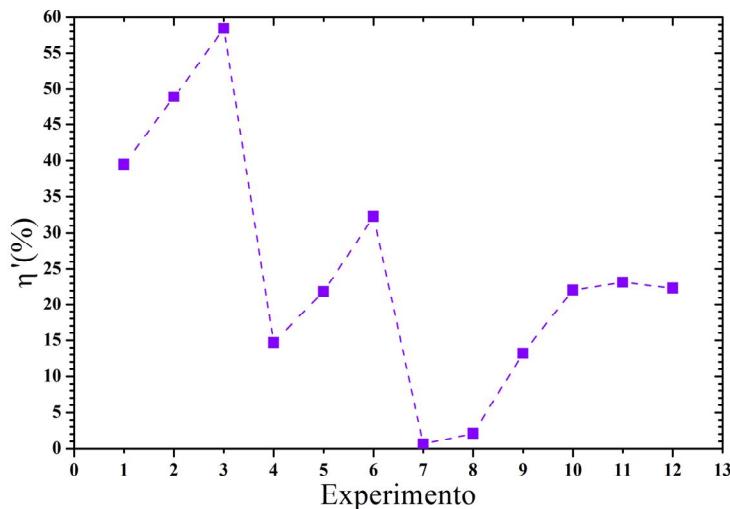


Figura 4.51– Eficiência total reduzida do hidrociclone ótimo a diferentes condições experimentais

Uma análise de regressão múltipla utilizando os dados da Tabela 4.7 é apresentada na Tabela 4.11, contendo apenas as variáveis e interações que influenciaram significativamente essa resposta, considerando o intervalo de confiança de 95%.

Tabela 4.11 – Resultados da regressão para a eficiência reduzida

Variável Codificada	Parâmetro	Nível de significância
Constante	25,652	7,95E-11
c_w	-21,810	2,99E-09
ΔP	8,187	6,10E-06
c_w^2	-2,198	4,13E-03

Observa-se, na Tabela 4.11, que a eficiência reduzida foi influenciada significativamente pelas duas variáveis estudadas. Cabe ressaltar que o efeito de concentração foi mais intenso sobre a resposta. Com o quadrado do coeficiente de correlação (R^2) igual a 0,991, os dados da Tabela 4.11 podem ser dispostos na forma da Equação 4.8, que permite estimar a eficiência reduzida em função das duas variáveis estudadas (na forma codificada).

$$\eta'(\%) = 25,652 - 21,81 c_w + 8,187 \Delta P - 2,198 c_w^2 \quad (4.8)$$

As Figuras 4.52 e 4.53 permitem analisar a distribuição de resíduos para a Equação 4.8. Observa-se uma distribuição dos resíduos aleatória em torno da média, sem tendências.

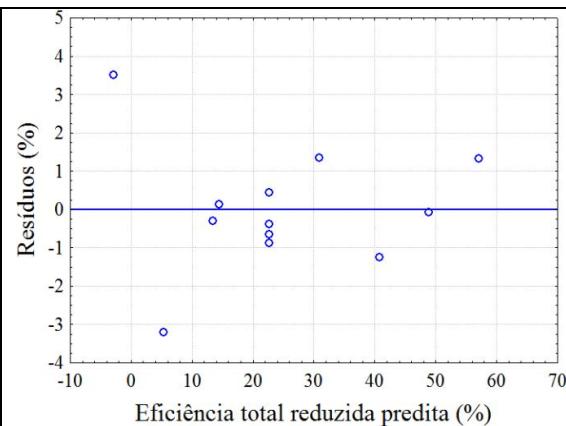


Figura 4.52 – Distribuição de resíduos para a eficiência reduzida do hidrociclone ótimo

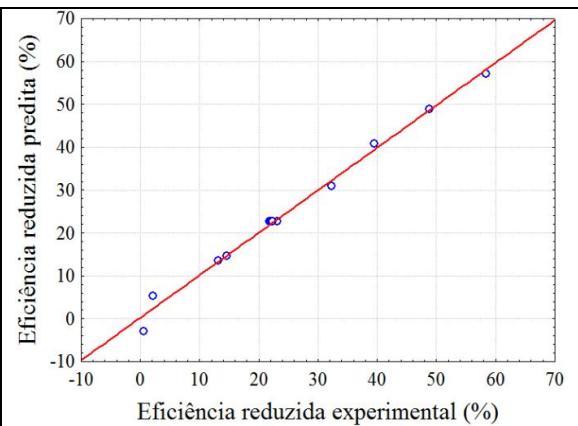


Figura 4.53 – Eficiência reduzida predita e experimental do hidrociclone ótimo

A superfície de resposta da Figura 4.54 mostra a variação da eficiência total reduzida em função da queda de pressão e da concentração. Através dessa figura percebe-se que a eficiência total reduzida é maximizada com o aumento da queda de pressão e com a redução da concentração, sendo este último o efeito predominante.

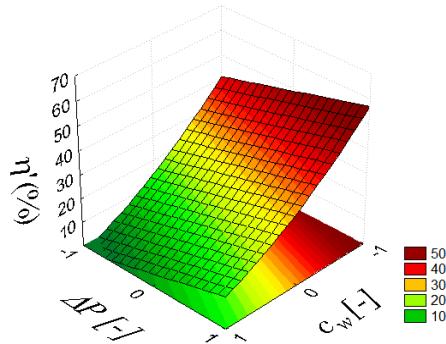


Figura 4.54– Análise do efeito das condições experimentais sobre a eficiência total reduzida do hidrociclone ótimo

4.2.5 – Análise das Forças Centrífugas Geradas no Interior do Hidrociclone Ótimo

Os parâmetros f_G para o hidrociclone ótimo operado a diferentes condições experimentais, segundo o planejamento experimental da Tabela 3.3, são mostradas na Figura 4.55. De acordo com a Figura 4.55, verifica-se que os valores das forças centrífugas geradas no hidrociclone ótimo variaram de 1749g a 3520g.

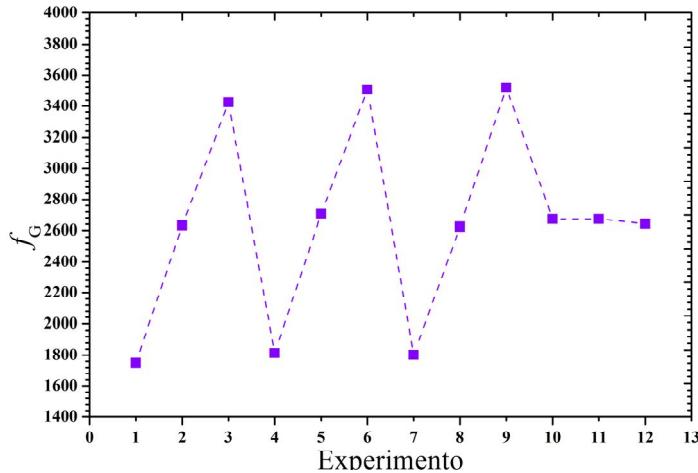


Figura 4.55– Parâmetros f_G para o hidrociclone ótimo a diferentes condições experimentais

É possível identificar três diferentes faixas de forças centrífugas para o hidrociclone ótimo a depender das condições de queda de pressão. A primeira faixa (maiores valores de força centrífuga) para os hidrociclos operados à queda de pressão de 31 psi, a segunda faixa (valores intermediários de força centrífuga) para os hidrociclos operados à queda de pressão de 23 psi, e a última faixa (menores valores de força centrífuga) para os hidrociclos operados à queda de pressão de 15 psi.

Sabe-se, conforme a Equação 3.7, que para uma mesma geometria o parâmetro f_G será alterado a depender da velocidade da suspensão, a qual será determinada pela capacidade

do equipamento. Como foi mostrado anteriormente que a capacidade do equipamento é alterada somente com a variação das condições de queda de pressão, somente a variável queda de pressão afeta a resposta f_G .

A Figura 4.56 mostra uma comparação entre os parâmetros f_G e as eficiências totais para o hidrociclone ótimo a diferentes condições experimentais. Observa-se que para uma mesma concentração de suspensão, o aumento das forças centrífugas não provoca aumentos significativos na eficiência total de coleta, como pode ser observado analisando os experimentos 1, 2 e 3; 4, 5 e 6 ou 7, 8 e 9.

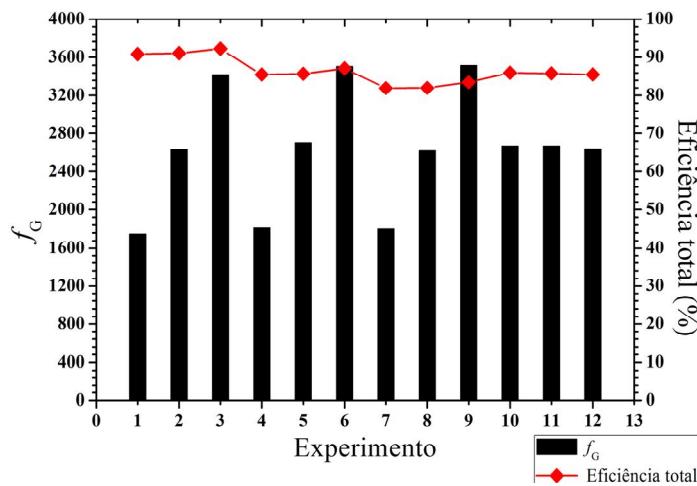


Figura 4.56– Comparaçao entre eficiêncie total e parâmetro f_G para o hidrociclone ótimo

4.2.6 – Análise da Viabilidade Celular no Hidrociclone Ótimo

A Tabela 4.12 apresenta os resultados de queda de viabilidade obtidos para o hidrociclone ótimo operado à queda de pressão de 31 psi.

Tabela 4.12 – Resultados de queda de viabilidade celular no hidrociclone ótimo

Experimento	c_w	ΔP	Queda de viabilidade (%)
3	-1	1	1,72
6	0	1	2,00
9	1	1	0,08

Para as condições experimentais analisadas, a queda de viabilidade do hidrociclone ótimo apresentou resultados de até 2%, mantendo-se na faixa de 0,08% a 2%. Assim, pode-se afirmar que este equipamento não comprometeu o estado fisiológico das leveduras e que as quedas de viabilidade obtidas são baixas, visto que a queda de viabilidade celular nas centrífugas industriais varia de 0,1 % a 60 %.

4.2.7 – Comparação do Hidrociclone Ótimo com as Centrífugas Industriais

Considerando que as centrífugas industriais em operação nas usinas têm eficiência de separação em torno de 80% e que a configuração ótima nas condições de queda de pressão encontradas neste trabalho forneceu eficiências de separação de 81,96 % a 92,19 %, pode-se dizer que o hidrociclone apresentou resultados promissores para essa finalidade.

Ressalta-se que a maior concentração de leveduras utilizada neste trabalho foi de 5,5 % em decorrência das restrições de queda de pressão de operação nos hidrociclos de acrílico. Outrossim, para concentrações superiores a 5,5%, na faixa de queda de pressão investigada, notou-se uma dificuldade maior para identificar os efeitos das variáveis nas eficiências de separação.

Com base no conhecimento adquirido de como as dimensões geométricas dos hidrociclos afetam a eficiência de separação, torna-se possível projetar um hidrociclone considerado ideal para realizar a separação de leveduras. Este hidrociclone deverá ser construído com material mais resistente, que suporte pressões mais elevadas (na faixa de 120 psi). Acredita-se que nessas condições o hidrociclone conseguirá processar suspensões com concentração de leveduras próxima àquela utilizada nas usinas sucroalcooleiras.

A operação com uma pressão mais elevada também favorecerá o incremento na capacidade de processamento do equipamento, levando à necessidade de emprego de um número menor de separadores em paralelo. A Tabela 4.13 mostra, de forma ilustrativa, quantos hidrociclos na configuração denominada de ótima em paralelo seriam necessários para alcançar a mesma capacidade de algumas centrífugas industriais. Os dados são para a concentração de suspensão de 5,5 % e queda de pressão de operação de 31 psi.

Tabela 4.13 – Capacidade de processamento dos equipamentos

Capacidade da centrífuga industrial (m ³ /h)	Capacidade do hidrociclone ótimo (m ³ /h)	Número de equipamentos em paralelo
30	0,1820	165
50	0,1820	275
90	0,1820	495

4.3 – Resultados da Simulação de um Hidrociclone

Para a simulação do escoamento interno de um hidrociclone foi selecionada uma das 27 diferentes geometrias, o hidrociclone 3 (de diâmetros da alimentação e *overflow* de 2 mm e ângulo de tronco de cone de 10°), para a previsão das variáveis razão de líquido e queda de pressão, bem como a obtenção de perfis de pressão e velocidade no interior deste hidrociclone.

4.3.1 – Teste de Independência de Malha

De forma a evitar possíveis desvios dos resultados decorrentes do nível de refinamento da malha aplicada e também um esforço computacional desnecessário, foi realizado um teste de independência entre três diferentes malhas com os seguintes números de células: 204.816, 447.761 e 1.006.885. Essas malhas foram simuladas em estado transiente por 3 s, sob as mesmas condições de contorno e de operação.

Procurou-se neste teste investigar o efeito do refinamento da malha na resposta razão de líquido (R_L). As condições de contorno utilizadas foram obtidas através de um teste preliminar na unidade de hidrocyclonagem utilizando-se água, Tabela 4.14.

Tabela 4.14 – Condição de contorno utilizada no teste de independência de malha

Velocidade de entrada (m/s)	R_L (%)
14,32	83,57

Para analisar a dependência dos resultados considerando as três malhas, foram comparados os valores das razões de líquido simuladas na condição descrita na Tabela 4.14. Conforme pode ser visto na Figura 4.57, os valores de R_L das malhas mais refinadas, 447.761 e 1.006.885 células, praticamente se sobrepõem, indicando que os resultados obtidos não estão mais sofrendo a influência do refinamento da malha. Desta forma a malha de 447.761 células foi escolhida para ser utilizada nas simulações, já que por ser menos refinada que a malha de 1.006.885 células, necessita de menor esforço computacional, gerando entretanto, os mesmos resultados para a resposta R_L .

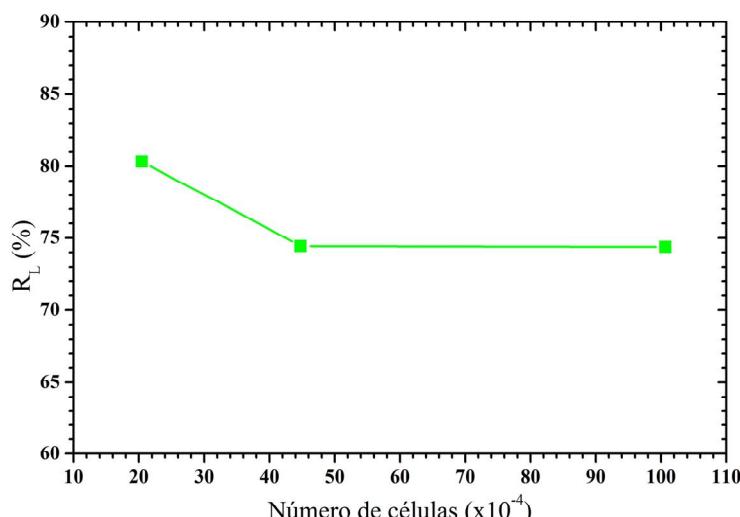


Figura 4.57– Análise da influência da malha sobre os resultados simulados

4.3.2 – Resultados das Simulações segundo Diferentes Modelos de Turbulência

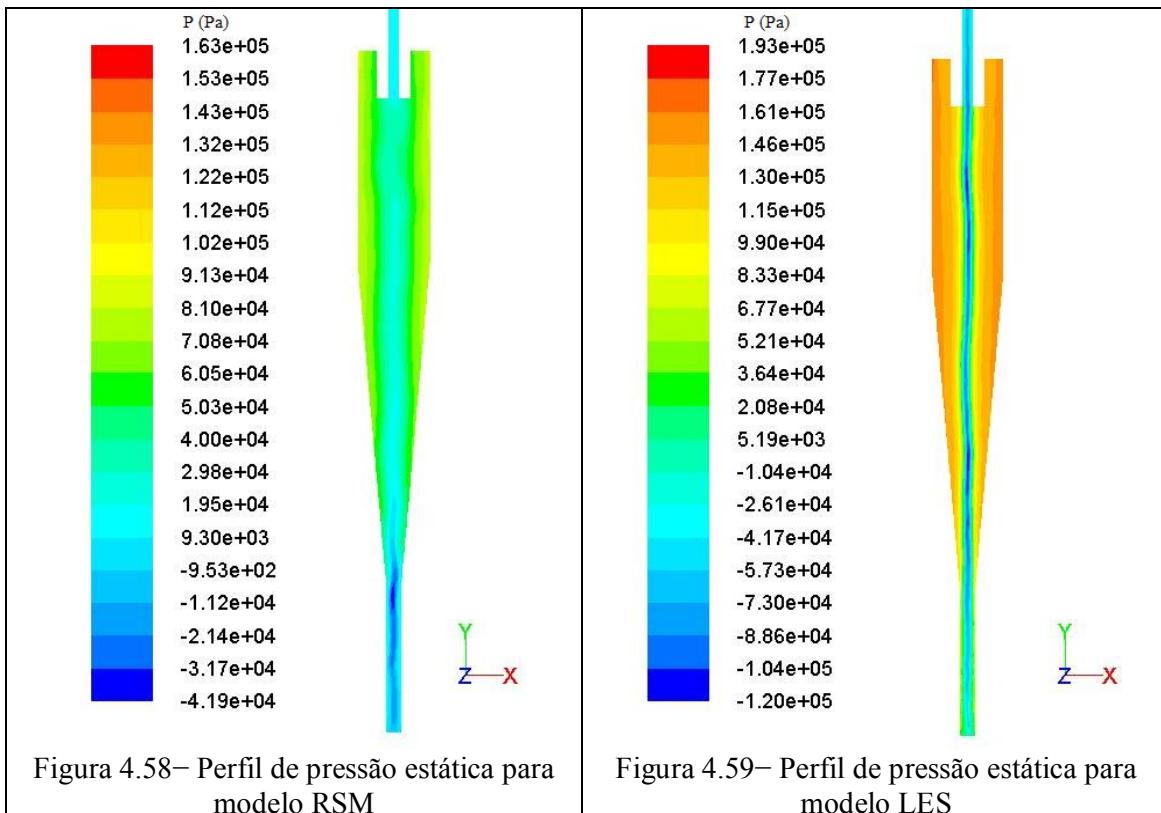
Com a malha de 447.761 células foram realizadas simulações utilizando como condição de contorno a velocidade de entrada do fluido e as pressões manométricas nulas no *overflow* e *underflow*. Foram testados os modelos RSM e LES para a turbulência. Os casos foram simulados por aproximadamente 3 s. Os resultados experimentais e simulados para a queda de pressão (ΔP) e razão de líquido (R_L) são apresentados na Tabela 4.15.

Tabela 4.15 – Resultados simulados para velocidade de entrada de 14,6 m/s

	ΔP (psi)	Erro (%)	R_L (%)	Erro (%)
Experimental	31	---	82,59	---
RSM	22,99	-25,84	74,43	-9,88
LES	39,61	27,77	82,43	-0,19

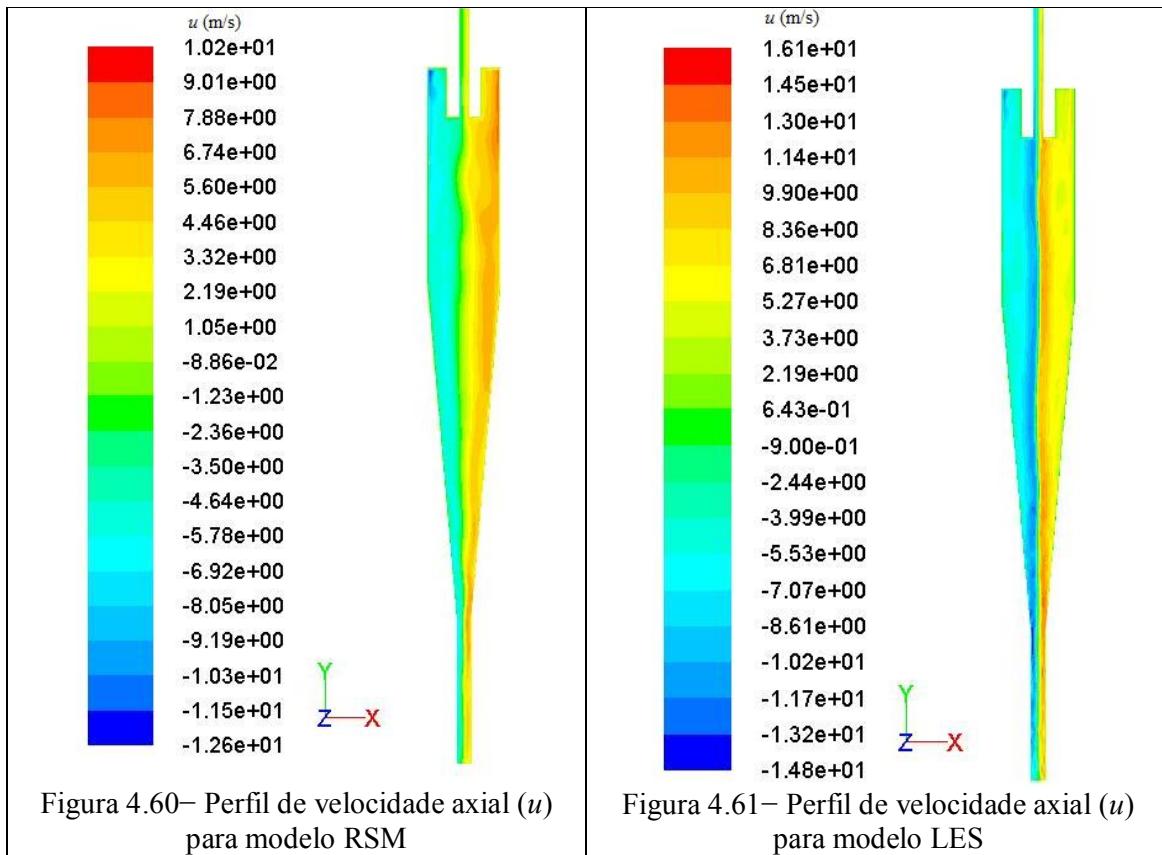
Observa-se, na Tabela 4.15, que os erros obtidos para a queda de pressão segundo os dois modelos de turbulência são próximos em módulo, porém quando se compara os resultados para a razão de líquido, o modelo LES foi bem superior.

As Figuras 4.58 e 4.59 mostram os perfis de pressão em um corte longitudinal do hidrociclone simulados segundo os modelos RSM e LES, respectivamente.



Um fator que pode ser evidenciado pelas simulações numéricas é o da formação de um núcleo gasoso no interior do hidrociclone (*air core*), formado devido aos baixos níveis de pressão gerados no eixo de rotação do fluido. Na Figura 4.59 é possível visualizar o núcleo central de baixa pressão, responsável pela formação do *air core*. Percebe-se que para os resultados utilizando a metodologia LES este núcleo de baixa pressão fica bem mais evidenciado, enquanto que para os resultados simulados segundo o modelo RSM só é percebida uma tendência de formação próxima ao *underflow*.

Os perfis de velocidade axial, mostrados nas Figuras 4.60 e 4.61, mostram que a velocidade vai crescendo à medida que se distancia da parede, atinge um máximo e então cai subitamente no centro do hidrociclone.



4.3.3 – Resultados das Simulações com *Air Core*

A Tabela 4.16 apresenta os resultados da simulação do hidrociclone na presença e ausência de *air core*, com uma caixa na saída do *underflow*. Esta simulação foi realizada em regime transiente (3 s), utilizando como condições de contorno a velocidade da água na entrada e pressões manométricas nulas no *overflow* e *underflow*, sendo que para a simulação com *air core* foi utilizada uma fração de volume *backflow* unitária na saída *underflow*.

Tabela 4.16 – Influência do *air core* sobre os resultados simulados

	ΔP (psi)	Erro (%)	R_L (%)	Erro (%)
Experimental	31	---	82,59	---
Air core presente	37,63	24,60	87,34	4,51
Air core ausente	37,66	24,69	87,37	4,55

Observa-se que a presença do *air core* não afetou significativamente os resultados para queda de pressão e razão de líquido do hidrociclone, porém seus resultados foram ligeiramente mais precisos. Na Figura 4.62 é apresentado, em um corte longitudinal do hidrociclone, o *air core* simulado.

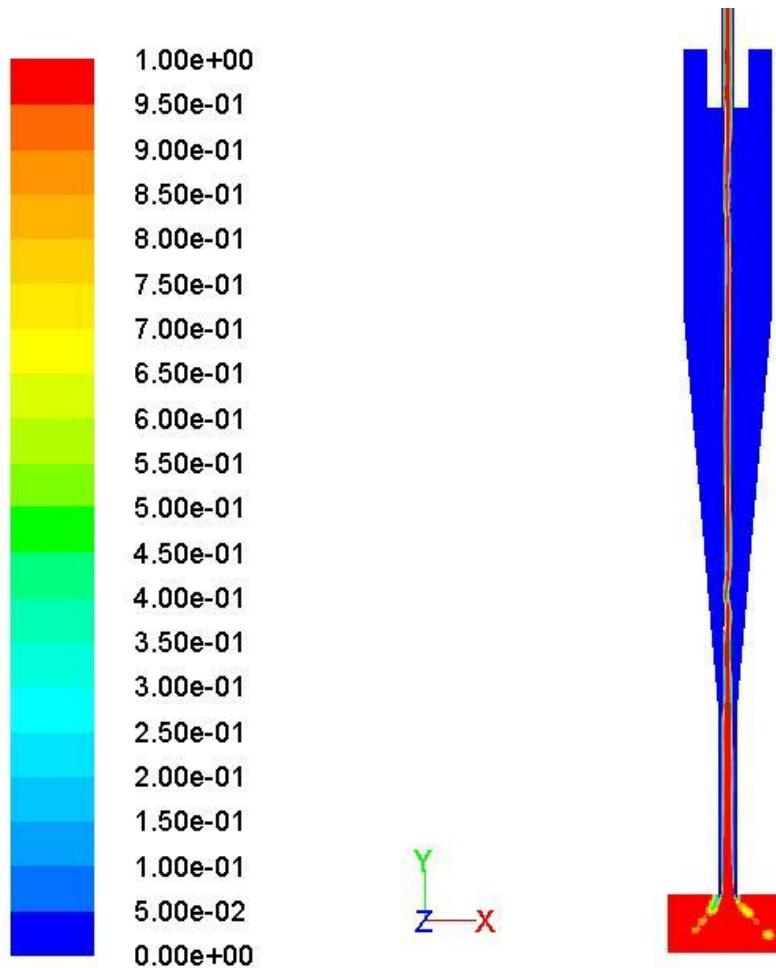


Figura 4.62 – Contornos de volume de fração de ar em um corte longitudinal no hidrociclone

Nas Figuras 4.63 e 4.64 pode ser observado o *air core* simulado (utilizando o software de visualização CFD Tecplot 360™ 2011) e experimental durante a operação do hidrociclone 3.

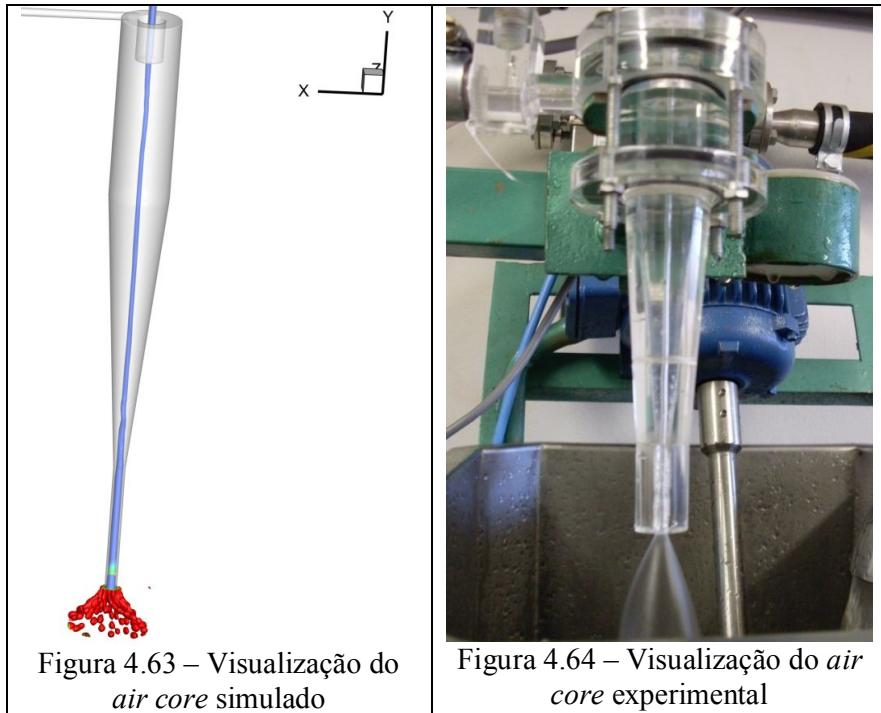


Figura 4.63 – Visualização do *air core* simulado

Figura 4.64 – Visualização do *air core* experimental

As Figuras 4.65 e 4.66 destacam o formato “*umbrella*” do fluxo de água na saída *underflow* do hidrociclone, simulado (utilizando o *software* de visualização CFD Tecplot 360TM 2011) e experimental.

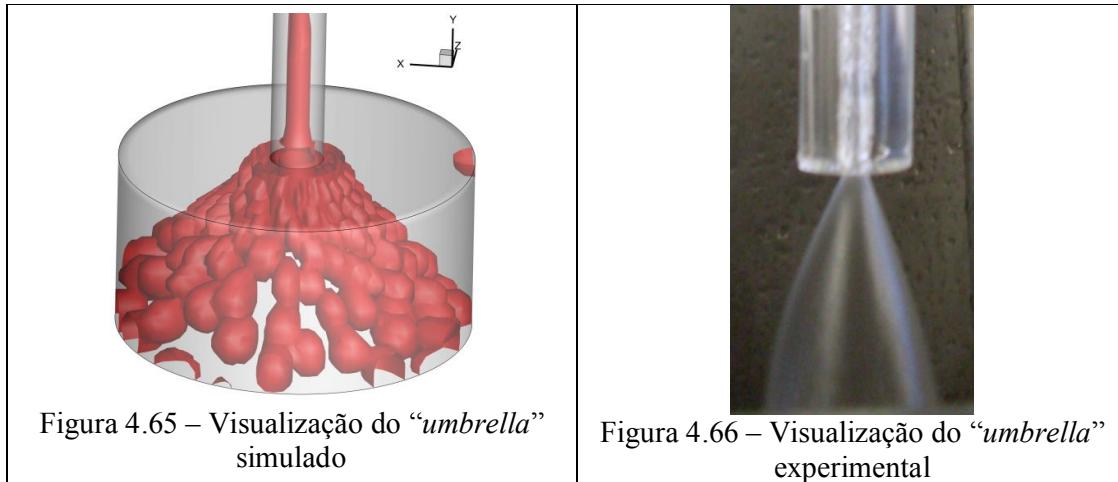


Figura 4.65 – Visualização do “*umbrella*” simulado

Figura 4.66 – Visualização do “*umbrella*” experimental

Pode-se afirmar, observando as figuras anteriores, que a ferramenta CFD foi adequada para a previsão do *air core* evidenciando, inclusive, o formato “*umbrella*” do fluxo na saída *underflow* do hidrociclone observado experimentalmente.

CAPÍTULO 5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Considerando os resultados obtidos nas condições experimentais e configurações geométricas utilizadas neste trabalho, destacam-se as seguintes conclusões:

A metodologia empregada na realização deste trabalho mostrou-se adequada para o estudo da influência das variáveis geométricas e operacionais sobre o desempenho de hidrociclones.

A metodologia estatística permitiu a obtenção de equações empíricas baseadas em variáveis geométricas (diâmetro da alimentação, diâmetro do *overflow*, ângulo de tronco de cone) e operacionais (queda de pressão, concentração), de modo a predizer o desempenho dos hidrociclones dentro das faixas de valores testados. A variabilidade dos dados experimentais para cada uma das respostas foi explicada de modo satisfatório pelas equações ajustadas.

De acordo com as análises de regressão múltipla e curvas de superfície de resposta aplicadas aos resultados experimentais para cada uma das respostas do estudo das influências de variáveis geométricas e operacionais sobre o desempenho de diferentes hidrociclones, pode-se destacar que:

- A capacidade dos hidrociclones foi aumentada reduzindo-se os ângulos de tronco de cone e aumentando-se os diâmetros da alimentação e do *overflow*. O uso de maiores quedas de pressão também contribuiu para o aumento dessa resposta.
- A maximização da eficiência total de separação foi observada através da redução do diâmetro da alimentação, do diâmetro do *overflow* e do ângulo de tronco de cone, aliado a um aumento da queda de pressão no equipamento.
- A razão de líquido foi favorecida com o decréscimo de todas as variáveis estudadas (diâmetro da alimentação, do diâmetro do *overflow*, ângulo de tronco de cone e queda de pressão).
- Assim como para a eficiência total, a eficiência total reduzida foi maximizada com o uso de menores valores para as variáveis geométricas juntamente a altas quedas de pressão.
- As forças centrífugas foram maximizadas para maiores diâmetros do *overflow* e maiores quedas de pressão juntamente com menores diâmetros da alimentação e menores ângulos de tronco de cone.

Dentre todas as variáveis estudadas, duas delas tiveram efeito determinante para a variação das respostas:

- O diâmetro do *overflow* foi a variável que contribuiu mais intensamente para as respostas eficiência total, eficiência total reduzida e razão de líquido.
- O diâmetro da alimentação foi a variável que contribuiu mais intensamente para as respostas capacidade e f_G .

Constatou-se que os hidrociclones que possuíam maiores forças centrífugas eram também aqueles que apresentavam menores eficiências totais de coleta, devido ao fato de que quanto maior for o diâmetro do *overflow*, maiores serão as perdas de sólidos por este orifício.

Foi selecionado como hidrociclone “ótimo”, o hidrociclone 1, que possui diâmetro da alimentação de 2 mm, diâmetro do *overflow* de 2 mm e ângulo de tronco de cone de 6° ($D_a = -1$, $D_o = -1$ e $\theta = -1$), pois o mesmo forneceu o melhor desempenho de separação para a suspensão de leveduras e não promovia uma alta queda de viabilidade celular.

No estudo de avaliação da influência das condições experimentais sobre o desempenho do hidrociclone ótimo, destacam-se as seguintes conclusões:

- A capacidade sofreu influência significativa somente da variável queda de pressão e, portanto, o efeito da concentração foi desprezível.
- A eficiência total de separação foi maximizada com o aumento da queda de pressão e com a redução da concentração da suspensão, sendo este último efeito predominante.
- A razão de líquido foi maximizada com o decréscimo da concentração e da queda de pressão, sendo este último efeito predominante.
- Assim como para a eficiência total, a eficiência total reduzida é maximizada com o aumento da queda de pressão e com a redução da concentração, sendo este último efeito predominante.
- Os parâmetros f_G para o hidrociclone ótimo cresceram com o uso de maiores quedas de pressão, enquanto a concentração da suspensão não teve efeito sobre este parâmetro.

O aumento das forças centrífugas no hidrociclone ótimo não provocou aumentos significativos na eficiência total de coleta.

Os equipamentos produziram baixas quedas de viabilidade celular (inferiores a 7%) e, portanto, não comprometeram o estado fisiológico das leveduras, de modo a conjugar as condições necessárias para qualificar este equipamento como dispositivo adequado para a separação de células *Saccharomyces cerevisiae*.

Considerando que as centrífugas industriais em operação nas usinas têm eficiência de separação em torno de 80% e que a configuração ótima nas condições de queda de pressão

encontradas neste trabalho forneceu eficiências de separação de 81,96 % a 92,19 %, pode-se dizer que o hidrociclone apresentou resultados promissores para essa finalidade.

Com base no conhecimento adquirido de como as dimensões geométricas dos hidrociclos afetam a eficiência de separação, torna-se possível projetar um hidrociclone considerado ideal para realizar a separação de leveduras. Este hidrociclone deverá ser construído com material mais resistente que suporte pressões mais elevadas (na faixa de 120 psi). Acredita-se que nessas condições, o hidrociclone conseguirá processar suspensões com concentração de leveduras próxima àquelas utilizadas nas usinas sucroalcooleiras.

O solver comercial FLUENT® apresentou bom desempenho para descrever o comportamento hidrodinâmico de um hidrociclone e sua aplicação deve ser expandida no sentido de prever também o comportamento da fase dispersa no interior deste equipamento. Para a simulação fluidodinâmica do equipamento, melhores perfis de velocidades e pressões foram obtidos com a utilização da metodologia LES.

As sugestões para trabalhos futuros são:

- Utilização de hidrociclos confeccionados em material mais resistente, que suportem quedas de pressão mais altas, para se separar satisfatoriamente suspensão de leveduras com concentrações próximas das encontradas nas usinas (cerca de 11 %).
- Realizar um estudo de avaliação de outras variáveis geométricas como, por exemplo, o diâmetro da parte cilíndrica, o diâmetro do *underflow* e comprimento do *vortex finder*.
- Realizar testes de separação com o mosto fermentado obtido diretamente das usinas.
- Realizar a separação com hidrociclos em série para verificar se há melhora significativa na eficiência de separação.
- Realizar a simulação do *air core*, incluir conceitos de camada limite, testar outros modelos de turbulência e realizar a injeção de partículas.

Anexo 1

A1.1 – Resultados Experimentais do Planejamento Três Níveis para Quatro Fatores e Três Réplicas no Centro

Exp	Da	Do	θ	ΔP	T (°C)	ρ_{H2O} (kg/m ³)	W (kg/h)	c _w (%)	Q (m ³ /h)	c _v (%)	W _u (kg/h)	c _{wu} (%)	Q _u (m ³ /h)	c _{vu} (%)	η (%)	R _L (%)	η' (%)
1	-1	-1	-1	-1	31	995,34	126	0,87	0,1264	0,70	106,29	0,94	0,1066	0,75	90,75	84,30	41,08
2	-1	-1	-1	0	31	995,34	153	0,89	0,1534	0,72	124,77	1	0,1251	0,80	90,91	81,46	50,98
3	-1	-1	-1	1	31	995,34	178	0,89	0,1785	0,71	146,16	1	0,1466	0,80	92,02	82,03	55,59
4	-1	-1	0	-1	31	995,34	120	0,93	0,1203	0,74	99,60	1	0,0999	0,81	89,89	82,93	40,77
5	-1	-1	0	0	31	995,34	147	0,95	0,1474	0,76	120,76	1,05	0,1211	0,84	90,78	82,07	48,61
6	-1	-1	0	1	31	995,34	168	0,94	0,1685	0,75	139,20	1,04	0,1396	0,84	91,95	82,77	53,29
7	-1	-1	1	-1	29	995,95	118	0,87	0,1183	0,70	96,08	0,90	0,0963	0,72	84,60	81,39	17,23
8	-1	-1	1	0	30	995,65	144	0,86	0,1444	0,69	117,10	0,91	0,1174	0,73	86,15	81,28	26
9	-1	-1	1	1	30	995,65	165	0,86	0,1654	0,69	136,37	0,92	0,1367	0,74	88,69	82,59	35,02
10	-1	0	-1	-1	28	996,23	134	0,99	0,1342	0,80	79,19	1,13	0,0793	0,91	67,33	59,01	20,30
11	-1	0	-1	0	29	995,95	165	1	0,1653	0,80	95,21	1,17	0,0954	0,94	67,51	57,60	23,36
12	-1	0	-1	1	30	995,65	188	0,97	0,1885	0,78	107,85	1,14	0,1081	0,92	67,61	57,27	24,21
13	-1	0	0	-1	29	995,95	127	0,93	0,1273	0,75	72,39	1,09	0,0725	0,88	67,07	56,90	23,58
14	-1	0	0	0	30	995,65	157	0,92	0,1574	0,74	87,80	1,11	0,0880	0,89	67,30	55,82	25,99
15	-1	0	0	1	31	995,34	180	0,95	0,1805	0,76	100,54	1,15	0,1008	0,92	67,46	55,74	26,47
16	-1	0	1	-1	30	995,65	124	0,92	0,1243	0,74	71,95	1,07	0,0721	0,86	67,28	57,94	22,20
17	-1	0	1	0	31	995,34	152	0,93	0,1524	0,74	88,13	1,09	0,0884	0,87	67,89	57,89	23,76
18	-1	0	1	1	32	995,03	174	0,92	0,1745	0,74	100,72	1,1	0,1010	0,88	68,92	57,78	26,39
19	-1	1	-1	-1	32	995,03	138	0,91	0,1384	0,73	55,09	1,01	0,0553	0,81	43,99	39,88	6,83
20	-1	1	-1	0	32	995,03	170	0,93	0,1705	0,74	63,88	1,09	0,0641	0,87	44,11	37,52	10,55
21	-1	1	-1	1	33	994,70	197	0,91	0,1977	0,73	71,21	1,12	0,0714	0,90	44,29	36,07	12,85
22	-1	1	0	-1	27	996,51	137	1	0,1372	0,8	50,74	1,1	0,0508	0,88	40,55	37	5,64
23	-1	1	0	0	28	996,23	169	0,98	0,1693	0,79	58,58	1,15	0,0587	0,93	40,73	34,60	9,37
24	-1	1	0	1	29	995,95	193	0,95	0,1934	0,76	65,15	1,17	0,0653	0,94	41,66	33,68	12,02
25	-1	1	1	-1	33	994,70	135	0,91	0,1355	0,73	48,96	1	0,0491	0,80	39,66	36,24	5,38
26	-1	1	1	0	34	994,37	163	0,91	0,1636	0,73	57,98	1,04	0,0582	0,83	40,73	35,53	8,08
27	-1	1	1	1	34	994,37	188	1,07	0,1887	0,74	65,48	0,92	0,0657	0,86	40,78	34,77	9,21

Exp	Da	Do	θ	ΔP	T (°C)	ρ_{H2O} (kg/m ³)	W (kg/h)	c _w (%)	Q (m ³ /h)	c _v (%)	W _u (kg/h)	c _{wu} (%)	Q _u (m ³ /h)	c _{vu} (%)	η (%)	R _L (%)	η' (%)
28	0	-1	-1	-1	27	996,51	207	0,93	0,2073	0,74	162,83	0,97	0,1631	0,78	82,31	78,63	17,22
29	0	-1	-1	0	26	996,78	250	0,92	0,2503	0,74	197,71	0,98	0,1980	0,79	84,13	79,04	24,28
30	0	-1	-1	1	27	996,51	285	0,90	0,2855	0,72	226,50	0,97	0,2269	0,78	85,62	79,42	30,15
31	0	-1	0	-1	27	996,51	193	0,90	0,1933	0,72	152,53	0,94	0,1528	0,75	82,30	79	15,69
32	0	-1	0	0	28	996,23	232	0,90	0,2325	0,72	182,52	0,95	0,1829	0,76	83,13	78,63	21,07
33	0	-1	0	1	28	996,23	263	0,92	0,2635	0,74	207,88	0,97	0,2083	0,78	83,46	79	21,22
34	0	-1	1	-1	28	996,23	186	0,88	0,1864	0,70	146,20	0,90	0,1465	0,72	80,79	78,58	10,29
35	0	-1	1	0	29	995,95	223	0,86	0,2235	0,69	177,24	0,89	0,1776	0,72	82,21	79,45	13,39
36	0	-1	1	1	29	995,95	254	0,86	0,2546	0,69	199,75	0,90	0,2002	0,72	82,53	78,61	18,33
37	0	0	-1	-1	29	995,95	229	0,93	0,2295	0,74	127,16	1,02	0,1274	0,82	61,23	55,47	12,93
38	0	0	-1	0	30	995,65	275	0,95	0,2757	0,76	154,12	1,11	0,1544	0,89	65,83	55,95	22,43
39	0	0	-1	1	30	995,65	314	0,93	0,3148	0,75	175,37	1,16	0,1757	0,93	69,57	55,72	31,27
40	0	0	0	-1	30	995,65	216	0,94	0,2165	0,75	121,77	1,09	0,1220	0,88	65,64	56,29	21,39
41	0	0	0	0	31	995,34	258	0,95	0,2587	0,76	145,30	1,13	0,1456	0,90	66,84	56,22	24,27
42	0	0	0	1	32	995,03	294	0,94	0,2949	0,75	165,26	1,14	0,1657	0,92	68,40	56,09	28,03
43	0	0	1	-1	27	996,51	210	0,93	0,2103	0,75	118,45	1,07	0,1186	0,86	64,90	56,32	19,63
44	0	0	1	0	28	996,23	251	0,94	0,2515	0,75	141,90	1,08	0,1421	0,87	65,33	56,45	20,38
45	0	0	1	1	28	996,23	284	0,92	0,2846	0,74	159,89	1,09	0,1601	0,88	66,72	56,20	24,01
46	0	1	-1	-1	27	996,51	263	0,94	0,2634	0,75	94,98	1,11	0,0951	0,89	42,80	36,05	10,55
47	0	1	-1	0	27	996,51	316	0,94	0,3165	0,75	112,34	1,13	0,1125	0,91	42,85	35,48	11,41
48	0	1	-1	1	28	996,23	361	0,94	0,3617	0,75	126,90	1,16	0,1271	0,93	43,50	35,07	12,98
49	0	1	0	-1	28	996,23	245	0,9	0,2455	0,72	81,27	1,05	0,0814	0,84	38,71	33,12	8,36
50	0	1	0	0	29	995,95	294	0,91	0,2947	0,73	95,72	1,08	0,0959	0,87	38,86	32,50	9,42
51	0	1	0	1	29	995,95	336	0,93	0,3367	0,75	106,90	1,17	0,1071	0,94	39,96	31,74	12,05
52	0	1	1	-1	30	995,65	234	0,92	0,2346	0,74	78,80	1,03	0,0790	0,83	37,65	33,64	6,05
53	0	1	1	0	30	995,65	285	0,90	0,2857	0,72	93,72	1,08	0,0939	0,87	39,31	32,83	9,66
54	0	1	1	1	30	995,65	324	0,89	0,3248	0,71	105,29	1,11	0,1055	0,89	40,51	32,42	11,97
55	1	-1	-1	-1	26	996,78	240	0,95	0,2403	0,76	194,96	0,96	0,1952	0,77	82,10	81,22	4,67
56	1	-1	-1	0	26	996,78	285	0,95	0,2854	0,77	231,42	0,99	0,2317	0,79	83,99	81,17	14,95

Exp	Da	Do	θ	ΔP	T (°C)	ρ_{H2O} (kg/m ³)	W (kg/h)	c _w (%)	Q (m ³ /h)	c _v (%)	W _u (kg/h)	c _{wu} (%)	Q _u (m ³ /h)	c _{vu} (%)	η (%)	R _L (%)	η' (%)
57	1	-1	-1	1	27	996,51	324	0,96	0,3245	0,77	262,49	1,01	0,2629	0,81	85,09	80,98	21,60
58	1	-1	0	-1	27	996,51	217	0,93	0,2174	0,74	172,36	0,95	0,1726	0,77	81,73	79,41	11,30
59	1	-1	0	0	27	996,51	262	0,92	0,2624	0,74	207,16	0,96	0,2075	0,77	82,35	79,04	15,80
60	1	-1	0	1	27	996,51	297	0,93	0,2975	0,75	234,87	0,98	0,2352	0,78	82,63	79,05	17,08
61	1	-1	1	-1	28	996,23	209	0,91	0,2094	0,73	165,33	0,93	0,1656	0,75	80,69	79,09	7,67
62	1	-1	1	0	28	996,23	254	0,93	0,2545	0,74	200,78	0,95	0,2012	0,76	81,25	79,03	10,58
63	1	-1	1	1	28	996,23	290	0,92	0,2906	0,74	230,09	0,95	0,2305	0,76	82,32	79,31	14,54
64	1	0	-1	-1	30	995,65	274	0,83	0,2747	0,66	153,97	0,95	0,1543	0,76	64,63	56,12	19,39
65	1	0	-1	0	30	995,65	328	0,82	0,3289	0,66	182,39	0,95	0,1828	0,76	64,89	55,53	21,04
66	1	0	-1	1	31	995,34	374	0,96	0,3751	0,65	208,78	0,82	0,2094	0,77	65,39	55,74	21,79
67	1	0	0	-1	30	995,65	248	0,88	0,2486	0,71	138,06	1	0,1384	0,8	62,87	55,60	16,37
68	1	0	0	0	30	995,65	301	0,89	0,3018	0,72	165,88	1,03	0,1663	0,83	63,72	55,03	19,31
69	1	0	0	1	30	995,65	344	0,88	0,3449	0,70	188,26	1,05	0,1887	0,84	65,29	54,63	23,48
70	1	0	1	-1	29	995,95	246	0,86	0,2466	0,69	135,57	0,92	0,1359	0,74	59,14	55,08	9,04
71	1	0	1	0	29	995,95	294	0,86	0,2947	0,69	162,98	0,95	0,1633	0,76	61,69	55,38	14,14
72	1	0	1	1	29	995,95	338	0,82	0,3388	0,66	187,87	0,94	0,1883	0,75	63,28	55,52	17,45
73	1	1	-1	-1	28	996,23	330	0,83	0,3307	0,67	115,12	1	0,1153	0,8	42,03	34,82	11,05
74	1	1	-1	0	28	996,23	398	0,88	0,3988	0,70	137,91	1,08	0,1381	0,87	42,78	34,58	12,54
75	1	1	-1	1	28	996,23	457	0,88	0,4579	0,71	155,4	1,14	0,1556	0,92	43,92	33,92	15,13
76	1	1	0	-1	29	995,95	305	0,90	0,3057	0,72	100,23	1,04	0,1004	0,84	38,13	32,81	7,91
77	1	1	0	0	29	995,95	368	0,89	0,3688	0,71	118,89	1,1	0,1191	0,88	39,97	32,24	11,41
78	1	1	0	1	29	995,95	422	0,89	0,4230	0,72	134,93	1,12	0,1352	0,9	40,22	31,90	12,21
79	1	1	1	-1	29	995,95	302	0,84	0,3027	0,67	99,36	0,96	0,0996	0,77	37,65	32,86	7,14
80	1	1	1	0	29	995,95	357	0,84	0,3579	0,67	114,29	0,96	0,1145	0,77	36,54	31,98	6,71
81	1	1	1	1	29	995,95	411	0,83	0,4120	0,67	131,29	1,02	0,1316	0,82	39,13	31,88	10,64
82	0	0	0	0	31	995,34	258	0,92	0,2587	0,74	145,05	1,09	0,1454	0,87	66,61	56,12	23,90
83	0	0	0	0	31	995,34	258	1,08	0,2587	0,73	145,28	0,91	0,1457	0,87	66,40	56,22	23,26
84	0	0	0	0	31	995,34	258	0,92	0,2587	0,74	145,58	1,08	0,1459	0,87	66,33	56,34	22,90

A1.2 – Resultados Experimentais do Planejamento Três Níveis para Dois Fatores e Três Réplicas no Centro

Exp	c_w	ΔP	T (°C)	ρ_{H2O} (kg/m ³)	W (kg/h)	c_w (%)	Q (m ³ /h)	c_v (%)	W _u (kg/h)	c_{wu} (%)	Q _u (m ³ /h)	c_{vu} (%)	η (%)	R _L (%)	η' (%)
1	-1	-1	27	996,51	128	0,46	0,1283	0,37	108,64	0,49	0,1089	0,39	90,83	84,85	39,49
2	-1	0	27	996,51	157	0,47	0,1574	0,37	129,63	0,52	0,1299	0,41	91,06	82,53	48,85
3	-1	1	28	996,23	179	0,46	0,1795	0,37	145,45	0,53	0,1458	0,42	92,19	81,20	58,44
4	0	-1	25	997,05	131	3,06	0,1306	2,47	108,95	3,15	0,1086	2,54	85,57	83,09	14,66
5	0	0	26	996,78	160	3,03	0,1596	2,45	131,10	3,17	0,1307	2,56	85,79	81,82	21,85
6	0	1	30	995,65	182	2,99	0,1817	2,41	147,85	3,21	0,1475	2,59	87,17	81,05	32,26
7	1	-1	32	995,03	131	5,64	0,1302	4,56	107,22	5,64	0,1065	4,57	81,96	81,84	0,63
8	1	0	33	994,7	158	5,52	0,1571	4,47	128,97	5,55	0,1282	4,49	81,99	81,60	2,09
9	1	1	35	994,03	183	5,64	0,1820	4,56	148,58	5,8	0,1477	4,69	83,55	81,05	13,2
10	0	0	27	996,51	159	3,03	0,1586	2,44	130,70	3,17	0,1303	2,56	86,04	82,08	22,07
11	0	0	28	996,23	159	3,02	0,1586	2,43	129,93	3,17	0,1296	2,56	85,85	81,59	23,16
12	0	0	29	995,95	158	2,99	0,1577	2,41	128,91	3,14	0,1286	2,53	85,6	81,47	22,33

Anexo 2

A2.1 – Dados do Sistema de Aquisição para o Planejamento Três Níveis com Quatro Fatores e Três Réplicas no Centro

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
1	A2O2U6	126,657615	1,14423	15,067176	0,085308
1	A2O2U6	126,303997	1,03033	15,028162	0,106216
1	A2O2U6	126,109887	1,077472	15,003624	0,142509
1	A2O2U6	126,340919	1,073391	15,005726	0,092528
1	A2O2U6	126,28838	1,228528	15,074201	0,042007
2	A2O2U6	153,552028	1,198505	22,93727	0,05702
2	A2O2U6	153,650689	1,267277	22,994891	0,067424
2	A2O2U6	153,433385	1,101288	22,932936	0,105706
2	A2O2U6	153,314866	1,21469	22,953848	0,073356
2	A2O2U6	153,544179	1,225642	22,958855	0,078587
3	A2O2U6	178,465277	1,18239	30,990006	0,115824
3	A2O2U6	178,653138	1,171031	31,113675	0,070222
3	A2O2U6	178,205182	1,237495	30,962452	0,105228
3	A2O2U6	178,588054	1,185561	31,042854	0,060024
3	A2O2U6	178,125522	1,264841	30,943503	0,093849
4	A2O2U8	119,809257	1,773131	15,063069	0,088268
4	A2O2U8	119,842635	1,101866	15,062521	0,121774
4	A2O2U8	119,952177	1,60057	15,003527	0,124029
5	A2O2U8	146,821743	1,744364	23,058613	0,105908
5	A2O2U8	147,318237	1,026529	23,122813	0,115542
5	A2O2U8	146,868046	1,561714	23,090099	0,111485
5	A2O2U8	147,042891	1,200466	23,076438	0,106693
5	A2O2U8	147,047716	1,076576	23,065802	0,104632
6	A2O2U8	168,170892	1,662769	30,987846	0,084343
6	A2O2U8	169,161307	1,234047	31,097817	0,085923
6	A2O2U8	168,158581	1,578537	31,033662	0,127821
6	A2O2U8	168,162923	1,983725	31,12547	0,085959
6	A2O2U8	168,294776	1,515811	30,990644	0,094686
7	A2O2U10	118,017674	1,069556	15,096315	0,068353
7	A2O2U10	117,988633	1,060741	15,075894	0,037417
7	A2O2U10	118,236551	1,002887	15,078408	0,040386
7	A2O2U10	117,960093	1,08073	15,106397	0,032713
7	A2O2U10	118,118505	1,022427	15,042094	0,022328
8	A2O2U10	144,621246	1,097844	23,319125	0,086872
8	A2O2U10	144,577246	1,062213	23,319209	0,10469
8	A2O2U10	144,64128	1,04438	23,374408	0,076792
8	A2O2U10	144,380173	1,011321	23,383576	0,044399
8	A2O2U10	144,280061	1,125433	23,314882	0,05116
9	A2O2U10	165,667344	1,140274	31,095687	0,109906
9	A2O2U10	165,288107	1,087747	31,003322	0,088938
9	A2O2U10	165,44828	1,058986	31,062381	0,111271

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
9	A2O2U10	165,707089	1,083382	31,090986	0,083166
9	A2O2U10	165,790119	1,042954	31,108477	0,042625
10	A2O3U6	134,152969	1,415946	15,029202	0,022697
10	A2O3U6	134,156445	1,396774	15,049884	0,039133
10	A2O3U6	134,156738	1,574878	15,035003	0,019046
10	A2O3U6	134,164242	1,461512	15,038135	0,032275
10	A2O3U6	134,115261	1,639138	15,051214	0,027621
11	A2O3U6	164,878429	1,646413	23,038528	0,533856
11	A2O3U6	164,819914	1,476287	23,027873	0,02513
11	A2O3U6	164,94711	1,409935	23,073615	0,030962
11	A2O3U6	165,078706	1,599413	23,02229	0,037018
11	A2O3U6	165,401783	1,399949	23,049567	0,024876
12	A2O3U6	188,371507	1,417091	31,046093	0,027404
12	A2O3U6	187,905283	1,030626	31,020563	0,092366
12	A2O3U6	188,325878	1,608009	31,090444	0,029404
12	A2O3U6	188,820359	1,401799	31,046939	0,021234
13	A2O3U8	127,241816	1,518881	14,901099	0,065205
13	A2O3U8	127,277788	1,468973	14,902955	0,065298
13	A2O3U8	127,280535	1,57557	14,843322	0,068094
13	A2O3U8	127,207661	1,501857	14,919076	0,074687
14	A2O3U8	157,118584	1,362755	23,189153	0,120771
14	A2O3U8	157,129747	1,661578	23,210222	0,124269
14	A2O3U8	157,23985	1,649618	23,172427	0,135552
14	A2O3U8	157,373288	1,451664	23,178716	0,123881
15	A2O3U8	180,394463	1,287583	31,017004	0,112155
15	A2O3U8	180,442584	1,39091	31,004742	0,133271
15	A2O3U8	180,312595	1,237105	31,026744	0,151581
15	A2O3U8	180,121782	1,420049	30,990933	0,128179
15	A2O3U8	180,202354	1,651349	30,97132	0,122907
16	A2O3U10	124,100831	1,409042	15,029617	0,021505
16	A2O3U10	124,151926	1,407235	15,02291	0,020341
16	A2O3U10	124,184483	1,627934	15,02308	0,051147
16	A2O3U10	124,173166	1,563494	15,07784	0,030375
17	A2O3U10	151,914372	1,23493	23,068588	0,180411
17	A2O3U10	152,436079	1,504389	23,028614	0,219166
17	A2O3U10	152,121312	1,496796	23,043126	0,023446
17	A2O3U10	151,964417	1,557835	23,047353	0,033355
18	A2O3U10	174,204319	1,402556	30,85478	0,090968
18	A2O3U10	174,102628	1,577366	30,72622	0,078733
18	A2O3U10	174,540218	1,653293	31,024006	0,031872
18	A2O3U10	174,562011	1,664242	31,047011	0,045374
18	A2O3U10	173,977693	1,842357	31,049482	0,059581
19	A2O4U6	138,567435	1,648588	15,053083	0,130979
19	A2O4U6	138,394437	1,667387	15,033208	0,081822

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
19	A2O4U6	137,982106	1,662767	15,034377	0,051571
19	A2O4U6	138,196812	1,407179	15,030561	0,036923
19	A2O4U6	137,979431	1,470281	15,038548	0,081927
20	A2O4U6	170,699139	1,525239	23,029503	0,037339
20	A2O4U6	170,662249	1,407036	23,019464	0,023723
20	A2O4U6	170,00286	1,413963	23,022759	0,051838
20	A2O4U6	170,004066	1,688754	23,038006	0,053804
20	A2O4U6	170,544503	1,512695	23,029443	0,020963
21	A2O4U6	197,567038	1,410272	31,035082	0,029276
21	A2O4U6	197,296926	1,405112	31,023348	0,071883
21	A2O4U6	197,049526	1,574346	31,151472	0,026866
21	A2O4U6	197,159469	1,409781	31,023319	0,041297
21	A2O4U6	197,078577	1,411892	31,021387	0,03162
22	A2O4U8	136,888474	1,486118	15,10446	0,090541
22	A2O4U8	136,918347	1,487759	15,137079	0,114069
22	A2O4U8	136,950707	1,418937	15,16891	0,088957
22	A2O4U8	137,256063	1,59131	15,164195	0,087320
22	A2O4U8	137,555216	1,247911	15,151368	0,091407
23	A2O4U8	169,274259	1,30095	23,387708	0,083037
23	A2O4U8	169,033802	1,615252	23,356592	0,096155
23	A2O4U8	169,059892	1,394618	23,428441	0,076574
23	A2O4U8	169,046036	1,375632	23,380875	0,111263
23	A2O4U8	169,087098	1,327712	23,369941	0,101825
24	A2O4U8	193,631078	1,664231	30,846238	0,138219
24	A2O4U8	193,805354	1,438396	30,783947	0,101684
24	A2O4U8	193,382856	1,190949	30,788749	0,101132
24	A2O4U8	193,008054	1,595533	30,82744	0,109485
25	A2O4U10	134,884139	1,408412	15,026936	0,043992
25	A2O4U10	135,481192	1,649252	15,019289	0,030089
25	A2O4U10	135,726628	1,604204	15,031639	0,100769
25	A2O4U10	134,81083	1,397706	15,023945	0,035761
25	A2O4U10	134,840852	1,394671	15,019544	0,025115
26	A2O4U10	162,978818	1,500894	23,022879	0,018868
26	A2O4U10	163,143231	1,410948	23,029307	0,019629
26	A2O4U10	163,28166	1,40004	23,022937	0,017496
26	A2O4U10	163,554258	1,528416	23,032228	0,017973
26	A2O4U10	163,135615	1,565221	23,021767	0,017853
27	A2O4U10	188,348667	1,401604	31,029001	0,023779
27	A2O4U10	188,161233	1,624243	31,023746	0,035361
27	A2O4U10	188,210777	1,657722	31,025952	0,021871
27	A2O4U10	188,480904	1,667793	31,023022	0,025109
27	A2O4U10	188,881533	1,670369	31,022592	0,032483
28	A3O2U6	207,283735	1,815863	15,04199	0,059773
28	A3O2U6	207,374957	1,63974	14,993155	0,04831

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
28	A3O2U6	207,225707	1,579011	15,006638	0,046423
28	A3O2U6	207,40445	1,471023	15,044725	0,062437
29	A3O2U6	250,809039	1,533432	23,146462	0,042766
29	A3O2U6	250,476853	1,561208	23,114546	0,058627
29	A3O2U6	250,892271	1,525533	23,148424	0,044705
29	A3O2U6	250,718523	1,640386	23,185598	0,061389
29	A3O2U6	250,849985	1,672613	23,137607	0,058515
30	A3O2U6	285,901293	1,404461	31,163624	0,078774
30	A3O2U6	285,745422	1,521947	31,17723	0,066256
30	A3O2U6	285,851237	1,552437	31,239176	0,060962
30	A3O2U6	285,765188	1,618911	31,232109	0,074816
31	A3O2U8	193,238496	1,257895	15,067243	0,03773
31	A3O2U8	193,208788	1,233369	15,029599	0,057607
31	A3O2U8	193,068568	1,237924	15,064045	0,063559
31	A3O2U8	193,43096	1,287218	15,07826	0,047086
31	A3O2U8	193,24902	1,244016	15,06562	0,052632
32	A3O2U8	232,456321	1,366725	22,96327	0,093871
32	A3O2U8	232,052887	1,53874	22,982861	0,11433
32	A3O2U8	232,194225	1,03733	22,971838	0,056772
32	A3O2U8	232,259875	1,285841	22,943867	0,044399
32	A3O2U8	232,534233	1,337306	22,957834	0,10116
33	A3O2U8	263,174153	1,545884	30,9434	0,119226
33	A3O2U8	263,401325	1,451692	31,005459	0,075073
33	A3O2U8	263,037461	1,286679	31,002132	0,073646
33	A3O2U8	263,205764	1,224624	30,879693	0,075131
33	A3O2U8	263,608726	1,327936	30,948259	0,113199
34	A3O2U10	186,365784	1,242668	15,028294	0,032163
34	A3O2U10	186,482217	1,330176	15,062338	0,046085
34	A3O2U10	186,566517	1,396485	15,045404	0,046621
34	A3O2U10	186,461361	1,318706	14,990057	0,061954
34	A3O2U10	186,400765	1,182863	15,017746	0,054129
35	A3O2U10	223,188358	1,419493	23,072341	0,053986
35	A3O2U10	223,848465	1,28592	23,024166	0,074213
35	A3O2U10	223,086159	1,20631	23,097886	0,076394
35	A3O2U10	223,375625	1,277816	23,162986	0,065971
35	A3O2U10	223,076224	1,195944	23,068235	0,084002
36	A3O2U10	254,134743	1,965423	30,873792	0,10016
36	A3O2U10	254,915748	1,870267	30,787407	0,103119
36	A3O2U10	254,808928	1,831999	30,899566	0,122187
36	A3O2U10	254,142875	1,824958	30,890816	0,070794
36	A3O2U10	254,948449	1,96491	30,888259	0,117137
37	A3O3U6	229,250635	1,352785	15,330773	0,033034
37	A3O3U6	229,246405	1,470136	15,138124	0,03752
37	A3O3U6	229,389624	1,483265	15,14538	0,04174

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
37	A3O3U6	229,278433	1,534744	15,159489	0,029644
38	A3O3U6	275,341342	1,633669	22,930382	0,031728
38	A3O3U6	275,774988	1,35341	22,922936	0,037356
38	A3O3U6	275,635598	1,521356	22,991793	0,028442
38	A3O3U6	275,566371	1,488404	22,851505	0,026159
39	A3O3U6	313,980311	1,603958	30,851356	0,025843
39	A3O3U6	314,254425	1,35201	30,834569	0,030243
39	A3O3U6	313,743361	1,345459	31,366442	0,039404
39	A3O3U6	313,74633	1,350604	31,270346	0,045748
40	A3O3U8	215,872129	1,420226	14,825663	0,055081
40	A3O3U8	216,09995	1,529985	14,815478	0,045179
40	A3O3U8	216,138081	1,546261	14,799933	0,031307
40	A3O3U8	215,868368	1,352346	14,996157	0,029179
40	A3O3U8	215,854057	1,373265	15,065192	0,081183
41	A3O3U8	257,923643	1,610103	23,047501	0,028452
41	A3O3U8	257,893523	1,351087	22,794611	0,028017
41	A3O3U8	257,883941	1,353812	22,74549	0,035107
41	A3O3U8	257,892611	1,355917	22,874614	0,05832
41	A3O3U8	257,936577	1,491526	23,495498	0,048276
42	A3O3U8	294,588627	1,564558	30,897269	0,078836
42	A3O3U8	294,277316	1,380678	30,726452	0,067824
42	A3O3U8	294,261136	1,50793	31,102871	0,11795
42	A3O3U8	294,169189	1,62493	30,982624	0,052037
42	A3O3U8	294,211364	1,472139	31,110758	0,035715
43	A3O3U10	210,576399	1,353585	15,200174	0,027388
43	A3O3U10	210,586496	1,358658	15,173466	0,030052
43	A3O3U10	210,353404	1,445796	15,217977	0,023758
43	A3O3U10	210,342351	1,345729	15,047527	0,028259
43	A3O3U10	210,349086	1,3533	15,058044	0,028666
44	A3O3U10	251,278357	1,629387	23,043844	0,027319
44	A3O3U10	251,716142	1,352365	23,306254	0,031413
44	A3O3U10	251,198444	1,628606	23,239483	0,036827
44	A3O3U10	251,234787	1,639672	23,264041	0,02827
44	A3O3U10	251,331734	1,532547	22,916478	0,028958
45	A3O3U10	284,13262	1,533627	30,951404	0,034797
45	A3O3U10	284,189471	1,543936	30,951327	0,034143
45	A3O3U10	283,897751	1,335718	31,015642	0,040923
45	A3O3U10	283,961612	1,599233	31,288336	0,032298
45	A3O3U10	284,155527	1,351648	31,307234	0,047059
46	A3O4U6	263,10757	1,706278	15,162601	0,068156
46	A3O4U6	263,261442	1,730478	15,197811	0,054431
46	A3O4U6	263,049171	1,628845	15,173407	0,04255
46	A3O4U6	263,549701	1,786951	15,150578	0,040053
46	A3O4U6	263,484642	1,799793	15,219332	0,064845

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
47	A3O4U6	316,390031	1,823375	23,075012	0,081543
47	A3O4U6	316,207229	1,694546	23,082871	0,084913
47	A3O4U6	316,864767	1,542015	23,071678	0,056562
47	A3O4U6	316,478573	1,699614	23,125955	0,076965
48	A3O4U6	361,631837	1,613574	31,047033	0,104322
48	A3O4U6	361,31554	1,433714	31,054442	0,06736
48	A3O4U6	361,158465	1,554394	31,050158	0,118046
48	A3O4U6	361,331043	1,584303	31,110034	0,068917
49	A3O4U8	245,07591	1,65091	15,021976	0,030978
49	A3O4U8	245,749613	1,795557	15,010246	0,042384
49	A3O4U8	245,367362	1,734657	14,966441	0,04156
49	A3O4U8	245,547918	1,697507	14,983678	0,045989
49	A3O4U8	245,810486	1,716226	15,035091	0,040832
50	A3O4U8	294,045285	1,351881	22,942934	0,044303
50	A3O4U8	294,394516	1,457846	22,967931	0,037778
50	A3O4U8	294,414078	1,448514	22,970479	0,088975
50	A3O4U8	294,314858	1,540918	22,987579	0,067679
50	A3O4U8	294,851862	1,54501	22,980932	0,087557
51	A3O4U8	336,473673	1,761129	30,804824	0,075724
51	A3O4U8	336,491858	1,592434	30,935086	0,052382
51	A3O4U8	336,212503	1,448821	30,907352	0,048221
51	A3O4U8	336,608023	1,55904	30,978127	0,113842
51	A3O4U8	336,680917	1,68709	30,884395	0,12797
51	A3O4U8	336,521282	1,590196	30,8457	0,068654
52	A3O4U10	234,470056	1,60345	14,964091	0,030639
52	A3O4U10	234,566729	1,609309	14,965975	0,047667
52	A3O4U10	234,650028	1,489491	14,9842	0,03133
52	A3O4U10	234,522243	1,548794	14,989243	0,04062
52	A3O4U10	234,32668	1,605833	14,931961	0,077549
52	A3O4U10	234,561478	1,457255	14,975249	0,04229
53	A3O4U10	285,826312	1,387453	23,248466	0,057074
53	A3O4U10	285,237752	1,892839	23,265197	0,046377
53	A3O4U10	285,643334	1,598985	23,222961	0,048068
53	A3O4U10	285,908375	1,523016	23,192955	0,040211
53	A3O4U10	285,30903	1,508754	23,099968	0,075127
54	A3O4U10	324,315843	1,452552	30,927787	0,090167
54	A3O4U10	324,377496	1,53046	31,037722	0,086138
54	A3O4U10	324,451251	1,651583	30,9675	0,065999
54	A3O4U10	324,373346	1,388092	30,910303	0,066458
54	A3O4U10	324,343134	1,553563	30,831739	0,066997
55	A4O2U6	240,240424	0,898427	14,773017	0,025942
55	A4O2U6	240,243202	0,890682	14,876568	0,0198
55	A4O2U6	240,300091	0,92731	14,774463	0,019309
55	A4O2U6	240,837723	0,905624	15,173407	0,044274

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
55	A4O2U6	240,86361	0,891449	15,150578	1,943467
56	A4O2U6	285,055303	1,109046	23,134338	0,038165
56	A4O2U6	285,567279	1,047413	23,186024	0,037667
56	A4O2U6	285,26266	0,984323	23,141122	0,023942
56	A4O2U6	285,078415	0,904607	23,222706	0,065656
56	A4O2U6	285,515455	0,975968	23,082871	0,0317
57	A4O2U6	324,618661	0,965767	30,645461	0,019502
57	A4O2U6	324,047793	0,961279	30,579587	0,030997
57	A4O2U6	324,561223	0,971859	30,644699	1,48954
57	A4O2U6	324,37744	0,967249	30,566523	0,028457
57	A4O2U6	324,729988	0,905813	30,676507	0,057311
58	A4O2U8	217,729342	0,908245	15,022981	0,034625
58	A4O2U8	217,904553	0,935855	15,039984	0,058905
58	A4O2U8	217,914148	0,918362	15,075348	0,062385
58	A4O2U8	217,70625	0,93143	15,036289	0,03747
58	A4O2U8	217,448371	0,961596	14,983352	0,027579
59	A4O2U8	262,333065	0,981664	23,251094	0,048874
59	A4O2U8	262,405003	1,105333	23,199028	1,057073
59	A4O2U8	262,513127	0,955579	22,867201	0,104782
59	A4O2U8	262,750012	0,94213	23,037707	0,067138
59	A4O2U8	262,152497	1,030302	23,076387	0,024968
60	A4O2U8	297,057839	0,979078	30,935287	0,080703
60	A4O2U8	297,275439	0,897333	30,856602	0,090517
60	A4O2U8	297,187699	0,897918	30,886302	0,062707
60	A4O2U8	297,564361	0,998821	30,666356	0,064324
60	A4O2U8	297,455206	0,985091	30,936352	0,033777
61	A4O2U10	209,234586	1,103675	15,033674	0,035162
61	A4O2U10	209,160131	1,109309	15,239475	0,06882
61	A4O2U10	208,852741	1,188491	15,254586	0,049349
61	A4O2U10	208,851416	1,045494	15,243551	0,092615
62	A4O2U10	254,857169	1,116482	23,08756	0,042672
62	A4O2U10	254,101843	1,042766	23,374824	0,055477
62	A4O2U10	253,868417	1,094356	23,37222	0,110415
62	A4O2U10	254,202234	1,115658	23,373235	0,042518
62	A4O2U10	254,027712	1,122897	23,094151	0,042361
63	A4O2U10	290,024768	1,351881	31,116235	0,039959
63	A4O2U10	290,07866	1,23046	31,131593	0,099666
63	A4O2U10	290,660116	1,408116	31,101993	0,034679
63	A4O2U10	290,986525	1,165246	31,133449	0,051093
64	A4O3U6	274,455937	1,438292	15,377186	0,022493
64	A4O3U6	274,086725	1,604323	14,926043	0,024758
64	A4O3U6	274,602244	1,512664	14,891202	0,013537
64	A4O3U6	274,118666	1,715172	14,952642	0,01721
64	A4O3U6	274,654724	1,448723	14,187459	0,019039

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
65	A4O3U6	327,979219	1,631459	23,236449	0,025616
65	A4O3U6	328,014405	1,207423	23,974009	0,029152
65	A4O3U6	328,504962	1,997411	23,371335	0,025848
65	A4O3U6	327,725232	1,427297	23,344422	0,033493
65	A4O3U6	327,736973	1,437606	23,356038	0,035475
66	A4O3U6	374,462038	1,589235	31,107308	0,020937
66	A4O3U6	374,254273	1,418562	31,036521	0,019584
66	A4O3U6	374,387031	1,622918	31,123122	0,020939
66	A4O3U6	374,435299	1,595263	31,040066	0,017026
66	A4O3U6	374,274449	1,467717	31,085586	0,023453
67	A4O3U8	248,819922	1,716482	14,856699	0,039447
67	A4O3U8	247,887627	1,7296	14,878954	0,03699
67	A4O3U8	248,811333	1,59976	14,877461	0,045243
67	A4O3U8	248,717499	1,810958	14,826153	0,054156
67	A4O3U8	248,362168	1,720997	14,834599	0,054213
68	A4O3U8	301,185158	1,793653	23,040141	0,067602
68	A4O3U8	301,76557	1,432916	23,039707	0,059403
68	A4O3U8	301,81008	1,63815	23,049925	0,041125
68	A4O3U8	301,253022	1,805094	23,079543	0,098472
68	A4O3U8	301,624318	1,765446	23,011482	0,08597
69	A4O3U8	344,51824	1,596412	30,948085	0,060089
69	A4O3U8	344,323215	1,720336	30,965049	0,056241
69	A4O3U8	344,539071	1,611765	30,953865	0,088751
69	A4O3U8	344,492259	1,7242	30,995666	0,047292
69	A4O3U8	344,443733	1,525853	31,01618	0,0668
70	A4O3U10	246,204229	1,553954	14,903018	0,018743
70	A4O3U10	246,011365	1,451904	14,657028	0,031019
70	A4O3U10	246,997166	1,426454	14,977861	0,020266
70	A4O3U10	246,022886	1,436315	14,759022	0,030371
70	A4O3U10	246,118628	1,741988	14,902322	0,036034
71	A4O3U10	294,379059	1,632774	23,573891	0,022551
71	A4O3U10	294,563638	1,43336	23,402161	0,020905
71	A4O3U10	293,975382	1,661919	23,396684	0,017061
71	A4O3U10	294,408443	1,429199	23,419891	0,0384
72	A4O3U10	338,06671	1,659664	31,130777	0,010526
72	A4O3U10	338,390849	1,647791	31,117095	0,023491
72	A4O3U10	338,073514	1,53298	31,345105	0,017623
72	A4O3U10	338,163596	1,551359	31,233871	0,01543
72	A4O3U10	338,424112	1,658459	31,348991	0,021704
73	A4O4U6	330,322012	1,660346	14,662324	0,018802
73	A4O4U6	330,161194	1,679295	14,655612	0,021448
73	A4O4U6	330,785386	1,525583	14,645412	0,02166
73	A4O4U6	330,662264	1,433137	14,800799	0,020114
73	A4O4U6	330,647928	1,42991	14,794972	0,017347

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
74	A4O4U6	397,994456	1,584161	22,773674	0,020012
74	A4O4U6	397,972209	1,453303	22,75224	0,026727
74	A4O4U6	397,919575	1,568484	22,810733	0,021499
74	A4O4U6	397,906978	1,479687	22,840704	0,023655
75	A4O4U6	457,044027	1,533338	30,684819	0,025364
75	A4O4U6	457,082234	1,577004	30,645448	0,013421
75	A4O4U6	457,069081	1,604888	30,879008	0,026228
75	A4O4U6	457,054499	1,577412	30,926314	0,02118
76	A4O4U8	305,192967	1,521765	15,103867	0,039673
76	A4O4U8	305,259897	1,365653	15,337239	0,044107
76	A4O4U8	305,382729	1,096457	15,313325	0,043614
76	A4O4U8	304,867024	1,224379	15,351472	0,100582
76	A4O4U8	305,013509	1,269132	15,860893	0,0558
77	A4O4U8	367,903053	1,447477	23,48189	0,034547
77	A4O4U8	367,972028	1,627902	23,451206	0,069457
77	A4O4U8	368,479821	1,601145	23,580062	0,047146
77	A4O4U8	367,722885	1,377451	23,567473	0,102014
78	A4O4U8	422,404718	1,380966	30,951956	0,040341
78	A4O4U8	422,067117	1,379505	30,907247	0,034025
78	A4O4U8	422,273359	1,573806	30,962979	0,060808
78	A4O4U8	422,015367	1,371404	30,841837	0,099396
78	A4O4U8	422,432692	1,606469	30,820076	0,034115
79	A4O4U10	302,171938	1,562252	14,462423	0,019324
79	A4O4U10	302,552268	1,984448	14,445301	0,12469
79	A4O4U10	302,125937	1,436756	14,839219	0,032787
79	A4O4U10	302,217226	1,56226	14,847875	0,023164
79	A4O4U10	302,397777	1,448467	14,790571	0,031175
80	A4O4U10	356,997758	1,432721	23,344125	0,030268
80	A4O4U10	356,909155	1,433914	23,382303	0,026539
80	A4O4U10	356,972835	1,485106	23,408589	0,033356
80	A4O4U10	357,301653	1,615084	23,369877	0,017743
81	A4O4U10	411,041961	1,426155	31,398059	0,046779
81	A4O4U10	411,063475	1,440669	31,314433	0,041395
81	A4O4U10	411,094233	1,471973	31,46114	0,025648
81	A4O4U10	411,267933	1,558204	31,463771	0,021891
82	A3O3U8	258,033914	1,504413	23,224741	0,092178
82	A3O3U8	258,226334	1,604902	23,177622	0,033709
82	A3O3U8	258,291191	1,576451	23,246529	0,04858
82	A3O3U8	258,252529	1,437733	22,925168	0,396133
82	A3O3U8	258,177342	1,614688	22,918632	0,025732
83	A3O3U8	257,96973	1,444143	23,290052	0,030063
83	A3O3U8	257,758824	1,351422	23,228456	0,074093
83	A3O3U8	257,760597	1,353327	23,461006	0,024755
83	A3O3U8	258,364869	1,718108	22,727828	0,033448

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
83	A3O3U8	258,586303	1,432936	22,739678	0,04973
84	A3O3U8	257,972672	1,446834	23,047046	0,028129
84	A3O3U8	257,860296	1,937239	23,332848	0,037485
84	A3O3U8	258,056717	1,604268	23,316001	0,036028
84	A3O3U8	257,940007	1,352344	23,334298	0,030144
84	A3O3U8	258,381368	1,769176	22,997597	0,028735

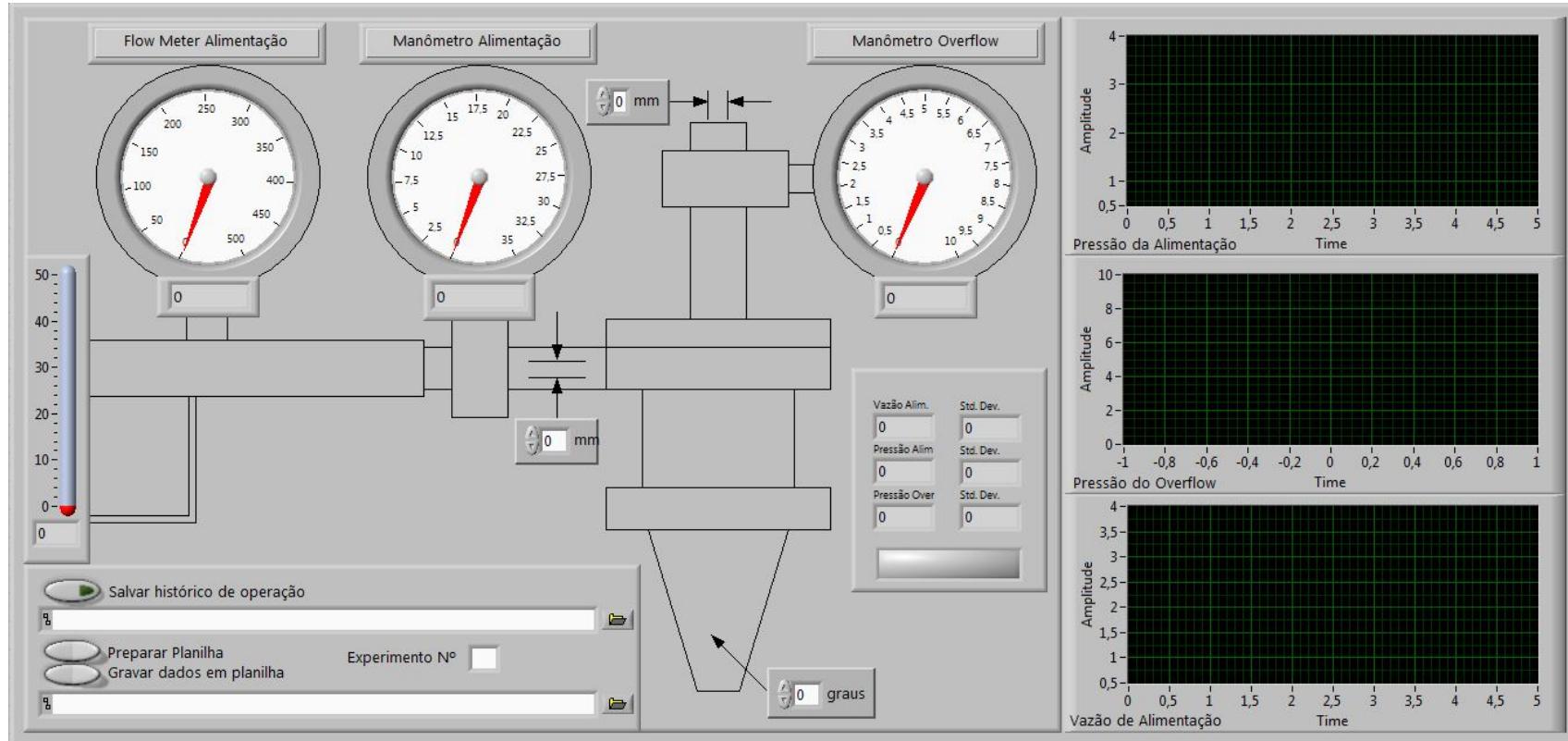
A2.2 – Dados do Sistema de Aquisição para o Planejamento Três Níveis com Dois Fatores e Três Réplicas no Centro

Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
1	A2O2U6	128,38922	1,407467	15,31597	0,018205
1	A2O2U6	128,30945	1,411844	15,219949	0,058152
1	A2O2U6	128,3757	1,418709	15,180277	0,034548
1	A2O2U6	128,30959	1,476632	15,140181	0,13328
1	A2O2U6	128,22081	1,414887	15,162477	0,071374
2	A2O2U6	157,13292	1,413346	22,844109	0,049115
2	A2O2U6	157,13325	1,623893	23,032803	0,028343
2	A2O2U6	157,16528	1,40905	23,318605	0,178379
2	A2O2U6	157,1317	1,650645	23,301758	0,217134
2	A2O2U6	156,98302	1,413113	23,320055	0,021414
3	A2O2U6	179,23048	1,40778	30,983354	0,031323
3	A2O2U6	179,20154	1,546154	31,04081	0,088936
3	A2O2U6	179,17176	1,502441	31,00798	0,076701
3	A2O2U6	179,13041	1,394882	31,446763	0,02984
4	A2O2U6	131,16081	1,502671	15,213585	0,022294
4	A2O2U6	131,36458	1,409517	15,325435	0,026371
4	A2O2U6	131,28146	1,330921	15,032803	0,023984
4	A2O2U6	131,26434	1,598974	15,318605	0,025181
5	A2O2U6	160,03847	1,335849	23,301758	0,023851
5	A2O2U6	159,87554	1,337799	23,320055	0,049467
5	A2O2U6	159,87702	1,514468	22,983354	0,049849
5	A2O2U6	159,89737	1,338869	23,04081	0,030338
5	A2O2U6	159,99328	1,598255	23,00798	0,060129
6	A2O2U6	181,9632	1,461424	31,29746	0,046046
6	A2O2U6	181,98922	1,342179	31,28544	0,062136
6	A2O2U6	181,90945	1,344842	31,57468	0,022356
6	A2O2U6	181,9757	1,341474	31,29647	0,026488
6	A2O2U6	181,90959	1,618671	31,40307	0,020569
7	A2O2U6	131,43208	1,331783	15,05937	0,021358
7	A2O2U6	131,43292	1,338912	15,07152	0,023623
7	A2O2U6	131,43325	1,33939	15,07219	0,092402
7	A2O2U6	131,46528	1,492365	15,02016	0,066075
7	A2O2U6	131,40333	1,554357	15,06759	0,067904
8	A2O2U6	158,28893	1,342651	22,96785	0,054481
8	A2O2U6	158,25115	1,341749	22,96792	0,348017
8	A2O2U6	158,28866	1,605677	22,95968	0,024713
8	A2O2U6	158,20458	1,621609	22,93498	0,032358
8	A2O2U6	158,29889	1,451747	22,97113	0,03434
9	A2O2U6	182,97435	1,50513	30,7802	0,01608
9	A2O2U6	183,00948	1,593063	30,76199	0,013661
9	A2O2U6	182,996987	1,341139	30,95866	0,016898

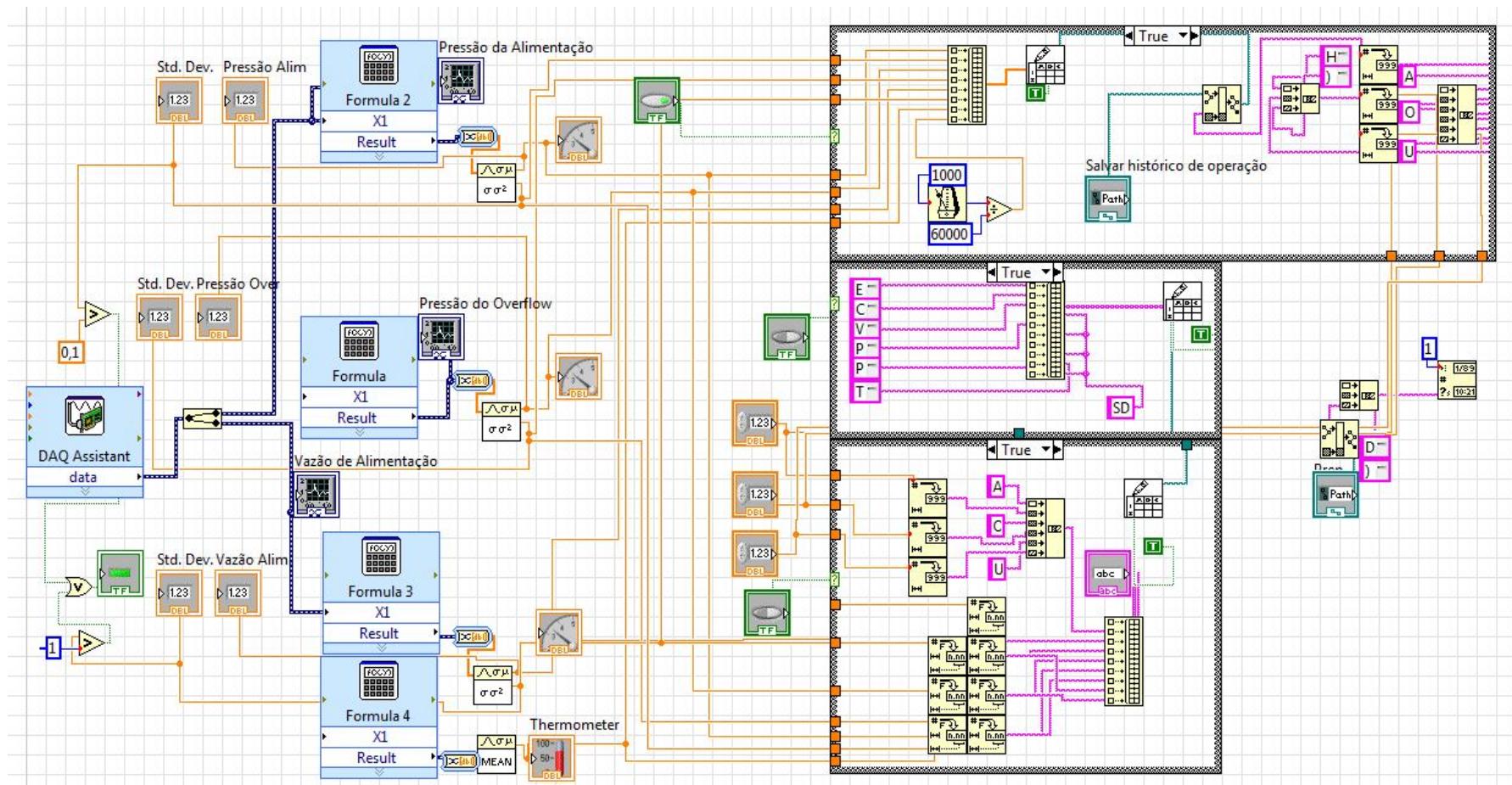
Exp.	Config.	Vazão Alim. (kg/h)	SD	Pressão Alim. (psi)	SD
9	A2O2U6	183,26612	1,757971	31,0001	0,666363
9	A2O2U6	183,297759	1,591381	30,95754	0,022943
10	A2O2U6	159,286614	1,605351	22,91997	0,018135
10	A2O2U6	159,209246	1,603596	22,96443	1,738515
10	A2O2U6	159,222525	1,337992	22,94033	0,019703
10	A2O2U6	159,244852	1,343846	23,11116	0,014667
10	A2O2U6	159,28802	1,615593	23,06647	0,271709
11	A2O2U6	159,30188	1,340711	22,97569	0,016886
11	A2O2U6	159,30769	1,504968	23,32778	0,020918
11	A2O2U6	159,05217	1,457249	23,37086	0,145876
11	A2O2U6	159,12786	1,500553	23,29452	0,025156
12	A2O2U6	158,08858	1,426795	23,1116	0,024318
12	A2O2U6	157,92866	1,519165	23,00486	0,039299
12	A2O2U6	157,99815	1,429687	23,002715	0,029134
12	A2O2U6	157,93921	1,601034	23,287814	0,041038
12	A2O2U6	157,9384	1,020224	23,279275	0,021863

A2.3 – Sistema de Aquisição: Software Labview

Vista da tela do sistema implementado para visualização e gravação de dados de vazão e pressão.



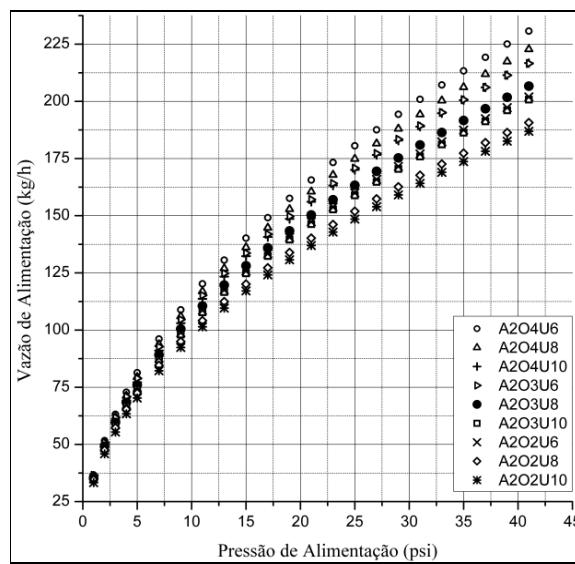
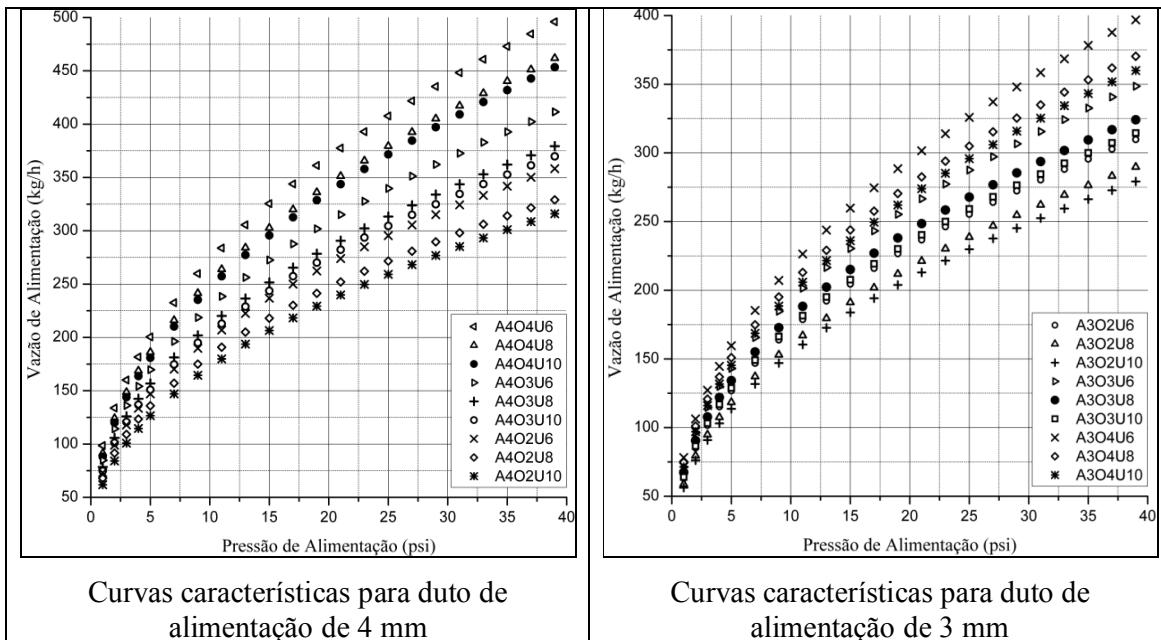
Malha Implementada para Aquisição de Dados de Vazão e Pressão



Anexo 3

A3.1 – Caracterização Fluidodinâmica dos Hidrociclones

Em experimentos usando como fluido somente a água, foi realizado o levantamento das curvas de vazão mássica de alimentação em função da queda de pressão dos equipamentos, as denominadas curvas características dos hidrociclones, que são apresentadas a seguir.



Curvas características para duto de alimentação de 2 mm

Os dados de vazão mássica de alimentação (Q) em função da pressão de alimentação (P), obtidos para cada hidrociclone, foram ajustados por uma equação do tipo $Q = aP^b$. A seguir são apresentados os parâmetros da equação, obtidos por regressão não-linear, e o quadrado do coeficiente de determinação do modelo (R^2).

Hidrociclone	<i>a</i>	<i>b</i>	R^2
1	35,090	0,471	0,99968
2	34,555	0,460	0,99929
3	33,266	0,465	0,99965
4	36,452	0,480	0,99990
5	35,344	0,476	0,99986
6	34,669	0,473	0,99986
7	36,639	0,495	0,99991
8	36,142	0,490	0,99900
9	35,039	0,491	0,99912
10	63,048	0,434	0,99927
11	58,803	0,435	0,99974
12	56,242	0,437	0,99961
13	71,263	0,433	0,99970
14	67,246	0,429	0,99973
15	64,030	0,434	0,99974
16	78,161	0,443	0,99982
17	74,690	0,437	0,99972
18	71,445	0,441	0,99980
19	73,196	0,433	0,99924
20	67,934	0,431	0,99982
21	61,814	0,445	0,99992
22	84,814	0,431	0,99980
23	78,498	0,430	0,99990
24	74,721	0,436	0,99970
25	98,561	0,441	0,99950
26	91,411	0,442	0,99983
27	88,034	0,447	0,99972

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALMEIDA, C. A. K., Comportamento do Hidrociclone Filtrante Frente as Modificações no Diâmetro de Underflow e no Tubo de Vortex Finder, PPGEQ/UFU, Uberlândia - MG (dissertação de mestrado), 89p, 2008.
- ALVES, A. F., Separação de Leveduras da Fermentação Alcoólica em Hidrociclos, PPGEQ/UFU, Uberlândia – MG (dissertação de mestrado), 154p, 2006.
- ANDRIETTA S. R., ANDRIETTA M. G. S. Microbiologia Básica. Material para o treinamento básico de analista em microbiologia realizado no Laboratório de Processos e Biotecnologia – CPQBA– Unicamp, 2000.
- BARBOSA A. S., FLORENTINO E. R., FLORÊNCIO I. M. Utilização do soro como substrato para produção de aguardente: Estudo Cinético da Produção de Etanol, Revista Verde (Mossoró – RN – Brasil) v.5, n.1, p.07-25, 2010.
- BARTH, T.J. and JESPERSEN, D. The Design and Application of Upwind Schemes on Unstructured Meshes, Technical Report AIAA-89-0366, AIAA 27th Aerospace Sciences Meeting, Reno, Nevada, 1989.
- BIRD, R. B., STEWART, W. E. and LIGHTFOOT, E. N., Transport Phenomena, New York, John Wiley & Sons, 1961.
- BORGES, V. M., HENRIQUE, A., ALVES, A. F., ATAÍDE, C. H., RIBEIRO, E.J. Separação de Leveduras em Hidrociclos Anais do VI Congresso Brasileiro de Engenharia Química em Iniciação Científica, UNICAMP-SP, 2005.
- BOX, G. E. e WILSON, K. B. On the experimental attainment of optimum conditions. J. Roy. Statist. Soc. B 13, 1, 1951.
- BOX, M. J., HUNTER, W. G. e HUNTER, J. S. Statistics for experimenters: An Introduction to design, data analysis, and model building. Jonh Wiley and Sons, New York, 1978.
- BRITO A. Levedura “inteligente” acelera produção de álcool, Jornal Unicamp, Universidade Estadual de Campinas, pag 5, 14 a 20 de Julho 2003, disponível em http://www.unicamp.br/unicamp/unicamp_hoje/jornalPDF/220pag05.pdf, 2003.
- CASTILHO, L., MEDRONHO, R.A., Cell retention devices for suspended-cell perfusion cultures, Advances in Biochemical Engineering/Biotechnology, v. 74, pp. 129-169, 2002.
- CILLIERS, J. J., HARRISON, S. T. L., The application of mini-hydrocyclones in the concentration of yeast suspensions. The Chemical Engineering Journal, Elsevier Science Ltda, v. 65, p. 21-26, 1997.

- CRINER, H. E., The Vortex Thickener, I International Conference on Coal Preparation, Paris, 1950.
- DALY, B.J. and HARLOW, F.H., Transport Equations in Turbulence, Phys. Fluids, Vol. 13, p. 2634-2649, 1970.
- DAVEY, H. M., KAPRELYANTS, A. S., WEICHART, D. H., KELL, D. B. Approaches to the estimation of microbial viability using flow cytometry. In: Robinson JP, editor. Current Protocols in Cytometry: Volume 11 Microbial Cytometry. New York: Wiley. p 11.3.1-11.3.20, 1999.
- DRIESSEN, M. G., Review of Industrial Mining, Special Issue, n. 4, St. Etienne, p.449-461, 1951.
- ELSAYED, E.A., MEDRONHO, R.A., WAGNER, R., Use of Hydrocyclones for Mammalian Cell Retention: Separation Efficiency and Cell Viability (Part 1), Engineering Life Science, v. 6, pp. 347-354, 2006.
- EVANS, W. K., SUKSANGPANOMRUNG, A., NOWAKOWSKI A. F., The simulation of the flow within a hydrocyclone operating with an air core and with an inserted metal rod. Chemical Engineering Journal, Elsevier Science Ltda, v.143, p. 51-61, 2008.
- FAHLSTROM, P. H., Int. Min. Processing Congress, p.632-643, 1960.
- FERZIEGER, J.L. and PERIC, M., Computacional Methods for Fluid Dynamics, Springer-Verlag, Heidelberg, 1996.
- FLUENT INC., Fluent 6.3 User's Guide, Centerra Resource Park, 10 Cavendish Court, Lebanon, NH 03766, September 2006.
- FONTES, C.E., SILVA, L.F.L.R., LAGE, P.L.C., RODRIGUES, R.C., Introdução à Fluidodinâmica computacional. Rio de Janeiro: Escola Piloto Virtual, UFRJ/COPPE/PEQ, 2005.
- FU, S., LAUNDER, B.E. and LESCHZINER, M.A., Modeling Strongly Swirling Recirculating Jet Flow with Reynolds-Stress Transport Closures, In Sixth Symposium on Turbulent Shear Flows, Toulouse, France, 1987.
- GARIM, M. M. Coeficiente de transferência de massa de um corpo submerso para um leito vibro-fluidizado. Dissertação de mestrado, São Carlos, PPG/EQ/UFSCar, 1994. 131p.
- GIBSON, M.M. and LAUNDER, B.E., Ground Effects on Pressure Fluctuations in the Atmospheric Boundary Layer, J. Fluid Mech., Vol. 86, p. 491-511, 1978.
- HABIBIAN, M., PAZOUKI, M., GHANAIE, H., ABBASPOUR-SANI, K., Application of hydrocyclone for removal of yeasts from alcohol fermentations broth. Chemical Engineering Journal, Elsevier Science Ltda, v.138, p. 30-34, 2008.

- HARGREAVES, J. H., SILVESTER, R. S. – Computational Fluid Dynamics applied to the Analysis of Deoiling Hydrocyclone Performance - Trans. Institute of Chem. Eng - v.68, part A, p. 365-383 - 1990.
- HINZE, J. O. – Turbulence – An Introduction to its Mechanisms and Theory – Mc Graw-Hill book Company Inc. - 1959.
- KELL, D.B., KAPRELYANTS, A.S., WEICHART, D.H., HARWOOD, C.L. and BARER, M.R. Viability and activity in readily culturable bacteria: a review and discussion of the practical issues. Antonie van Leeuwenhoek, 73: 169187, 1998.
- LAUNDER, B.E. and SHIMA, N., Second-Moment Closure for the Near-Wall Sublayer: Development and Application, AIAA Journal, Vol. 27, n.10, p. 1319-1325, 1989.
- LAUNDER, B.E. and SPAULDING, D.B., Lectures in Mathematical Models of Turbulence, Academic Press, London, England, 1972.
- LAUNDER, B.E., REECE, G.J. and RODI, W., Progress in the Development of a Reynolds-Stress Turbulence Closure, J. Fluid Mech., Vol. 68, n.3, p. 537-566, 1975.
- LAUNDER, B.E. Second-Moment Closure and Its Use in Modeling Turbulent Industrial Flows, International Journal for Numerical Methods in Fluids, Vol. 9, p. 963-985, 1989.
- LEONTINI, A. A review of the various methods available for monitoring the physiological status of yeast: yeast viability and yeast vitality. Ferment 6: 321-327, 1993.
- LEONARD, B.P. and MOKHTARI, S. ULTRA-SHARP Nonoscillatory Convection Schemes for High-Speed Steady Multidimensional Flow, NASA TM 1-2568 (ICOMP-90-12), NASA Lewis Research Center, 1990.
- LLOYD, D. e HAYES, A. J. Vigour, vitality and viability of microorganisms. FEMS Microbiol. Let. 133: 1-7, 1995.
- LUCARINI A. C.; SILVA L. A.; BIANCHI R. A. C. Um sistema para a contagem semi-automática de microorganismos. PESQUISA & TECNOLOGIA FEI - Nº 26 p 36-40. Disponível em <http://fei.edu.br/~rbianchi/publications/RevistaFEI2004-a.pdf> acessado em 30/01/2011
- MALISKA, C.R., Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional: Fundamentos e Coordenadas Generalizadas, Ed. LTC, Rio de Janeiro, 1995.
- MASSARANI, G., Projeto e análise do desempenho de ciclones e hidrociclos II, XVII Encontro Nacional sobre Escoamento em Meios Porosos, São Carlos, p.125-136, 1989.
- MATTA, V. M., MEDRONHO, R. A. New method for yeast recovery in batch ethanol fermentations: Filter aid filtration followed by separation of yeast from filter aid using hydrocyclones, Kluwer Academic Publishers: Bioseparation, v.9, p. 43-53, 2000.

- MOCHABA, F., O'CONNOR-COX E. S. C., AXCELL B. C. Pratical procedures to measure yeast viability and vitality prior to pitching. J. Am. Soc. Brew. Chem. 56: 1-6, 1998.
- MOREIRA, A. L., ALMEIDA, W. S., SCABBIA R. J. A., TEIXEIRA R. R. P Dosagem de ácido lático na produção de etanol a partir da cana-de-açúcar, Biológico, São Paulo, v.71, n.1, p.69-76, jan./jun 2009.
- MYERS, R. H. Response surface methodology, Ann Arbor, Mich.: Edwards Brothers (Distributors), Virginia, 1976.
- O'CONNOR-COX, E., MOCHABA, F. M., LODOLO, E. J., MAJARA, M. & AXCELL, B. Methylene blue staining: use at your own risk. Tech. Q. Master Brew. Assoc. v. 34, p. 306-312, 1997.
- ORTEGA-RIVAS, E., Hydrocyclone applications in biological separations, Memoirs of IX International Congress of the Confederation Asia-Pacific of Chemical Engineering, New Zealand, 2002.
- PATANKAR, S.V. and SPALDING, D.B., A Calculation Procedure for Heat, Mass and Momentum Transfer in Three-Dimensional Parabolic Flows, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 15, p.1789, 1972.
- PATANKAR, S.V., Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Ed. Hemisphere Pub. Co., NY, 1980.
- PERRY, R. H., GREEN, D. W., Perry's Chemical Engineers' Handbook. Mac Graw-Hill, 7th Cd-ROM, Nova York, Estados Unidos, 1999.
- PINTO, R. C. V., MEDRONHO R. A., CASTILHO L. R. Separation of CHO Cells Using Hydrocyclones. Cytotechnology 56:57-67p, 2008.
- PINTO, R. C. V., Separação de Células CHO Utilizando Hidrociclos, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro – RJ (tese de doutorado), 100p, 2007.
- RIETEMA, K., Performance and Design of Hydrocyclone - Parts I to IV. Chemical Engineering Science, Vol. 15, p.298-325, 1961.
- ROSZAK, D.B. and COLWELL, R.R. Survival strategies of bacteria in the natural environment. Microbiol. Rev., 51: 365379, 1987.
- SCHAPEL, S. C., CHASE, G. G. Modeling of Hydrocyclone Flows with Permeable Walls. Advances in Filtration and Separation Technology, Vol. 11, p. 33-36, 1998.
- SILVA, M. A. P. e MEDRONHO, R. A., Modelos que prevêem o desempenho de hidrociclos: uma avaliação crítica, XVI Encontro Nacional sobre Escoamentos em Meios Porosos, Petrópolis, p.353-361, 1988.

- SOUZA, F. J., NETO, A. S. e BARROZO, M. A. Simulação Numérica de Escoamentos Turbulentos em Hidrociclones com Modelagem Submalha, II Escola Brasileira de Primavera de Transição e Turbulência – ETT 2000, Uberlândia – MG, p.358-368, 2000.
- SURESH, P. D., KUMAR, V., SRIPRIVA, R., CHAKRABORTY, S., MEIKAP, B. C., Performance characteristics of pilot plant dense media hydrocyclone for beneficiation of coal and 3-D CFDsimulation. Chemical Engineering Science, Elsevier Science Ltda, v.65, p. 4661-4671, 2010.
- SVAROVSKY, L. Hydrocyclones. Technomic Publishing Co., Inc., 1984.
- SVAROVSKY, L., Solid-Liquid Separation, 3rd Edn. Butterworths, London, 1990.
- SVAROVSKY, L., Solid-Liquid Separation, 4rd Edn. Butterworths, London, 2000.
- UDOP – União dos Produtores de Bioenergia disponível em <http://www.udop.com.br/index.php?item=noticias&cod=1072977>
- UNICA – União da Indústria de Cana de Açúcar disponível em <http://www.unica.com.br>
- VANDOORMAAL, J.P. and RAITHBY, G.D. Enhancements of the SIMPLE Method for Predicting Incompressible Fluid Flows, Numerical Heat Transfer, Vol. 7, p. 147-163, 1984.
- VERSTEEG, H.K., MALALASEKERA, W., An Introduction to Computacional Fluid Dynamics – The Finite Volume Method. Longman Group Ltd, England, 1995.
- VIEIRA, L. G. M., DAMASCENO J. J. R., BARROZO, M. A. S., Improvement of hydrocyclone separation performance by incorporating a conical filtering wall. Chemical Engineering and Processing, Elsevier Science Ltda, v.49, p. 460-467, 2010.
- VIEIRA, L. G. M., Otimização dos Processos de Separação em Hidrocyclones Filtrantes, PPGEQ/UFU, Uberlândia – MG (tese de doutorado), 297p, 2006.
- WANG, B., YU, A. B., Numerical study of the gas–liquid–solid flow in hydrocyclones with different configuration of vortex finder. Chemical Engineering Journal, Elsevier Science Ltda, v.135, p. 33-42, 2008.
- WATANABE, A.L. Suplementação de levedura desidratada (*Saccharomyces cerevisiae*) e derivados na alimentação de juvenis de pacu (*Piaractus mesopotamicus*). Pirassununga, SP: USP, 2006, 82p. (Mestrado em Zootecnia). Universidade Estadual de São Paulo, Pirassununga, 2006.
- YANG, Q., WANG, H., LIU, Y., LI, Z., Solid/liquid separation performance of hydrocyclones with different cone combinations. Separation and Purification Technology, Elsevier Science Ltda, v.74, p. 271-279, 2010.