

**AJUSTE DO MODELO NARASIMHA-MAINZA À DESLAMAGEM DE MINÉRIO  
DE FERRO ITABIRÍTICO EM HIDROCICLONES**

Luciana Pereira Alves

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

Orientador: Luís Marcelo Marques Tavares

Rio de Janeiro

Abril de 2019

AJUSTE DO MODELO NARASIMHA-MAINZA À DESLAMAGEM DE MINÉRIO  
DE FERRO ITABIRÍTICO EM HIDROCICLONES

Luciana Pereira Alves

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO  
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE)  
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS  
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM  
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS.

Examinada por:

---

Prof. Luís Marcelo Marques Tavares, Ph.D.

---

Prof. Rodrigo Magalhães de Carvalho, D.Sc.

---

Eng. Henrique Dias Gatti Turrer, D.Sc.

---

Eng. Hudson Jean Bianchini Couto, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

ABRIL DE 2019

Alves, Luciana Pereira

Ajuste do modelo Narasimha-Mainza à deslamagem de minério de ferro itabirítico em hidrociclones/ Luciana Pereira Alves. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2019.

XVI, 91 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Luís Marcelo Marques Tavares

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 2019.

Referências Bibliográficas: p. 82-88.

1. Modelo Matemático 2. Hidrociclone 3. Deslamagem 4. Minério itabirítico I. Tavares, Luís Marcelo Marques. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. III. Título

*Para meus pais, Rosângela e Edivaldo, e meu irmão Fábio*

## **AGRADECIMENTOS**

Aprendi desde sempre que, sem Deus a gente não vai a lugar nenhum. Minha fé sempre foi essa, ela me sustenta e me trouxe até aqui. Minha Nossa Senhora Aparecida, que como toda boa mãe, nunca me desamparou. A eles e a todas as boas energias que me regem sempre será minha maior gratidão.

Aos meus pais, Edivaldo e Rosângela, por terem me dado todas as condições para buscar meus sonhos, por terem me ensinado a honestidade, a fé e a coragem. Ao meu irmão, Fábio, meu melhor amigo de sempre, a pessoa mais fiel que tenho perto de mim, e a quem mais quero bem nesse mundo. A vocês, todos os agradecimentos são poucos, mas obrigada por terem me amparado nos momentos de dificuldade e por terem comemorado minhas vitórias: tudo isso é por vocês. Que Deus me permita ainda mais, para vocês. Ao meu amado Darlan, que é uma das minhas maiores felicidades e motivações.

À minha família toda, cada um que torceu, que rezou, que esteve comigo de perto ou de longe, meu muito obrigada! Um carinho especial à minha vovó dindinha, dona Ângela, Deus ouviu suas orações, vó, muito obrigada! Aos meus amigos que já trouxe comigo no coração, e aos que coloquei no coração aqui no Rio de Janeiro. Luís Alberto, obrigada por sua presença e apoio de sempre! Thiaguinho e Thassio, obrigada por tornarem minha caminhada muito mais feliz, e como a gente deu risada né, é o que mais quero lembrar! Vitinho, Juliana, Gabriel, por toda paciência, humildade e boa vontade de me passarem muito do conhecimento de vocês e pela boa amizade. Aos demais colegas do laboratório e estagiários, vocês nunca serão esquecidos, e muito obrigada por tudo e por todo o carinho que sempre tiveram comigo! Às amigas Iara, Olívia, Karla e Rafaella, que por um bom tempo foram minha família aqui no Rio de Janeiro.

Ao meu orientador, Professor Luís Marcelo, por ter acreditado em mim, e me oferecido todo o suporte para que eu pudesse estar aqui hoje. Tudo isso foi essencial e nunca será esquecido. Muito obrigada! Agradeço também a outra professora muito querida, Michelly dos Santos Oliveira, e a todos os mestres que me formaram.

Obrigada à empresa Anglo American, em especial à equipe técnica da usina piloto, Fabiano, Júlio, Júnior, Leandro, Denis, ao Carlos Nascimento, Henrique Turrer, Késsius Menezes, por todo o apoio na realização de testes, amostragens e levantamento de informações, ao GCC e a toda a equipe do LTM, LabEst e demais que participaram, apoiaram ou forneceram condições para que esse trabalho pudesse ser realizado.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

## AJUSTE DO MODELO NARASIMHA-MAINZA À DESLAMAGEM DE MINÉRIO DE FERRO ITABIRÍTICO EM HIDROCICLONES

Luciana Pereira Alves

Abril/2019

Orientador: Luís Marcelo Marques Tavares

Programa: Engenharia Metalúrgica e de Materiais

A deslamagem é uma forma de classificação de partículas minerais, a qual tem por objetivo a remoção de lamas para a preparação da polpa aos processos subsequentes de concentração. É item comum nas rotas de processamento mineral, sendo majoritariamente realizada em hidrociclones, cujo processo de separação é resultado do escoamento complexo do fluido e de sua interação com as partículas minerais. Quando se trata de partículas na faixa granulométrica da deslamagem, o desafio na sua descrição quantitativa é ainda maior. O trabalho trata do ajuste do modelo Narasimha-Mainza à deslamagem de minério de ferro itabirítico para a previsão da vazão volumétrica de polpa da alimentação, do tamanho de corte corrigido e do curto-circuito para o *underflow*. Para isso, realizaram-se testes de hidrociclonagem em usina piloto e industriais em ciclones KREBS de 2,7” e 4” de diâmetro operando sob uma variedade de condições. Na validação do modelo, observaram-se desvios, entre os valores previstos e medidos, inferiores a 34% para vazão de polpa da alimentação, inferiores a 22% para tamanho de corte corrigido e inferiores a 18% para curto-circuito para o *underflow*.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

FITTING OF NARASIMHA-MAINZA MODEL TO DESLIMING OF ITABIRITE  
IRON ORE IN HYDROCYCLONES

Luciana Pereira Alves

April/2019

Advisor: Luís Marcelo Marques Tavares

Department: Metallurgical and Materials Engineering

Desliming is a method of classifying mineral particles, which aims at removal of slimes so as to prepare the slurry to downstream concentration processes. It is a common item in mineral processing flowsheets, being mostly carried out in hydrocyclones, in which separation is result of complex fluid flow and its interaction with the mineral particles. When dealing with particles contained in size ranges relevant to desliming, the challenge in describing the process is even greater. The work deals with the fitting of the Narasimha-Mainza model of classification in hydrocyclones to data from desliming an itabirite iron ore, for prediction of feed slurry flowrate, corrected cut size and short-circuit to the underflow. As such, tests were conducted at both pilot and industrial plants in KREBS 2.7” and 4” cyclones operating under a variety of conditions. In the validation of the model, deviations between the predicted and measured values were lower than 34% for feed slurry flowrate, less than 22% for corrected cut size and less than 18% for short-circuit for underflow.

## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS .....	xi
LISTA DE TABELAS .....	xiv
LISTA DE SÍMBOLOS .....	xv
1 INTRODUÇÃO E OBJETIVO .....	1
1.1 Introdução .....	1
1.2 Objetivo .....	3
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1 Minério de ferro .....	4
2.1.1 Caracterização e geologia.....	4
2.1.2 Produção e panorama econômico .....	5
2.2 Classificação de minerais.....	7
2.3 Fundamentos da classificação em meio fluido .....	8
2.3.1 Fluidodinâmica de partículas.....	8
2.3.2 Sedimentação em queda impedida (ou retardada).....	11
2.4 Equipamentos de classificação .....	11
2.4.1 Classificadores de corrente vertical.....	11
2.4.2 Classificadores de corrente horizontal.....	12
2.5 Hidrociclone.....	13
2.5.1 Padrões de escoamento de líquido em hidrociclones .....	14
2.5.2 Modelos de separação de partículas em hidrociclone .....	17
2.5.3 Variáveis de projeto e operacionais de hidrociclones .....	19
2.5.4 Eficiência de classificação em hidrociclones .....	22
2.5.5 Modelagem e dimensionamento de hidrociclones .....	25
3 METODOLOGIA .....	32
3.1 Amostras .....	32
3.2 Caracterização experimental.....	32



3.2.1	Ensaio na usina piloto (2014).....	33
3.2.2	Ensaio na usina piloto (2018).....	35
3.2.3	Ensaio no LTM .....	37
3.2.4	Usina industrial.....	40
3.3	Análises das amostras .....	43
3.3.1	Massa específica.....	43
3.3.2	Distribuição granulométrica .....	44
3.4	Grandezas derivadas das análises .....	45
3.4.1	Porcentagem de sólidos e densidade da polpa.....	45
3.4.2	Vazão mássica .....	46
3.5	Reconciliação dos dados .....	46
3.6	Tratamento dos dados .....	49
3.6.1	Distribuições granulométricas e curvas de partição .....	49
3.6.2	Estimação dos parâmetros das equações do modelo de Narasimha-Mainza	49
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES .....	51
4.1	Caracterização das amostras de alimentação .....	51
4.2	Avaliação do desempenho da deslamagem.....	52
4.2.1	Distribuição granulométrica .....	52
4.2.2	Vazões mássicas .....	56
4.2.3	Eficiência de separação .....	57
4.2.4	Curto-circuito e recuperação de água no <i>underflow</i> .....	61
4.3	Calibração do modelo de Narasimha-Mainza.....	62
4.3.1	Vazão volumétrica (Q) .....	63
4.3.2	Tamanho de corte corrigido ( $d_{50C}$ ) .....	64
4.3.3	Recuperação de água ( $R_f$ ).....	67
4.4	Curva de partição normalizada .....	70
4.5	Validação do modelo .....	72

4.6	Aspectos da classificação multicomponente de minério de ferro itabirítico ...	75
5	CONCLUSÕES.....	79
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	81
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	82

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Fragmentos de rocha de minério de ferro (A) Hematítico; (B) Itabirítico.....	5
Figura 2.2: Distribuição da produção brasileira de minério de ferro beneficiado por estado em 2016 (Departamento Nacional de Produção Mineral, 2017; Elaborado pelo autor) ..	6
Figura 2.3: Relação entre o coeficiente de arraste e o número de Reynolds de partículas esféricas individuais (TAVARES & SAMPAIO, 2005). .....	9
Figura 2.4: Classificadores mecânicos de arraste e de rastelo (CARRISO & CORREIA, 2004).....	12
Figura 2.5: Classificador espiral (WILLS & NAPIER-MUNN, 2005).....	13
Figura 2.6: Hidrociclone (Adaptado de WILLS & NAPIER-MUNN, 2005) .....	13
Figura 2.7: Esquema do padrão de fluxo dentro do hidrociclone (TAVARES, 2004)...	14
Figura 2.8: Decomposição esquemática das velocidades – tangencial ( $v_{\theta}$ ), axial ( $v_a$ ) e radial ( $v_r$ ) (BERGSTROM, 2007) .....	15
Figura 2.9: Distribuição de velocidade tangencial em um hidrociclone (adaptado de SVAROVSKY, 2001) .....	15
Figura 2.10: Distribuição axial (vertical) da velocidade em um hidrociclone. Local de velocidade vertical nula (adaptado de SVAROVSKY, 2001) .....	16
Figura 2.11: Distribuição de velocidade radial em um hidrociclone (adaptado de TAVARES, 2004) .....	17
Figura 2.12: Representação esquemática dos tipos de descarga do <i>apex</i> (adaptado de CARRISSO & CORREIA, 2004).....	20
Figura 2.13: Curvas de partição típicas (adaptado de KING, 2012) .....	23
Figura 2.14: Curva de partição onde se observa o efeito de anzol (adaptado de NAGESWARARAO; KARRI, 2016) .....	24
Figura 3.1: Fluxograma do beneficiamento de minério de ferro na Anglo American (adaptado de MAINZA <i>et al.</i> , 2013). .....	32
Figura 3.2: Representação esquemática da configuração utilizada nos ensaios piloto (adaptado de MAINZA <i>et al.</i> (2013)).....	33
Figura 3.3: Sistema usado nos ensaios de deslamagem na usina piloto (2018) .....	36
Figura 3.4: Sistema usado nos ensaios de deslamagem no LTM: (A) Instalação; (B) Representação esquemática. ....	38
Figura 3.5: Medida da vazão do <i>underflow</i> de teste de deslamagem no LTM.....	40

Figura 3.6: Usina: (A) Fluxograma unidade de classificação; (B) Hidrociclone industrial .....	40
Figura 3.7: Amostrador do tipo caixa.....	41
Figura 3.8: Cluster de deslamagem secundária - usina. ....	42
Figura 3.9: Medida da vazão do underflow - usina. ....	43
Figura 3.10: (A) Balança analítica; (B) Picnômetro a gás AccuPyc 1340 Micromeritics .....	44
Figura 3.11: Granulômetro a laser Mastersizer 2000 Malvern Instruments.....	45
Figura 3.12: Tela inicial do <i>JKSimMet</i> e fluxograma utilizado na reconciliação dos balanços de massa.....	47
Figura 3.13: Tela do software <i>JKSimMet</i> para dados dos fluxos. ....	48
Figura 4.1: Distribuições granulométricas das amostras da alimentação dos ensaios de deslamagem. ....	51
Figura 4.2: Distribuições granulométricas teste 1 UP2014 .....	53
Figura 4.3: Distribuições granulométricas teste 14 UP2018 .....	53
Figura 4.4: Distribuições granulométricas teste 2 LTM.....	54
Figura 4.5: Distribuições granulométricas teste 3 Usina.....	54
Figura 4.6: Distribuições granulométricas teste 2 UP2018 .....	55
Figura 4.7: Distribuições granulométricas teste 4 LTM.....	55
Figura 4.8: Distribuições granulométricas teste 17 UP2014.....	55
Figura 4.9: Vazão de sólidos para o underflow (barras com preenchimento escuro) e <i>overflow</i> (barras com preenchimento claro e bordas). Ensaios 1 a 9: UP2014; 10 a 14: LTM; 15 a 17: Usina; 18 a 31: UP2018 .....	56
Figura 4.10: Curvas de partição do teste 17 UP 2014 .....	58
Figura 4.11: Curvas de partição do teste 14 UP 2018 .....	58
Figura 4.12: Curvas de partição teste 8 UP2018 .....	59
Figura 4.13: Curvas de partição teste 2 LTM.....	59
Figura 4.14: Curvas de partição teste 2 UP (2018) .....	60
Figura 4.15: Curvas de partição teste 3 Usina .....	60
Figura 4.16: Recuperação de água para o <i>underflow</i> calculada (barras com preenchimento sólidos) e curto-circuito (barras com preenchimento claro e bordas). Ensaios 1 a 9: UP2014; 10 e 11: Usina; 12 a 16: LTM; 17 a 26: UP2018 .....	61
Figura 4.17: Comparação entre recuperação de água e curto-circuito .....	62

Figura 4.18: Ajuste final para $Kq_0$ , após a remoção dos resultados considerados como <i>outliers</i> .....	64
Figura 4.19: Tamanho de corte corrigido. Ensaios 1 a 9: UP2014 ( $D_c = 101,6$ mm); 10 e 11: Usina ( $D_c = 101,6$ mm); 12 a 16: LTM ( $D_c = 67,05$ mm); 17 a 26: UP2018 ( $D_c = 101,6$ mm).....	64
Figura 4.20: Comparação entre $d_{50c}/D_c$ e “d” .....	65
Figura 4.21: Comparação entre valores previstos e medidos de $d_{50c}$ nos modelos Nageswararao e Narasimha-Mainza (NARASIMHA <i>et al.</i> ; 2014).....	66
Figura 4.22: Ajuste final do parâmetro $K_d$ do modelo de tamanho de corte corrigido..	67
Figura 4.23: Comparação entre $R_f$ medido e “w” .....	68
Figura 4.24: Regressão linear para $R_f$ desconsiderando os dados do LTM.....	69
Figura 4.25: Regressão linear para $R_f$ com dados do LTM.....	69
Figura 4.26: Ajuste final para o parâmetro $K_w$ .....	70
Figura 4.27: Curva de partição para o <i>underflow</i> normalizada .....	71
Figura 4.28: Curva de partição normalizada com $\alpha$ ajustado .....	72
Figura 4.29: Vazão de água da alimentação medida e prevista utilizando o modelo modificado.....	73
Figura 4.30: Tamanho de corte medido e previsto utilizando o modelo modificado.....	74
Figura 4.31: Recuperação de água para o <i>underflow</i> medida e prevista utilizando o modelo modificado.....	75
Figura 4.32: Teores globais de $Fe_2O_3$ e $SiO_2$ .....	76
Figura 4.33: Teor de $Fe_2O_3$ por faixa granulométrica.....	76
Figura 4.34: Teor de $SiO_2$ por faixa granulométrica.....	77

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Principais minerais de ferro .....	4
Tabela 2.2: Reservas e produção mundial de minério de ferro (em milhões de toneladas) .....	6
Tabela 3.1: Parâmetros dos testes - usina piloto (2014).....	34
Tabela 3.2: Planejamento experimental - usina piloto (2014).....	34
Tabela 3.3: Parâmetros dos testes - usina piloto (2018).....	36
Tabela 3.4: Planejamento experimental - usina piloto (2018).....	37
Tabela 3.5: Parâmetros dos testes – ensaios no LTM .....	38
Tabela 3.6: Planejamento experimental – ensaios no LTM .....	39
Tabela 3.7: Parâmetros dos testes - usina .....	41
Tabela 4.1: Teores de $Fe_2O_3$ e $SiO_2$ na alimentação.....	52
Tabela 4.2: Adequações propostas na equação do $d_{50c}$ (Equação 2.24) do modelo de Narasimha-Mainza.....	67
Tabela 4.3: Ajustes na equação do $R_f$ (Equação 2.23) do modelo de Narasimha-Mainza .....	70

## LISTA DE SÍMBOLOS

$C_d$	Coeficiente de arraste
$F_d$	força de arraste
$v_{\infty}$	velocidade terminal de sedimentação da partícula
$A$	área da seção transversal da partícula
$\rho_f$	massa específica do fluido
$Re_p$	número de Reynolds da partícula
$d_p$	tamanho da partícula
$\mu$	viscosidade do fluido
$\rho_s$	massa específica do sólido
$\rho_f$	massa específica do fluido
$b$	intensidade do campo externo
$d_s$	densidade da partícula sólida
$d_p$	densidade da polpa
$D_a$	diâmetro da partícula “a”
$D_b$	diâmetro da partícula “b”
$v_{\theta}$	componente de velocidade tangencial no hidrociclone
$v_a$	componente de velocidade axial no hidrociclone
$v_r$	componente de velocidade radial no hidrociclone
$E_{ui}$	recuperação real de partículas para o <i>underflow</i>
$W_{ui}$	fração de partículas de tamanho $i$ no <i>underflow</i>
$W_{fi}$	fração de partículas de tamanho $i$ na alimentação
$M_u$	massa total de sólidos no <i>underflow</i>
$M_f$	massa total de sólidos na alimentação
$E_{ua}$	curva de partição real para o <i>underflow</i>
$E_{uc}$	curva de partição corrigida
$x_i$	tamanho de partícula reduzido
$\beta$	mergulho nas frações finas na curva de partição
$\alpha$	nitidez da separação
$\beta^*$	parâmetro do anzol na curva de partição
$f_s$	porcentagem de sólidos em massa na alimentação;
$Q$	vazão volumétrica da alimentação (m <sup>3</sup> /s);
$C_{+420}$	porcentagem +420 $\mu\text{m}$ na alimentação;

C-53	porcentagem -53 $\mu\text{m}$ na alimentação;
Do	diâmetro do <i>vortex finder</i>
D <sub>u</sub>	diâmetro do <i>apex</i>
Di	diâmetro do <i>inlet</i>
Dc	diâmetro da seção cilíndrica
Lc	comprimento da seção cilíndrica
d50c	tamanho de corte corrigido
P	pressão de alimentação
g	aceleração da gravidade
$\theta$	ângulo do cone
$\rho_p$	massa específica da polpa de alimentação
$\rho_s$	massa específica dos sólidos
$\mu$	viscosidade do líquido
Rf	recuperação de água para o <i>underflow</i>
Rv	recuperação de polpa para o <i>underflow</i>
$\lambda$	termo de correção referente a velocidade de sedimentação
a	índice de consistência do fluido no modelo de Ostwald e Waele;
b	índice de comportamento do fluxo da polpa
n	constante do padrão de fluxo
r*50	distância radial adimensional correspondente ao envelope de velocidade axial zero
K's	parâmetros de ajuste das equações dos modelos matemáticos
i	ângulo de inclinação
Re	número de Reynolds;
Vh	velocidade de sedimentação retardada das partículas
Vt	velocidade terminal das partículas
$\mu$	viscosidade do fluido (m = lama, w = água);
%S <sub>m</sub>	porcentagem de sólidos em massa
m <sub>s</sub>	massa de sólidos seco
m <sub>a</sub>	massa de água
$\rho_a$	massa específica da água



# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO E OBJETIVO

### 1.1 Introdução

Em termos de beneficiamento, minérios de ferro extraídos de minas são processados de forma a se obter um produto com alto teor de ferro, viabilizado pela retirada de impurezas, principalmente sílica e alumina. Neste processo, o controle da granulometria de partículas, seja para adequação do produto final ou para os processos subsequentes, é de suma importância para a garantia da eficiência operacional. Esta separação por tamanhos é realizada por meio de peneiras ou classificadores, cuja aplicação adequada é condicionada pelas dimensões das partículas. Em granulometrias maiores, a separação se dá por peneiramento enquanto em granulometrias mais finas, utilizam-se classificadores.

A deslamagem é essencialmente uma forma de classificação por tamanho de partícula, cujo objetivo é a eliminação das partículas com tamanhos excessivamente finos para recuperação econômica (lamas) presentes na polpa mineral. Essa operação integra vários fluxogramas de usinas de processamento mineral, em função dos efeitos indesejáveis causados por estas partículas nas etapas subsequentes à classificação. A flotação, cuja finalidade no tratamento de minérios é a concentração da espécie mineral de interesse, é o método mais amplamente utilizado para a faixa granulométrica fina (<150  $\mu\text{m}$ ). No caso de minérios não-sulfetados, tais como os minérios de ferro, a deslamagem é uma operação fundamental que antecede este processo. Isto se deve ao excessivo consumo de reagentes ocasionado pela presença de lamas na polpa devido à sua alta superfície específica, ou até mesmo o recobrimento da superfície do mineral a ser flotado, impedindo sua exposição aos reagentes necessários no processo (ARAÚJO *et al.*, 2013; AGUIAR, 2013).

Na indústria mineral, os hidrociclones têm principal aplicação nas operações de classificação de partículas, e seu protagonismo fundamenta-se na boa eficiência apresentada quanto às separações envolvendo granulometrias finas, pela relativa simplicidade operacional, além da alta capacidade produtiva frente a seu tamanho. A operação acontece de forma contínua, utilizando força centrífuga para elevar a taxa de sedimentação das partículas. Contrário à estrutura simples atribuída, o fluxo interno é complexo e envolve múltiplas fases (ar, água e partículas com ampla distribuição

granulométrica e de densidade), que são de difícil mensuração, mas determinam o desempenho do equipamento (WILLS & NAPIER-MUNN, 2005; GHODRAT *et al.*, 2016).

Ao longo das últimas quatro décadas, modelos matemáticos (LYNCH & RAO, 1975; PLITT, 1976; NAGESWARARAO, 1978; SVAROVSKY, 1984; TAVARES *et al.*, 2002) foram desenvolvidos com o objetivo de prever esse desempenho, sendo estes circunstanciados a uma faixa de condições sob as quais foram desenvolvidos. Mais recentemente, o modelo semi-mecanicista de Narasimha-Mainza (NARASIMHA *et al.* 2014), foi desenvolvido a partir de uma extensa base de dados considerando diferentes condições operacionais e de projeto, apresentando maior acurácia do que modelos previamente utilizados, como de Nageswararao, por exemplo. A partir do conjunto de equações que compõem esse modelo, pode-se prever o desempenho do equipamento quanto à recuperação de água para o *underflow*, tamanho de corte corrigido, rendimento e nitidez da separação (NARASIMHA *et al.* 2014).

No Brasil, itabiritos são minérios de ferro de baixo teor, com teores de ferro total que variam entre 20% e 55%. Possuem estrutura estratificada com bandas de minerais transparentes e óxidos de ferro dispostos alternadamente com espessura milimétrica a centimétrica (BOCCAMINO, 2017). O termo itabirito faz referência a “uma formação ferrífera fácies óxido laminada e metamórfica na qual as bandas de cherte ou jaspe originais são recristalizadas como quartzo granular, enquanto o ferro está presente como hematita, magnetita ou martita” (DORR & BARBOSA, 1963 *apud* RAPOSO, 1996). Junto aos dolomitos ferruginosos e filitos hematíticos, os itabiritos compõem um conjunto de formações ferríferas metamórficas do Grupo Itabira na região do Quadrilátero Ferrífero, uma das principais regiões produtoras de minério de ferro do mundo (RÒSIERE & CHEMALE JR, 2000).

É patente que minérios itabiríticos requerem moagem mais fina para a liberação dos minerais de ganga e que isto pode ser visto como uma tendência, justificada pela necessidade de exploração de minérios com baixos teores e baixas granulometrias de liberação, devido ao crescente consumo de bens minerais não renováveis e exaustão de jazidas com menores complexidades. Este cenário resulta em um importante desafio para a indústria mineral. O revés encontra-se no aproveitamento e tratamento eficiente das partículas com baixa granulometria, uma vez que constituem uma fração significativa de perdas nos circuitos industriais.

## **1.2 Objetivo**

Aplicar e calibrar o modelo de Narasimha-Mainza na deslamagem de minério de ferro itabirítico realizada em hidrociclones, no que diz respeito à previsão da vazão volumétrica de polpa na alimentação, do tamanho de corte corrigido e do curto-circuito para o *underflow*.

## CAPÍTULO II

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 2.1 Minério de ferro

O ferro (Fe) é um dos elementos mais abundantes da crosta terrestre, onde representa uma proporção de 4,2% em massa. Industrialmente a única forma de obtê-lo é a partir de minerais, contudo, apesar de estar presente em inúmeros como componente essencial, apenas alguns destes permitem exploração economicamente viável, a depender da quantidade desse metal e da concentração ou distribuição de tais minerais nas rochas que constituem os corpos de minério (JESUS, 2009).

##### 2.1.1 Caracterização e geologia

Os minerais-minério de ferro são agrupados, conforme composição química, nas classes: óxidos, carbonatos, sulfetos e silicatos. Cada classe pode ser representada por um ou mais minerais, sendo que, apenas os óxidos apresentam expressão econômica para a obtenção do ferro (TAKEHARA, 2004). Os principais minerais portadores e seus respectivos teores de Fe são apresentados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1: Principais minerais de ferro

Nome	Fórmula química	Conteúdo teórico de ferro (%)
Hematita	$\text{Fe}_2\text{O}_3$	70,0
Ilmenita	$\text{FeTiO}_3$	36,8
Magnetita	$\text{Fe}_3\text{O}_4$	72,4
Goethita	$\text{FeO (OH)}$	62,9
Limonita	$\text{FeO (OH) nH}_2\text{O}$	-
Pirita	$\text{FeS}_2$	46,6
Pirrotita	$\text{Fe}_{1-x}\text{S}$	-
Siderita	$\text{FeCO}_3$	48,2

Fonte: adaptado de DANA & FORD (1944).

No Brasil, os minérios de ferro explorados para fins comerciais apresentam elevados teores de Fe e pequenas quantidades de elementos indesejados nos processos siderúrgicos, como enxofre, alumínio, fósforo e carbonatos. De acordo com o conteúdo

mineral e a textura, esses minérios são classificados como itabirítico ou hematítico (Figura 2.1). O minério itabirítico é definido pela alternância entre bandas constituídas de óxidos de ferro e bandas constituídas de sílica, cujas espessuras variam de milimétricas a centimétricas. O minério hematítico é mais homogêneo e constituído basicamente por hematita, portanto, rico em ferro (teores superiores a 64%). Do ponto de vista textural e físico, podem apresentar-se como minério compacto, pulverulento ou composto por hematita de granulometria fina e sem estrutura interna (*blue dust*). Conforme a granulometria, produtos comerciais de minério de ferro podem ser divididos em três categorias, apresentadas com as respectivas faixas granulométricas: granulado (*lump ore*), entre 25 mm e 6 mm; finos para sinter (*sinter feed*), entre 6,35 mm e 0,15 mm; e finos para pelotas (*pellet feed*), inferior a 0,15 mm (CARVALHO *et al.*, 2014; QUARESMA, 2001).

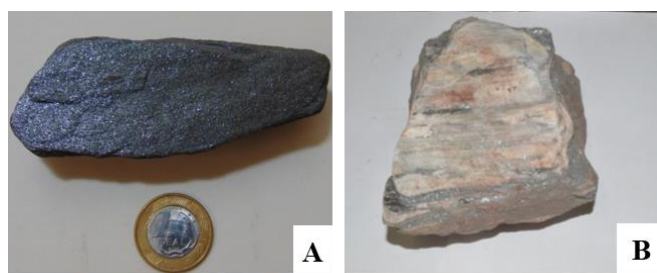


Figura 2.1: Fragmentos de rocha de minério de ferro (A) Hematítico; (B) Itabirítico

### 2.1.2 Produção e panorama econômico

As reservas lavráveis de minério de ferro brasileiras, com teor médio de 43,7% Fe, representaram no ano de 2015, segundo estimativa apresentada pelo Departamento Nacional de Produção Mineral, 16,6% das reservas mundiais, as quais eram da ordem de 194,3 bilhões de toneladas. As principais reservas no país localizam-se nos estados de Minas Gerais (82,9% das reservas e teor médio de 41,5% Fe), Mato Grosso do Sul (2,3% e teor médio de 62,9% Fe) e Pará (9,9% e teor médio de 64,9% Fe). Neste mesmo ano, a produção de minério de ferro no Brasil atingiu 430,8 milhões de toneladas com teor médio de 64% Fe, tendo sido dividida nos seguintes produtos: granulados (9,3%) e finos (90,7%), estes distribuídos em *sinter feed* (68,2%), *pellet feed* (31,7%) e *pellet screening* (0,1%) (JESUS, 2016). A Figura 2.2 apresenta a distribuição da produção brasileira de minério de ferro beneficiado (Fe contido) por estado no ano de 2016. A estimativa de reservas e produção mundial de minério de ferro, referentes aos anos de 2016 e 2017, estão discriminadas na Tabela 2.2.

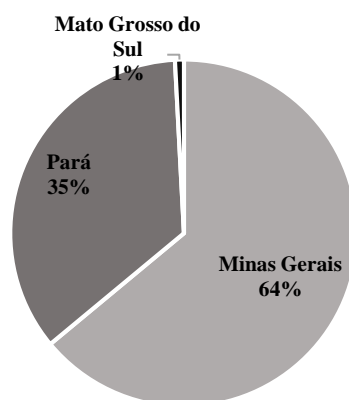


Figura 2.2: Distribuição da produção brasileira de minério de ferro beneficiado por estado em 2016 (Departamento Nacional de Produção Mineral, 2017; Elaborado pelo autor)

Tabela 2.2: Reservas e produção mundial de minério de ferro (em milhões de toneladas)

País	Minério		Ferro contido		Reservas	
	2016	2017	2016	2017	Minério bruto	Ferro contido
Estados Unidos	42	46	26	28	2900	760
Austrália	858	880	531	545	650000	624000
Brasil	430	440	275	280	23000	12000
Canadá	47	47	29	29	6000	2300
China	348	340	216	210	21000	7200
Índia	185	190	114	120	8100	5200
Irã	35	35	23	23	2700	1500
Cazaquistão	34	34	10	10	2500	900
Rússia	101	100	60	60	25000	14000
África do Sul	66	68	42	42	1200	770
Suécia	27	27	16	16	3500	2200
Ucrânia	63	63	39	39	76500	72300
Outros	116	110	72	68	18000	9500
Total	2350	2400	1450	1500	170000	83000

Dados estimados

Fonte: U.S. GEOLOGICAL SURVEY (2015)

No ano de 2018 foram exportadas cerca de 324 milhões de toneladas de minério de ferro. Isso representou 41% das exportações feitas pelo setor mineral (que abrange a mineração e a indústria de transformação mineral) no ano de referência e 8,4% do total de exportações brasileiras. Dos U\$49,3 bilhões arrecadados pelo setor mineral com

exportações, US\$20,2 bilhões foram provenientes apenas da venda de minério de ferro. Em 2017, o montante foi de US\$19,2 bilhões. O minério de ferro foi responsável, em 2018, por 70% da arrecadação da CFEM (compensação financeira pela exploração de recursos minerais) por substância mineral (Ministério de Minas e Energia, 2019).

## **2.2 Classificação de minerais**

A preparação de minerais para processos químicos ou de metalurgia extrativa, possibilitando aplicações industriais, é composta por operações que, com base em um fluxograma típico de processamento mineral, podem ser divididas em cominuição (ou fragmentação), classificação, concentração e desaguamento. Estas operações são aplicadas às partículas minerais de forma a se obter, no final do processo, dois produtos distintos: um concentrado de mineral-minério, composto pela porção economicamente útil do minério, e um rejeito, formado idealmente, pelas partículas não aproveitáveis do minério, denominadas minerais de ganga.

Nos circuitos de beneficiamento de minérios, geralmente, as etapas de classificação e fragmentação operam conjuntamente, uma vez que a classificação controla a granulometria das partículas geradas na etapa de fragmentação. Isto ocorre idealmente de forma que, as partículas com faixa granulométrica inadequada para as próximas etapas do beneficiamento retornam aos equipamentos de cominuição até que uma granulometria que atenda as especificações seja atingida. As demais partículas seguem às etapas posteriores.

Na separação de tamanhos por peneiramento, as partículas minerais são submetidas a equipamentos que operam a seco ou a úmido, de forma estática ou vibratória, onde são utilizadas superfícies com aberturas determinadas e a separação ocorre com base no tamanho geométrico das partículas. Partículas que apresentam dimensões maiores em relação à abertura das peneiras tendem a permanecer retidas na superfície enquanto as de granulometrias inferiores tendem a atravessá-la.

À medida que as partículas passam a apresentar granulometrias muito finas, a separação por tamanhos aplicando o peneiramento torna-se ineficiente. Neste caso, a velocidade de sedimentação das partículas passa a condicionar a separação, que ocorre através de operações de classificação em meio fluido (WILLS & NAPIER-MUNN, 2005).

## 2.3 Fundamentos da classificação em meio fluido

### 2.3.1 Fluidodinâmica de partículas

Uma partícula em queda livre no vácuo está sujeita a uma aceleração constante e aumento indefinido de velocidade, independentemente de seu tamanho ou densidade. Mas em meio que não o vácuo, o movimento dessa partícula encontra uma resistência, que aumenta proporcionalmente à velocidade até que esta alcance um valor constante (velocidade terminal), pelo equilíbrio entre as forças gravitacional e de resistência do fluido que age sobre a partícula. Essa velocidade é o parâmetro que determina a separação de partículas em classificadores. Em uma coluna de classificação, por exemplo, partículas alimentadas em um meio com fluxo ascendente de fluido sobem quando tiverem velocidade terminal inferior à do fluido, formando um produto chamado *overflow*, e descem as de velocidade maior, formando um segundo produto chamado *underflow* (WILLS & NAPIER-MUNN, 2005).

O movimento de uma partícula em um fluido é caracterizado pelo número de Reynolds e pelo coeficiente de arraste. O coeficiente de arraste ( $C_d$ ) é um número adimensional que quantifica o arraste ou a resistência ao movimento devido ao arraste de forma ou arraste superficial de uma partícula em um fluido. O coeficiente de arraste é dado pela Equação 2.1 (TAVARES & SAMPAIO, 2005):

$$C_d = \frac{2F_d}{\rho_f v_\infty^2 A} \quad \text{Equação 2.1}$$

na qual:

$F_d$  = força de arraste (N);

$v_\infty$  = velocidade relativa entre a partícula e o fluido (m/s);

$A$  = área da seção transversal da partícula (m<sup>2</sup>);

$\rho_f$  = massa específica do fluido (kg/m<sup>3</sup>).

O número de Reynolds ( $Re_p$ ) caracteriza o regime de escoamento, que representa a razão entre as forças inerciais e viscosas agindo no interior do fluido. O número de Reynolds para uma partícula em movimento em um fluido é dado pela Equação 2.2 (TAVARES & SAMPAIO, 2005).



$$Re_p = \frac{d_p v_\infty \rho_f}{\mu}$$

Equação 2.2

na qual:

$d_p$  = tamanho da partícula (m);

$\mu$  = viscosidade do fluido (kg/ms).

A relação entre o número de Reynolds e o coeficiente de arraste para partículas esféricas possibilita a identificação de regiões que caracterizam os diferentes regimes de escoamento, conforme é ilustrado na Figura 2.3 para partículas esféricas.

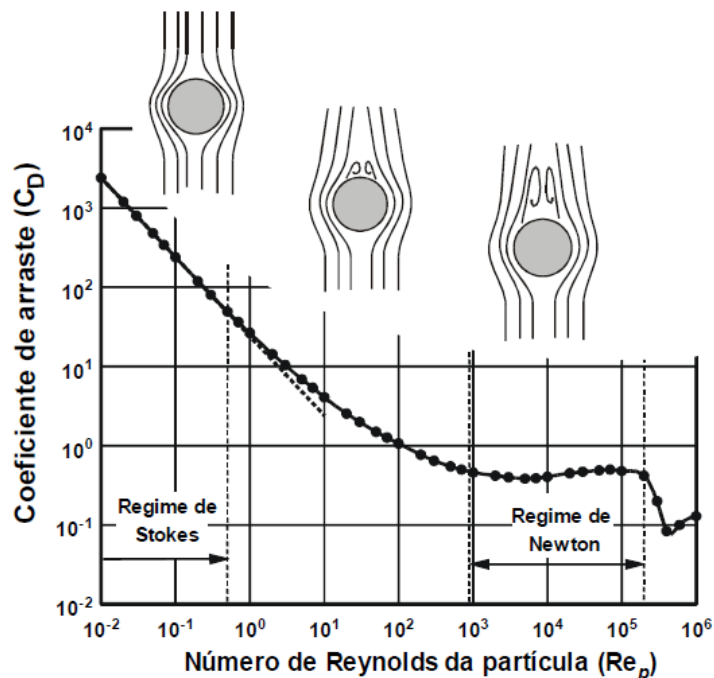


Figura 2.3: Relação entre o coeficiente de arraste e o número de Reynolds de partículas esféricas individuais (TAVARES & SAMPAIO, 2005)

No regime de Stokes ( $Re_p < 0,5$ ), o movimento da partícula é suave e ocorre a baixas velocidades. Desta forma, a camada de fluido em contato com a partícula (camada limite) move-se junto a ela enquanto o fluido próximo permanece estático, caracterizando o regime de escoamento laminar. Neste regime observa-se uma simetria nos campos de velocidade e pressão no entorno da partícula, desta forma, a contribuição do arraste de forma é relativamente limitada, sendo que a maior parte da resistência ao movimento se deve às forças de cisalhamento ou viscosidade do fluido (arraste superficial). A

velocidade terminal de sedimentação de uma partícula esférica no regime de Stokes é dada pela Equação 2.3:

$$v_{\infty} = \frac{(\rho_s - \rho_f) b d_p^2}{18\mu} \quad \text{Equação 2.3}$$

Na qual:

$\rho_s$  = massa específica do sólido ( $\text{kg/m}^3$ );

$\rho_f$  = massa específica do fluido ( $\text{kg/m}^3$ );

$b$  = intensidade do campo externo ( $\text{m/s}^2$ ).

No regime intermediário ( $0,5 < Re_p < 10^3$ ) observa-se um rápido aumento na influência das forças inerciais para valores de número de Reynolds superiores a 0,5. A partir de certo ponto, a partícula não é mais contornada de forma suave pelo fluido durante seu escoamento, descaracterizando o regime de Stokes. Vórtices passam a ser formados em  $Re_p$  próximo a 24 devido ao descolamento das linhas de corrente por parte do fluido. A amplitude máxima desta região de separação ocorre quando o número de Reynolds se aproxima de  $10^3$ .

O regime de Newton ( $10^3 < Re_p < 2 \times 10^5$ ) ocorre a velocidades mais elevadas, onde é ocasionada grande perturbação no fluido originando o regime de escoamento turbulento. Neste caso, o deslocamento do fluido pela partícula é a principal resistência oferecida ao movimento da partícula (arraste de forma), o arraste superficial é relativamente pequeno. Na parte posterior da partícula formam-se esteiras devido aos vórtices deixados pelo fluxo turbulento. A velocidade terminal de sedimentação de partículas esféricas no regime de Newton é dada pela Equação 2.4 (TAVARES & SAMPAIO, 2005).

$$v_{\infty} = \left[ \frac{3gd_p(\rho_s - \rho_f)}{\rho_f} \right]^{1/2} \quad \text{Equação 2.4}$$

Expressões válidas para os demais regimes podem ser encontradas em outra publicação (TAVARES & SAMPAIO, 2005).

### 2.3.2 Sedimentação em queda impedida (ou retardada)

À medida que a porcentagem de sólidos na polpa aumenta, elevam-se consequentemente a sua densidade e viscosidade aparentes. Desta forma, a velocidade de sedimentação das partículas começa a diminuir, caracterizando a sedimentação em queda impedida ou retardada.

Quanto menor a densidade da partícula, maior se torna o efeito da diminuição da densidade efetiva ( $d_s - d_p$ ), e maior é a redução da velocidade de sedimentação. Da mesma forma, quanto maior for o tamanho da partícula, maior será a redução na velocidade de queda à medida que a densidade da polpa aumenta. De fato, a sedimentação em queda impedida reduz o efeito do tamanho e aumenta o efeito da densidade na classificação. Este é um fator importante no projeto de classificadores. A razão de sedimentação em queda impedida pode ser calculada por meio da Equação 2.5. Neste caso, o valor será sempre maior do que a razão de sedimentação livre. Quanto mais densa for a polpa, maior será a razão do diâmetro de partículas com velocidades terminais de sedimentação idênticas (WILLS & NAPIER-MUNN, 2005):

$$\frac{D_a}{D_b} = \frac{d_b - d_p}{d_a - d_p} \quad \text{Equação 2.5}$$

## 2.4 Equipamentos de classificação

Os classificadores podem ser divididos, segundo WILLS & NAPIER-MUNN (2005), pelo sentido da corrente de transporte de partículas, sendo classificadores de corrente vertical ou classificadores de corrente horizontal.

### 2.4.1 Classificadores de corrente vertical

Consistem, normalmente, de uma série de colunas, nos quais cada uma recebe uma corrente vertical de água ascendente em contra fluxo às partículas. São equipamentos simples e de alta capacidade, porém a classificação é de baixa eficiência. Na indústria mineral, a principal aplicação dos classificadores hidráulicos é na classificação de partículas da alimentação de alguns processos de concentração gravimétrica de forma a aumentar o efeito da densidade das partículas e diminuir o efeito do tamanho (WILLS & NAPIER-MUNN, 2005).

## 2.4.2 Classificadores de corrente horizontal

Apresentam grande utilização no processo de classificação quando se tem por finalidade a separação somente considerando o tamanho das partículas, uma vez que a sedimentação é essencialmente em queda livre nestes equipamentos, os quais: cone de sedimentação, classificadores mecânicos e classificadores espirais. Os cones de sedimentação, que são a forma mais simples de classificador, são muito utilizados para desaguamento em operações de pequena escala.

Os classificadores mecânicos (Figura 2.4) têm ampla utilização em operações de moagem em circuito fechado e na classificação de produtos de usinas de lavagem de minérios. A polpa é alimentada em uma calha inclinada e sedimenta no tanque. As partículas leves se mantêm na superfície e são escoadas como *overflow*. As partículas mais densas e grosseiras, por possuírem altas velocidades de sedimentação, dirigem-se para o fundo do tanque e são conduzidas contra o fluxo de líquido por arraste ou por uma série de rastelos constituindo o *underflow* (CARRISSO & CORREIA, 2004).

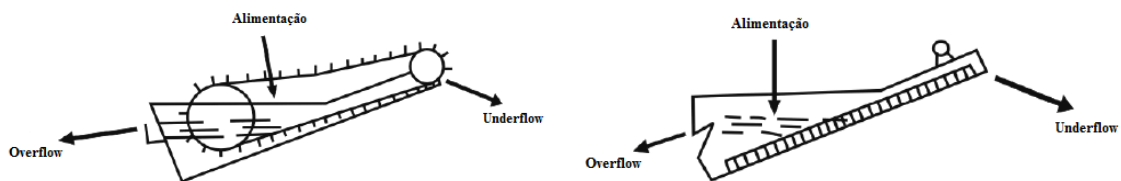


Figura 2.4: Classificadores mecânicos de arraste e de rastelo (CARRISSO & CORREIA, 2004)

Os classificadores espirais (Figura 2.5) consistem de um tanque de fundo inclinado no qual gira uma espiral envolta a um eixo. Na parte inferior do tanque forma-se uma bacia de sedimentação onde se processa a classificação. As partículas mais pesadas sedimentam no fundo do tanque sendo arrastadas pela espiral e descarregadas na parte superior do equipamento. As partículas finas, juntamente com a água, saem por transbordo (WILLS & NAPIER-MUNN, 2005).

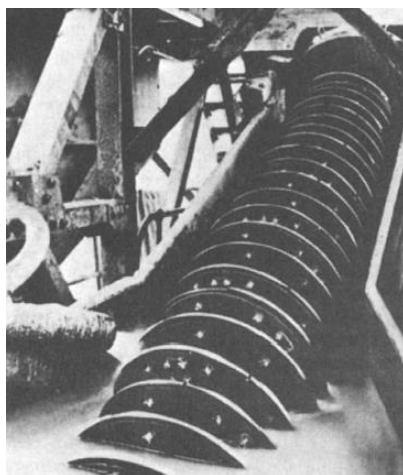


Figura 2.5: Classificador espiral (WILLS & NAPIER-MUNN, 2005)

## 2.5 Hidrociclone

Os hidrociclones são equipamentos versáteis utilizados mundialmente no processamento mineral em aplicações como: deslamagem, classificação, classificação seletiva, espessamento e pré-concentração. A Figura 2.6 apresenta um diagrama esquemático do equipamento. Na indústria mineral, os hidrociclones têm principal aplicação no processo de classificação.

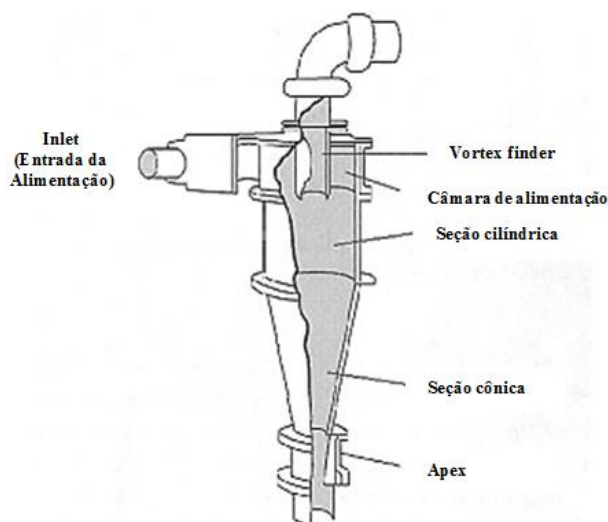


Figura 2.6: Hidrociclone (Adaptado de WILLS & NAPIER-MUNN, 2005)

O hidrociclone consiste de uma seção cilíndrica acoplada a um cone invertido, equipado com duas saídas ao longo do eixo vertical e uma entrada tangencial. A polpa mineral é injetada sob pressão no *inlet*, resultando em um campo centrífugo que promove a separação das partículas de modo que as mais grossas e densas são descarregadas na saída inferior do equipamento (*apex*), constituindo o *underflow*, enquanto as mais finas e

menos densas são descarregadas na saída superior (*vortex finder*), constituindo o *overflow*.

### 2.5.1 Padrões de escoamento de líquido em hidrociclones

Campos centrífugos intensos são criados dentro do hidrociclone e são suficientemente altos para criar um núcleo de ar no eixo que se estende, frequentemente, desde a abertura do *apex*, na parte inferior da seção cônica, até o *overflow* na parte superior. Para que isso ocorra, o campo de força centrífuga deve ser significativamente superior ao campo gravitacional (KING, 2012). Segundo TAVARES (2004), o padrão de fluxo mais significativo dentro do hidrociclone é o da espiral dentro de outra espiral, como apresentado na Figura 2.7, e surge como resultado da alimentação tangencial. Inicialmente elas se deslocam na mesma direção, sendo que a reversão de velocidade aplica-se estritamente à componente vertical.

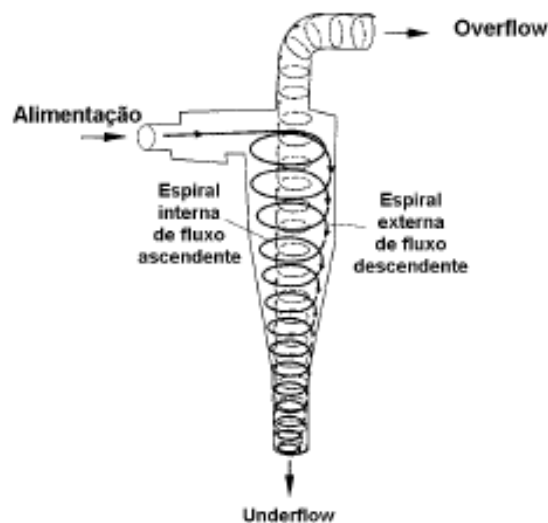


Figura 2.7: Esquema do padrão de fluxo dentro do hidrociclone (TAVARES, 2004)

Dentro do equipamento, a velocidade do fluxo em qualquer ponto pode ser dividida em três componentes: tangencial, radial e axial (ou vertical). Elas podem ser analisadas de forma individual. A Figura 2.8 representa de forma esquemática as componentes de velocidade.

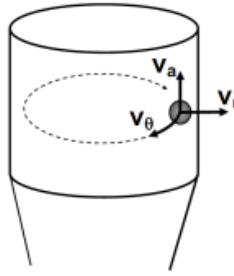


Figura 2.8: Decomposição esquemática das velocidades – tangencial ( $v_{\theta}$ ), axial ( $v_a$ ) e radial ( $v_r$ ) (BERGSTROM, 2007)

### Velocidade Tangencial

A tangencial é a componente de velocidade mais evidente dentro de um hidrociclone, sendo responsável pela força centrífuga para a classificação das partículas. Ela aumenta da parede para o centro do equipamento, atinge um valor máximo, seguido de um súbito decréscimo. O perfil de velocidade tangencial pode ser dividido em duas partes, uma mais interna denominada “vórtice forçado” e, uma mais externa que se comporta como um vórtice livre (BERGSTROM & VOMHOFF, 2007; KELSALL, 1952).

Abaixo do *vortex finder*, a velocidade tangencial aumenta de forma considerável com a diminuição do raio. À medida que o raio aumenta, a velocidade tangencial diminui proporcionalmente e esta relação é mantida até a coluna de ar cilíndrica (normalmente formada em um hidrociclone descarregando à pressão atmosférica) ser atingida (SVAROVSKY, 2001). Em níveis acima do *vortex finder*, a diminuição da velocidade tangencial ocorre em um raio menor. A Figura 2.9 mostra o perfil de distribuição de velocidade tangencial em um hidrociclone.

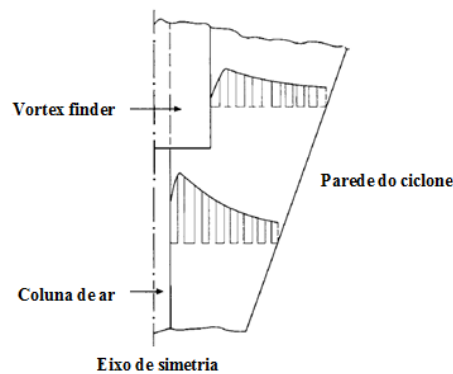


Figura 2.9: Distribuição de velocidade tangencial em um hidrociclone (adaptado de SVAROVSKY, 2001)

## Velocidade Axial ou Vertical

A componente axial não exerce influência direta sobre o balanço de forças da classificação, mas é a responsável por carrear as partículas ao *underflow*. Isto se deve ao fato que a velocidade axial aumenta em direção ao centro do hidrociclone e decresce próximo à parede, permitindo a formação de um fluxo descendente ao longo da parede do equipamento, direcionando para o *apex* as partículas próximas a esta região.

A corrente descendente é parcialmente contrabalanceada por um fluxo ascendente na região do núcleo, dependendo da vazão do *underflow*. Identifica-se um local de velocidade vertical nula (LVVN) que segue o perfil do ciclone (SVAROVSKY, 2001). A Figura 2.10 ilustra o perfil de distribuição de velocidade axial em um hidrociclone.

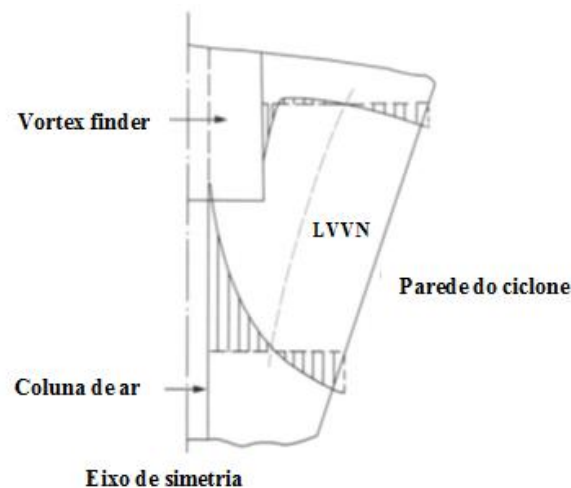


Figura 2.10: Distribuição axial (vertical) da velocidade em um hidrociclone. LVVN, local de velocidade vertical nula (adaptado de SVAROVSKY, 2001)

## Velocidade Radial

A radial é, provavelmente, a componente mais importante em relação aos mecanismos de separação, uma vez que, na classificação sempre é requerido uma diferença no deslocamento radial, geralmente relacionada a alguma diferença nas características das partículas que se deseja separar. Normalmente, as componentes de velocidade radial são muito menores que as demais, sendo difíceis de medir com precisão (BERGSTROM & VOMHOFF, 2007).

A velocidade radial decresce com a diminuição do raio, e a posição de velocidade radial nula não é conhecida. Em níveis acima do *vortex finder*, pode haver fluxos de recirculação para fora e, próximo ao topo do ciclone existem fortes velocidades radiais para dentro dirigidas para o *vortex finder*, desta forma, provoca-se um fluxo de curto-



circuito abaixo da parede externa do *vortex*. Ressalta-se que os padrões de fluxo são altamente complexos e apresentam variações conforme a geometria do ciclone e viscosidade dos fluidos (SVAROVSKY, 2001). A Figura 2.11 ilustra o perfil de distribuição de velocidade radial em um hidrociclone.

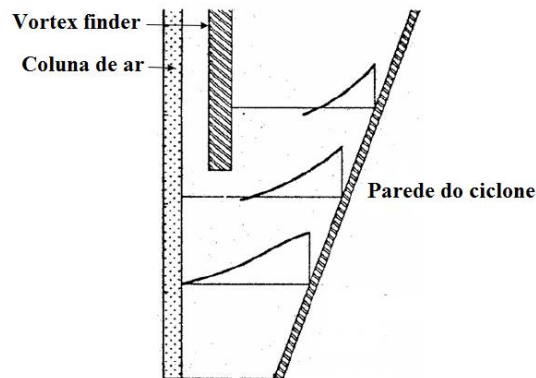


Figura 2.11: Distribuição de velocidade radial em um hidrociclone (adaptado de TAVARES, 2004)

Teoricamente, as partículas dentro do padrão de fluxo no hidrociclone são submetidas a duas forças opostas: uma centrífuga para fora e uma de arraste que atua para dentro. A força centrífuga desenvolvida age sobre as partículas no sentido de acelerar sua taxa de sedimentação separando-as por tamanho, forma e peso específico. As partículas mais grosseiras e mais densas, ou seja, que apresentam sedimentação mais rápida, se movem para a parede do ciclone, onde a velocidade é mais baixa, e dirigem-se para a abertura do *apex*. Devido à ação da força de arraste, as partículas mais finas e menos densas, ou seja, que apresentam sedimentação mais lenta movem-se para a zona de baixa pressão ao longo do eixo e são transportadas para cima através do *vortex finder* (WILLS & NAPIER-MUNN, 2005).

### 2.5.2 Modelos de separação de partículas em hidrociclone

Por meio de considerações teóricas, os modelos de separação em hidrociclones procuram descrever a maneira com que determinada partícula é classificada, os principais modelos são apresentados a seguir:

#### Tempo de Residência

A Teoria do Tempo de Residência assume condições de não equilíbrio e considera se uma partícula atingirá uma parede do ciclone no tempo de permanência disponível. Proposta por RIETEMA (1961), esta teoria assume distribuição homogênea de todas as

partículas pela seção transversal ao eixo do ciclone e considera que o diâmetro de corte será dado pelo tamanho da partícula que, se entrar precisamente no centro do *inlet* atingirá a parede apenas no tempo de residência T. Em termos matemáticos, isso significa que a velocidade de sedimentação radial das partículas integrada com o tempo deve ser igual à metade do diâmetro do *inlet* (RIETEMA, 1961).

Em uma versão mais recente da teoria do tempo de residência, o chamado “*bulk model*” proposto por HOLLAND-BATT (1982), o fluxo de fluido radial passou a ser considerado. Para a derivação de uma expressão para o diâmetro de corte, adotou-se o tempo de retenção do líquido no ciclone (vazão por volume do ciclone) como o tempo de residência, a velocidade radial média do fluido (vazão por área de parede do ciclone) e uma equação geral de continuidade para fluxo bidimensional. Nesta equação não estão incluídos os efeitos importantes dos diâmetros do *vortex finder* e do *inlet*, contudo, uma contribuição significativa deste modelo está na introdução da sedimentação impedida ou retardada, adotando um fator de impedimento. Além disso, considerou-se a utilização de um fator de forma, para o caso de partículas não esféricas e ainda, o caso do movimento de partículas fora da região de Stokes (SVAROVSKY, 2001).

TRAWINSKI (1969) propôs, em uma outra abordagem teórica da teoria do tempo de residência, uma expressão para o diâmetro de corte, em analogia direta à gravidade. Trawinski utilizou a lei de Stokes, uma área de clarificação e uma aceleração média em um hidrociclone para derivar tal expressão. Apesar das abordagens e suposições bem distintas, a teoria do tempo de residência, muitas vezes leva a correlações de forma muito semelhante à da teoria da órbita de equilíbrio, sendo que, qualquer uma delas será mais eficiente para as respectivas geometrias para as quais foram adaptadas (SVAROVSKY, 2001).

### **Órbita de Equilíbrio**

A teoria da órbita de equilíbrio baseia-se no conceito de raio de equilíbrio, originalmente proposto por DRIESSEN (1951) e CRINER (1950). Considera que uma partícula atinge uma posição radial de equilíbrio no ciclone onde sua velocidade terminal de sedimentação é igual à velocidade radial do líquido. Ou seja, se o líquido flui para fora, as partículas vão para a parede e são separadas no *underflow*. Se o líquido flui para dentro, as partículas serão carregadas com o líquido para o *overflow* (CHEN *et al.*, 2000).

As partículas finas atingem o equilíbrio em pequenos raios onde o fluxo está se movendo para cima (e para o *overflow*), enquanto as partículas grossas permanecerão em

raios maiores, no fluxo descendente, e terminam no *underflow*. O diâmetro de corte é dado pelo tamanho da partícula cujo raio de equilíbrio é coincidente com o local de velocidade vertical nula, a superfície. É necessário um conhecimento detalhado das velocidades radiais para dentro que determinam a força de arraste, bem como das velocidades tangenciais que causam a força centrífuga (SVAROVSKY, 2001).

Provavelmente, a abordagem mais conhecida e mais confiável da teoria da órbita de equilíbrio é proposta por BRADLEY & PULLING (1959). Baseia-se na descoberta de uma área na região imediatamente abaixo do *vortex finder* onde não existe uma velocidade radial para dentro, chamada “manto”. Consequentemente os autores usaram apenas uma superfície cônica abaixo do manto na derivação de uma expressão para o tamanho de corte. Em todas as várias formas sugeridas por diversos autores, a teoria da órbita de equilíbrio pode ser criticada com base no fato de não considerar o tempo de permanência das partículas no ciclone. Nem todas elas podem ser capazes de alcançar órbitas de equilíbrio dentro do seu tempo de residência. A teoria também não considera a turbulência, pois pode afetar a separação de partículas. Apesar destas desvantagens, fornece previsões razoáveis do desempenho do ciclone a baixas concentrações de sólido na alimentação (SVAROVSKY, 2001).

### **Modelo Populacional**

O modelo populacional foi proposto por FAHLSTROM (1960), que sugeriu que o diâmetro de corte seria influenciado pelo diâmetro do *apex* e pela distribuição granulométrica da alimentação. Nesta teoria considera-se que o efeito populacional na saída do *underflow* pode afetar a correlação de forças a ponto de se poder estimar o diâmetro de corte a partir da recuperação mássica no *underflow*. Diversas observações de caráter qualitativo puderam ser obtidas em relação à operação com hidrociclones, contudo, resultados quantitativos não foram produzidos com base nas informações estabelecidas por esta teoria (FAHLSTROM, 1960 *apud* ALMEIDA, 2008).

### **2.5.3 Variáveis de projeto e operacionais de hidrociclones**

O desempenho dos hidrociclones é definido por variáveis de projeto, sendo estas associadas à geometria do equipamento; e operacionais, voltadas à operação do processo. As variáveis de projeto mais relevantes são:

- diâmetro do ciclone: ciclones de maiores diâmetros obviamente têm maior capacidade, porém promovem separação mais grosseira, já que a força centrífuga varia inversamente com o raio;
- diâmetro do *vortex finder*: é uma das variáveis mais importantes, afetando diretamente o corte do ciclone. Quanto maior for o diâmetro do *vortex finder*, mais grosseiro será o corte, devido à facilitação no arraste de partículas para o *overflow* (CHAVES, 2002).
- diâmetro do *apex*: variável de grande importância na definição da capacidade do ciclone, que afeta de forma mais acentuada a porcentagem de sólidos do *underflow*. Os três tipos de descarga do *apex* são apresentados na Figura 2.12. A descarga em cordão leva à descarga do *overflow* partículas grosseiras pelo diâmetro insuficiente do *apex*, mas quando se tem por objetivo adensar a polpa e não classificar, este tipo de descarga pode ser empregado. A descarga em cone caracteriza uma operação normal. Quando o diâmetro do *apex* é maior do que o recomendado, partículas finas são descarregadas no *underflow*, caracterizando a descarga em spray (CARRISSO & CORREIA, 2004).

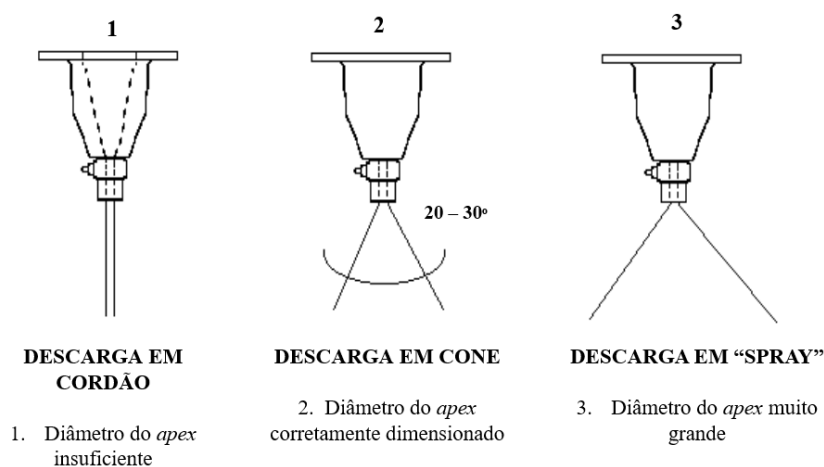


Figura 2.12: Representação esquemática dos tipos de descarga do *apex* (adaptado de CARRISSO & CORREIA, 2004)

- área e forma do *inlet*: um aumento da área da entrada resulta em aumento da capacidade, porém a pressão de admissão diminui. Essa variação afeta diretamente a velocidade tangencial e, conseqüentemente, as forças de separação. Maiores velocidades proporcionam maiores forças centrífugas e, portanto, o corte se torna mais fino. A alimentação em voluta, devido ao maior raio de entrada, promove redução na turbulência, melhorando a classificação e reduzindo o desgaste (NAPIER-MUNN, 1999);

- altura da seção cilíndrica: o aumento na seção cilíndrica acarreta um corte mais fino (CARRISSO & CORREIA, 2004);
- ângulo do cone: a utilização de seção cônica se faz com o objetivo de forçar as partículas grosseiras em direção ao eixo do ciclone, reduzindo a recuperação de água no *underflow*. Menores ângulos proporcionam corte mais fino, embora com prejuízo na eficiência de separação. Atualmente existem hidrociclones com ângulos variados de seções cônicas justapostas no mesmo aparelho, denominados gMAX (MOURA *et al.*, 2004);
- inclinação do hidrociclone: equipamentos instalados com inclinação de 45° ou mais em relação a vertical, resultam em corte mais grosso e diminuição da recuperação de água para o *underflow* (NAPIER-MUNN, 1999).

As principais variáveis operacionais são:

- massa específica dos sólidos: o campo centrífugo atua de forma mais acentuada sobre as partículas mais densas, favorecendo sua separação em tamanhos mais finos do que as de menor densidade. Assim, o corte do hidrociclone diminui com o aumento da massa específica média dos sólidos (CHAVES, 2002).
- viscosidade da polpa de alimentação: é determinada pela porcentagem de sólidos e pela presença de partículas ultrafinas. Polpas com viscosidade elevada dificultam a sedimentação das partículas em campo centrífugo, tendo como consequência o engrossamento do corte (CHAVES, 2002).
- porcentagem de sólidos na alimentação: afeta a densidade e viscosidade da polpa. Diminuindo-se a porcentagem de sólidos, diminui-se a densidade e viscosidade da polpa, tendo como resultado o engrossamento do corte.
- pressão de admissão: o aumento na pressão de admissão gera um aumento na velocidade de rotação da polpa no interior do equipamento e, como consequência, um aumento no campo centrífugo. O efeito nesse caso é de afinamento do corte (WILLS & NAPIER-MUNN 2005);
- distribuição granulométrica da alimentação: alterações na distribuição granulométrica da alimentação afetam qualitativamente o corte dos ciclones. Uma alimentação mais grossa promoverá separação também mais grosseira, ao passo que uma alimentação mais fina resultará no afinamento do corte do ciclone, de forma que o tamanho de

corte intrínseco do hidrociclone para as condições de trabalho pode permanecer basicamente inalterado.

#### 2.5.4 Eficiência de classificação em hidrociclones

A eficiência da classificação por hidrociclone fundamenta-se no conceito de porcentagem passante de partículas na abertura de determinada malha. Operacionalmente convencionou-se ao hidrociclone a adoção do  $d_{50}$  como tamanho de corte na classificação, ou seja, o tamanho de partículas cuja probabilidade de, durante a classificação, reportarem ao *overflow* ou ao *underflow* é igual a 50% (SAMPAIO *et al.*, 2007). Esta eficiência depende da geometria do hidrociclone, das propriedades físicas do sólido e do fluido e das condições operacionais.

Nenhum classificador, incluindo o hidrociclone, atinge uma separação perfeita das partículas alimentadas em dois grupos com tamanhos definidos e particulares, um exclusivamente contendo grossos e outro, os finos. Todos classificadores são caracterizados por uma função de distribuição que caracteriza a eficiência ou desempenho do aparelho na separação de partículas de qualquer tamanho alimentado. Esta função é representada graficamente formando uma curva de distribuição típica, como a apresentada na Figura 2.13. A esta denomina-se curva de partição (ou curva de Trump), a qual mostra, tipicamente, a fração de partículas com determinado tamanho que reportará ao *underflow*. O formato em S é comum a todos os equipamentos de separação de partículas por tamanho e uma variedade de expressões quantitativas têm sido utilizadas para descrever seu formato (KING, 2012).

No processo de classificação global em um hidrociclone, considera-se que uma parte da alimentação proporcional à partição de água passa direto para o *underflow*, constituindo o chamado efeito de curto circuito ou *by-pass* (KING, 2012). Isto se caracteriza por um intercepto diferente de zero no eixo das ordenadas da curva de partição no tamanho zero, representado por " $R_f$ " na Figura 2.13. É relativamente incomum o curto circuito de partículas para o *overflow* em classificadores, e quando é observado, está associado à classificação em hidrociclones, podendo indicar que o *vortex finder* esteja danificado ou que a descarga no *apex* esteja em *roping*, forçando a descarga para o *overflow* (KELLY, 1990).

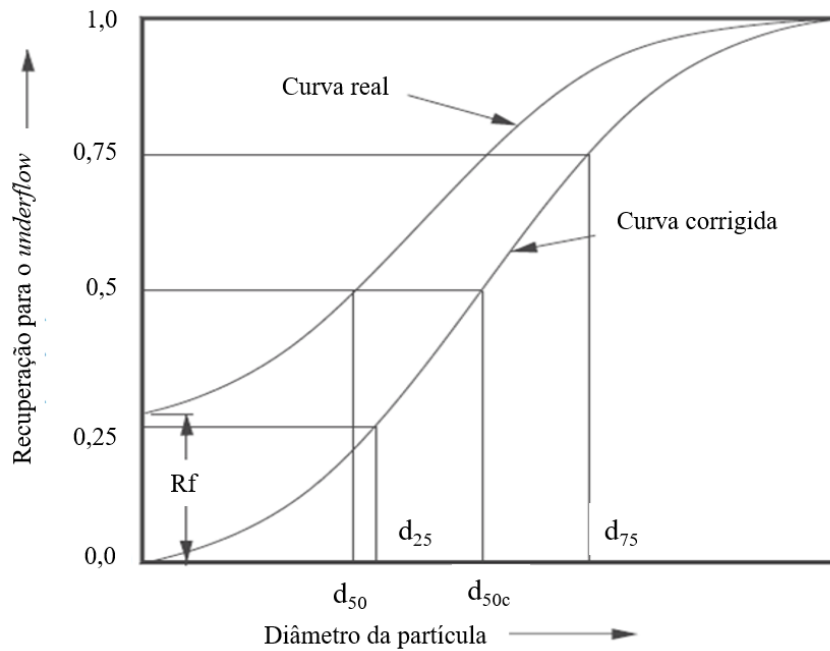


Figura 2.13: Curvas de partição típicas (adaptado de KING, 2012)

A recuperação real de partículas para o *underflow* ( $E_{ui}$ ), dada em função do tamanho  $i$  de partícula, é expressa pela Equação 2.6, na qual  $W_{ui}$  e  $W_{fi}$  representam a fração de partículas de tamanho  $i$  no *underflow* e na alimentação, respectivamente, e,  $M_u$  e  $M_f$  a massa total de sólidos em cada um desses fluxos. A representação gráfica fornece a curva de partição real (*actual efficiency curve*,  $E_{ua}$ ). A curva para o *overflow* é o complemento da curva para o *underflow* (NAPIER-MUNN *et al.*, 1999).

$$E_{ui} = 100 \left( \frac{W_{ui} M_u}{W_{fi} M_f} \right) \quad \text{Equação 2.6}$$

A eliminação do efeito de curto-circuito de partículas para o *underflow* traz o conceito de uma curva de partição corrigida (*corrected curve*,  $E_{uc}$ ), que pode ser obtida seguindo a proposição de KELSALL (1952), onde o efeito do curto-circuito, representado pela recuperação de água para o *underflow* ( $R_f$ ), pode ser corrigido pela aplicação da Equação 2.7. Uma vez estabelecida a correção, o funcionamento do classificador pode ser caracterizado por um importante parâmetro, que é o tamanho de corte corrigido ( $d_{50c}$ ) (NAPIER-MUNN *et al.*, 1999).

$$E_{uc} = \frac{E_{ua} - R_f}{1 - R_f} \quad \text{Equação 2.7}$$

A curva de partição corrigida pode ser normalizada, ou reduzida, ao dividir-se pelo  $d_{50c}$  o eixo que representa a distribuição de tamanhos. Diversas equações têm sido propostas para descrever a curva de partição corrigida (KING, 2012). Whiten (1966) propôs a expressão dada na Equação 2.8 para descrever a curva de partição reduzida para o *underflow*, na qual  $x_i$  é o tamanho reduzido ( $d_i/d_{50c}$ ) e  $\alpha$  é a nitidez da separação (um parâmetro da eficiência, sendo que, valores maiores do que 4 indicam que separações muito boas foram obtidas) (NAPIER-MUNN *et al.*, 1999).

$$E_{uci} = \frac{\exp(\alpha x_i) - 1}{\exp(\alpha x_i) + \exp(\alpha) - 2} \quad \text{Equação 2.8}$$

Uma inflexão na curva de partição, entre um ponto de mergulho e um ponto crítico, como apresentado na Figura 2.14, é característico do fenômeno chamado *fish hook* (ou anzol), observado pela primeira vez em hidrociclones por FINCH & MATWIJENKO (1977) e relatado mais frequentemente após o advento da difração a laser. É gerado pela maior recuperação de partículas finas para o *underflow* que, em termos práticos, significa a redução na precisão da separação. O efeito do anzol é influenciado por uma série de fatores, que podem ser controlados aplicando métodos conhecidos: diluição da alimentação e/ou alteração da distribuição de tamanhos da alimentação utilizando uma separação em múltiplos estágios (NAGESWARARAO & MEDRONHO, 2014; DUECK *et al.*, 2014).

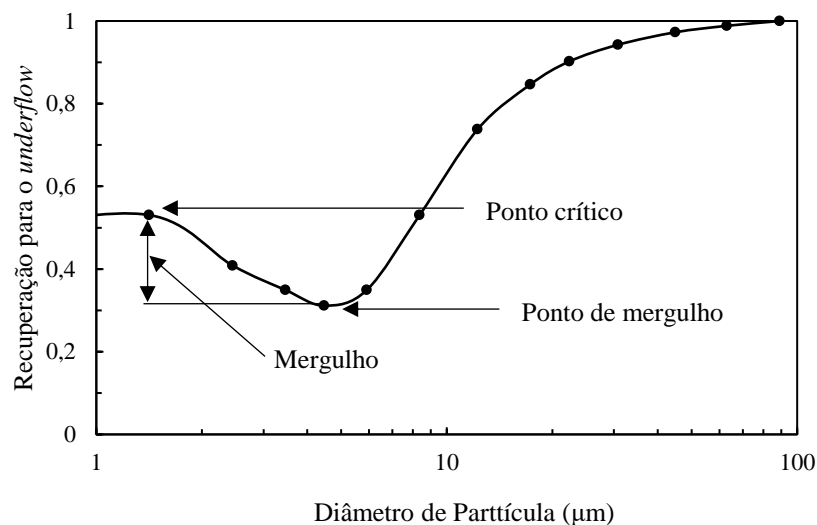


Figura 2.14: Curva de partição ilustrando o efeito de anzol, caracterizado pelo mergulho nas frações finas



O efeito anzol foi incrementado na descrição da curva de partição corrigida para o *overflow* pela inserção do parâmetro  $\beta$ , por Whiten, na expressão dada pela Equação 2.9 (NAPIER-MUNN *et al.*, 1996):

$$E_{oa} = C \left[ \frac{(1 + \beta \beta^* x)(\exp(\alpha) - 1)}{\exp(\alpha \beta^* x) + \exp(\alpha) - 2} \right] \quad \text{Equação 2.9}$$

na qual  $C = 1 - R_f$ .

$\beta$  e  $\alpha$  controlam, respectivamente, os mergulhos da curva nas frações finas e grosseiras, enquanto  $\beta^*$  é utilizado para preservar a definição de  $d_{50c}$  ( $d = d_{50c}$  quando  $E = (1/2) C$ ). Se  $\beta$  é 0 e  $\beta^*$  é 1, a equação é reduzida para a expressão da curva de eficiência corrigida para o *overflow* (NAPIER-MUNN, 1999).

## 2.5.5 Modelagem e dimensionamento de hidrociclones

Conforme discutido, apesar da simples construção do hidrociclone, o seu fluxo interno é altamente complexo e de difícil descrição matemática. Devido a essa complexidade, o desempenho do equipamento tem sido previsto por meio de equações empíricas, derivadas de uma análise de dados experimentais que incluem o efeito das variáveis operacionais e de projeto (VIEIRA & BARROZO, 2014).

### 2.5.5.1 Modelo de Lynch e Rao

A operação do hidrociclone depende de um número de variáveis independentes. O modelo desenvolvido por Lynch e Rao foi obtido como um produto das relações individuais (quantitativo) de cada variável com o  $d_{50}$ . Utilizando o hidrociclone da marca Krebs de 508 mm de diâmetro, concluíram que o  $d_{50}$  variava em função da distribuição de tamanhos de partículas na alimentação e da geometria do ciclone. Seu modelo final é definido pela Equação 2.10 (GUPTA & YAN, 2006):

$$\log d_{50c} = 4,18 D_o - 5,43 D_u + 3,04 D_i + 0,0319 f_s - 3,6 Q - 0,0042 (\%+420) + 0,0004 (\%-53) \quad \text{Equação 2.10}$$

Na qual:

$f_s$  a porcentagem de sólidos em massa na alimentação;

$Q$  é a vazão volumétrica da alimentação ( $m^3/s$ );

$C_{+420}$  é a porcentagem +420  $\mu m$  na alimentação;

$C_{-53}$  é a porcentagem -53  $\mu m$  na alimentação;

$D_o$ ,  $D_u$  e  $D_i$  são diâmetros do *vortex*, *apex* e *inlet* respectivamente (m);

$d_{50c}$  é o tamanho de corte corrigido ( $\mu m$ ).

A rigor, as constantes ajustadas aplicam-se estritamente ao ciclone de Krebs e partículas finas de calcário. Para minerais de densidades diferentes a do calcário, uma correção pode ser aplicada, sendo esta dada pela Equação 2.11 (GUPTA & YAN, 2006).

$$\frac{(d_{50c})_1}{(d_{50c})_2} = \sqrt{\frac{(\rho_{S2} - \rho_L)}{(\rho_{S1} - \rho_L)}} \quad \text{Equação 2.11}$$

O modelo de Lynch e Rao foi subsequentemente modificado por Nageswararao, no qual foram incluídos o ângulo do cone do hidrociclone e uma correção levando em conta condições de sedimentação retardada. O fator de sedimentação retardada  $H_S$  é dado pela Equação 2.12 (GUPTA & YAN, 2006):

$$H_S = \frac{10^{1,82f_v}}{8,05[1-f_v]^2} \quad \text{Equação 2.12}$$

O modelo final, modificado por *JKTech*, é dado pela Equação 2.13 (GUPTA & YAN, 2006):

$$\frac{d_{50c}}{D_c} = K_{D0} \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{0,52} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{-0,47} \left(\frac{P}{\rho_p g D_c}\right)^{-0,22} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{-0,50} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,15} \theta^{0,15} D_c^{-0,65} H_S^{0,93} \quad \text{Equação 2.13}$$

Na qual:

$P$  é a pressão de alimentação (kPa);

$g$  é a aceleração da gravidade ( $m/s^2$ );

$\theta$  é o ângulo do cone (graus);

$K_{D0}$  é a constante do material dependendo da densidade e tamanho de partículas na alimentação;

$L_c$  é o comprimento da seção cilíndrica (m);  
 $D_c$  é o diâmetro da seção cilíndrica (m);  
 $D_i$  é o diâmetro do *inlet* (m);  
 $\rho_p$  é a massa específica da polpa de alimentação ( $\text{kg/m}^3$ );

### 2.5.5.2 Modelo de Plitt

Utilizando suspensões de sílica pura, Plitt desenvolveu um modelo matemático relacionando as variáveis operacionais e o tamanho de corte, derivado empiricamente por dados experimentais obtidos em hidrociclones de laboratório, como dado na Equação 2.14 (GUPTA & YAN, 2006):

$$d_{50c} = \frac{k_1 2689,2 D_c^{0,46} D_i^{0,6} D_o^{1,21} \mu^{0,5} \exp(0,063 f_v)}{D_u^{0,71} L^{0,38} Q^{0,45} (\rho_s - \rho_L)^{0,5}} \quad \text{Equação 2.14}$$

Na qual:

$\mu$  é a viscosidade do líquido (mPa.s);  
 $\rho_s$  e  $\rho_L$  são as densidades do sólido e do líquido, respectivamente ( $\text{kg/m}^3$ );  
 $k_1$  é o fator de calibração (igual a 1,0 quando não há dados disponíveis).

### 2.5.5.3 Modelo de Nageswararao

Desenvolvido diretamente a partir do modelo de LYNCH & RAO (1975), o modelo de NAGESWARARAO (1978) foi elaborado baseado em dados experimentais obtidos em ensaios de escala piloto. Este modelo inclui correlações para tamanho de corte corrigido, pressão de admissão e divisão do fluxo e requer a estimativa de constantes específicas de alimentação a partir de outros dados. Este requisito para a calibração específica enfatiza o quão importante é o efeito das condições de alimentação sobre o desempenho do hidrociclone (NAGESWARARAO, 1978 e 1995 *apud* GOMES, 2014; WILLS & NAPIER-MUNN, 2005). As Equações 2.15, 2.16 e 2.17 são usadas no cálculo do tamanho de corte corrigido ( $D_{50c}$ ), da partição de água ( $R_f$ ), da partição de polpa ( $R_v$ ) e da vazão volumétrica de alimentação ( $Q_f$ ), respectivamente (NAGESWARARAO, 1978 e 1995 *apud* GOMES, 2014).

$$D_{50c} = K_{D0} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{-0,5} \theta^{0,15} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,2} D_c^{0,35} \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{0,52} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{-0,47} \lambda^{0,93} \left(\frac{P}{\rho_p g D_c}\right)^{-0,22} \quad \text{Equação 2.15}$$

$$R_f = K_{W1} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{-0,5} \theta^{-0,24} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,22} \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{-1,19} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{2,40} \lambda^{0,47} \left(\frac{P}{\rho_p g D_c}\right)^{-0,53} \quad \text{Equação 2.16}$$

$$R_v = K_{V1} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{-0,25} \theta^{-0,24} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,22} \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{-0,94} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{1,83} \left(\frac{P}{\rho_p g D_c}\right)^{-0,31} \quad \text{Equação 2.16}$$

$$Q = K_{Q0} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{0,45} \theta^{-0,1} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,2} \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{0,68} D_c^2 \left(\frac{P}{\rho_p}\right)^{0,5} \quad \text{Equação 2.17}$$

Nas quais:

$R_f$  é a recuperação de água para o *underflow* (%);

$R_v$  é a recuperação de polpa para o *underflow* (%);

$K$ 's são as constantes empíricas;

$\lambda$  é o termo de correção referente a velocidade de sedimentação, determinada pela concentração volumétrica de sólidos na alimentação, sendo dado pela Equação 2.18 (STEINOUR, 1944 *apud* GOMES, 2014):

$$\lambda = \frac{10^{1,82f_v}}{8,05(1-f_v)^2} \quad \text{Equação 2.18}$$

#### 2.5.5.4 Modelo de Tavares

O modelo descreve o desempenho de hidrociclones menores que 75 mm de diâmetro, para a classificação de polpas não-newtonianas considerando os efeitos da reologia de suspensão sobre a classificação. Para o desenvolvimento deste modelo foram realizados experimentos com polpa de minério fosfático com variações na porcentagem de sólidos e no ambiente químico. Os ensaios abrangeram ampla gama de condições reológicas, tanto newtonianas quanto não-newtonianas (TAVARES *et al.*, 2002). As Equações 2.19, 2.20 e 2.21 representam, respectivamente, o cálculo dos parâmetros vazão

de polpa na alimentação (Q), recuperação de água ao *underflow* ( $R_f$ ), tamanho de corte corrigido ( $d_{50c}$ ).

$$Q=K_1 D_c^2 \left(\frac{\Delta P}{\rho_p}\right)^{0,5} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{0,45} \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{0,68} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,20} \theta^{-0,10} \quad \text{Equação 2.19}$$

$$R_f=K_2 D_c^{E_1} g(f_v)^{E_2} \left(\frac{P}{\rho_p g D_c}\right)^{E_3} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{-0,50} \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{-1,19} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{2,40} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,22} \theta^{-0,24} \quad \text{Equação 2.20}$$

$$d_{50c}=K_3 \left[ D_c^{4-b} Q^{b-2} \left(\frac{ab}{\rho_s - \rho}\right) \left(\frac{8n\lambda}{\pi D_i^2 r_{*50}^{n+1}}\right)^{b-1} \right]^{0,5} \quad \text{Equação 2.21}$$

Nas quais:

$K_1$ ,  $K_2$  e  $K_3$  são parâmetros de escala em modelos de hidrociclone;

$a$  é o índice de consistência do fluido no modelo de Ostwald e Waele;

$b$  é o índice de comportamento do fluxo da polpa (=1 para Newtoniano, <1 para pseudoplástico, >1 para dilatante);

$n$  é a constante do padrão de fluxo;

$r_{*50}$  é a distância radial adimensional correspondente ao envelope de velocidade axial zero;

$E_1$ ,  $E_2$ ,  $E_3$  são parâmetros do modelo;

$\lambda$  é o parâmetro que correlaciona a velocidade de entrada da polpa no hidrociclone e a geometria do equipamento. Dado pela Equação 2.22 (LILGE, 1962 *apud* TAVARES *et al.*, 2002).

$$\lambda=4,5 \left[\frac{D_i}{D_c}\right]^{1,13} \quad \text{Equação 2.22}$$

O modelo basicamente levou em consideração a influência da viscosidade plástica na classificação em hidrociclones de pequeno diâmetro, tomando o valor calculado na posição na qual a velocidade vertical do fluido é nula e levando em consideração a taxa de cisalhamento da polpa naquela posição do hidrociclone em questão.

### 2.5.5.5 Modelo de Narasimha-Mainza

O modelo semi-empírico desenvolvido por Narasimha e Mainza baseia-se em uma extensa base de dados históricos e resultados complementares frutos de testes realizados em escalas piloto e laboratorial, considerando diferentes condições operacionais e de projeto. Os principais parâmetros de fluxo que afetam o desempenho do ciclone na classificação de partículas foram obtidos a partir de simulações com Dinâmica dos Fluidos Computacionais (CFD). As Equações 2.23, 2.24, 2.25 e 2.26 permitem, respectivamente, o cálculo da recuperação de água no *underflow* ( $R_f$ ), do diâmetro de corte ( $d_{50c}$ ), da vazão de polpa na alimentação ( $Q$ ) e da nitidez da separação ( $\alpha$ ) (NARASIMHA *et al.*, 2014):

$$R_f = K_w \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{-1,06787} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{2,2062} \left(\frac{v_t^2}{R_{\max}g}\right)^{-0,20472} \left(\frac{1}{\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)}\right)^{0,829} \quad \text{Equação 2.23}$$

$$\times \left(\frac{\mu_m}{\mu_w}\right)^{-0,71118} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{2,424} \left(\frac{V_h}{V_t}\right)^{-0,8843} \left(\frac{(\rho_s - \rho_f)}{\rho_f}\right)^{0,523} \left(\cos\left(\frac{i}{2}\right)\right)^{1,793}$$

$$\frac{d_{50c}}{D_c} = K_d \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{1,093} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{-1,00} \left(\frac{(1-fv)^2}{10^{(1,82fv)}}\right)^{-0,703} (Re)^{-0,436} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{-0,936} \quad \text{Equação 2.24}$$

$$\times \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,187} \left(\frac{1}{\tan(\emptyset)}\right)^{-0,1988} \left(\cos\left(\frac{i}{2}\right)\right)^{-1,034} \left(\frac{\rho_s - \rho_f}{\rho_f}\right)^{-0,217}$$

$$Q = K_{Q0} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{0,45} D_c^2 \sqrt{\frac{P}{\rho_p}} \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{1,099} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{0,037} \left(\frac{1}{\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)}\right)^{0,405} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,30} \quad \text{Equação 2.25}$$

$$\times \left(\frac{V_h}{V_t}\right)^{-0,048} \left(\cos\left(\frac{i}{2}\right)\right)^{-0,092}$$

$$\alpha = K_\alpha \frac{\left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{0,27} \left(\frac{V_t^2}{gR_{\max}}\right)^{0,016} \left(\cos\left(\frac{i}{180}\right)\right)^{0,868} \left(\frac{(1-fv)^2}{10^{(1,82fv)}}\right)^{0,72}}{\left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{0,567} \left(\frac{(\rho_s - \rho_p)}{\rho_s}\right)^{1,837} \left(\frac{\mu_m}{\mu_w}\right)^{0,127} \left(\frac{1}{\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)}\right)^{0,182} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,2}} \quad \text{Equação 2.26}$$

Nas quais:

$K_w$ ,  $K_d$ ,  $K_Q$ ,  $K_\alpha$  são parâmetros de ajuste do modelo;

$i$  é o ângulo de inclinação (rad);

$Re$  é o número de Reynolds;

$V_h$  é a velocidade de sedimentação retardada das partículas (m/s);

$V_t$  é a velocidade terminal das partículas (m/s);

$\mu$  é a viscosidade do fluido ( $m = \text{lama}$ ,  $w = \text{água}$ );

O modelo Narasimha-Mainza possibilita prever o desempenho dos hidrociclones de forma aperfeiçoada, uma vez que foram incluídos os termos que representam a maior parte das características do fluxo e das partículas, além de considerar a influência das principais variáveis de projeto. O modelo foi desenvolvido a partir de um total de 479 testes de classificação de partículas com diferentes distribuições granulométricas utilizando sílica, calcário, minérios de cobre, chumbo, zinco, além de manganês e magnetita. Os testes foram realizados em hidrociclones de diâmetros entre 4 e 30 polegadas (101,6 a 762,0 mm) com porcentagens de sólidos de até 40% (m/m). Os testes de validação demonstram que as equações do modelo são capazes de realizar previsões com maior acurácia do que modelos amplamente utilizados, como de Nageswararao, por exemplo (NARASIMHA *et al.*, 2014).

## CAPÍTULO III

### METODOLOGIA

#### 3.1 Amostras

Neste trabalho foi estudada a deslamagem de minério de ferro itabirítico realizada em hidrociclones, em diferentes condições operacionais. Neste caso, foram incluídos no seu escopo testes realizados em laboratório, usina piloto, além da própria usina industrial. Em todos estes cenários, o minério foi proveniente da unidade da empresa Anglo American localizada no município de Conceição do Mato Dentro, Minas Gerais. O processamento mineral realizado na referida empresa, cujo fluxograma simplificado é apresentado na Figura 3.1.

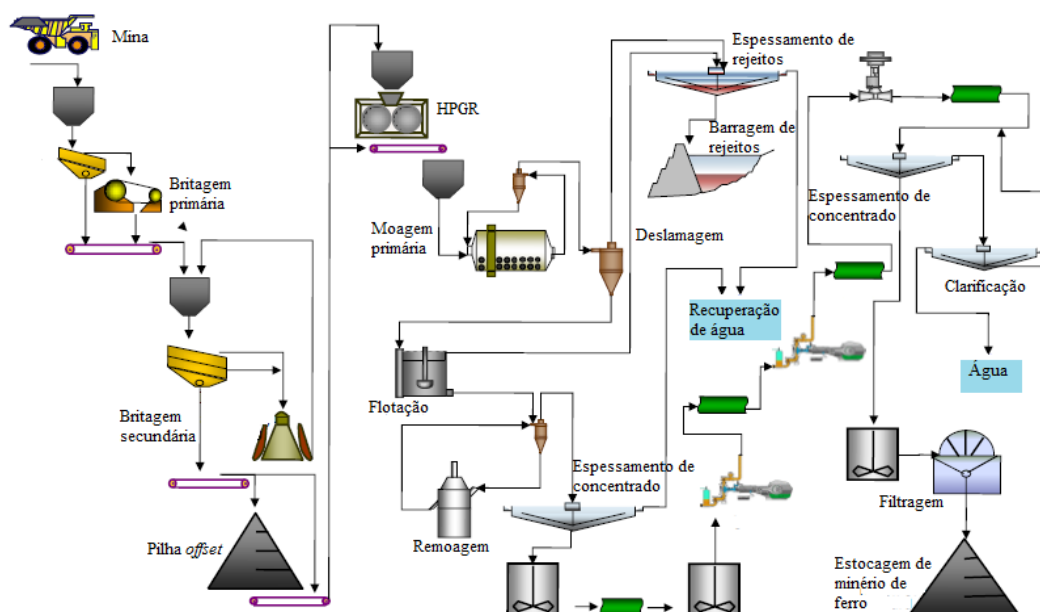


Figura 3.1: Fluxograma do beneficiamento de minério de ferro na Anglo American (adaptado de MAINZA *et al.*, 2013)

#### 3.2 Caracterização experimental

As amostras utilizadas são resultantes de testes planejados combinando diferentes condições operacionais, na operação de deslamagem em hidrociclone. As variações aplicaram-se aos diâmetros do *apex* e *vortex finder*, além da porcentagem de sólidos da alimentação, pressão de admissão e diâmetro do hidrociclone. Dividiram-se as amostras em quatro conjuntos, de acordo com o local em que foram executados os ensaios, sendo: aqueles realizados na usina piloto da Anglo American nos anos de 2014 e 2018, aqueles



realizados no Laboratório de Tecnologia Mineral (LTM) da COPPE/UFRJ e aqueles realizados na usina industrial da Anglo American. A abordagem, de forma individual de cada um dos casos, é apresentada nos tópicos 3.2.1 a 3.2.4.

### 3.2.1 Ensaios na usina piloto (2014)

Os ensaios abordados neste tópico foram realizados na usina piloto da unidade industrial da Anglo American no ano de 2014, cujo planejamento e execução foram realizados como parte de um projeto realizado pelo Global Comminution Collaborative (GCC) junto à Anglo American por MUZANENHAMO (2014). A alimentação usada nos testes correspondeu ao material simulado da então futura operação da usina industrial, moído em circuito fechado em escala piloto. Dessa forma, a amostra analisada correspondia à alimentação do que é no circuito industrial a deslamagem primária. De um total de 42 testes, 9 foram utilizados no presente estudo devido a disponibilidade de dados operacionais e amostras completas para a realização de análises.

#### 3.2.1.1 Caracterização do sistema

A configuração utilizada é apresentada na Figura 3.2. Nesse arranjo o tanque de homogeneização de alimentação permite a recirculação da polpa por uma linha de *bypass* pela abertura da válvula 1 (V1) ou a alimentação diretamente no equipamento, pela abertura da válvula 2 (V2), por bombeamento em uma bomba centrífuga com potência de 5,5 kW.

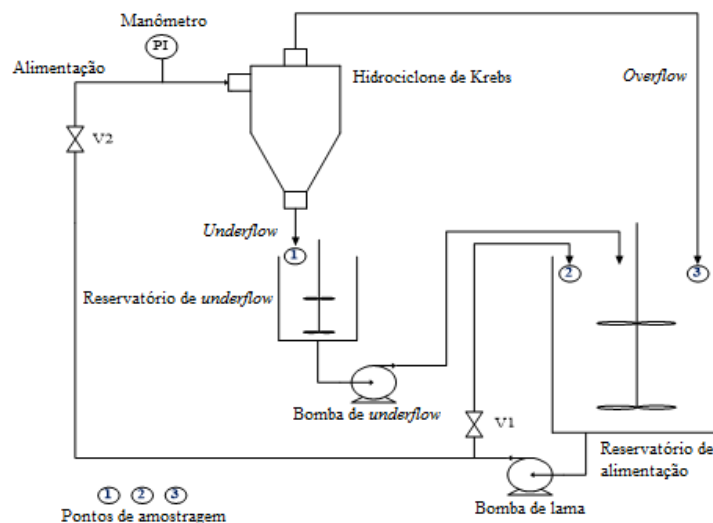


Figura 3.2: Representação esquemática da configuração utilizada nos ensaios piloto (adaptado de MAINZA *et al.* (2013))

O sistema ainda permite a recirculação de *underflow* e *overflow* pela opção de descarga desses produtos no tanque de alimentação. Na Tabela 3.1 estão relacionados os parâmetros fixos e variáveis dos testes. O hidrociclone utilizado foi de fabricação da Krebs.

Tabela 3.1: Parâmetros dos testes - usina piloto (2014)

Variável	Valor
Diâmetro do ciclone (m)	0,1016
Comprimento do cilindro (m)	0,150
Diâmetro do <i>inlet</i> (m)	0,012
Diâmetro do <i>vortex finder</i> (m)	0,025; 0,032 e 0,040
Diâmetro do <i>apex</i> (m)	0,016 e 0,022
Ângulo do cone (graus)	6
Porcentagem de sólidos (m/m)	10; 13; 20; 40; 55
Pressão de admissão (kPa)	27,6; 103,4

### 3.2.1.2 Planejamento experimental

Os testes foram realizados seguindo a matriz experimental apresentada na Tabela 3.2. Neste caso, foram utilizadas diferentes combinações de *vortex finder* e *apex*, resultando em razões cônicas (razão entre o diâmetro do *apex* e do *vortex finder*) distintas. Todos os valores determinados para porcentagens de sólidos foram assistidos em cada razão cônica estudada, sendo que, para cada conjunto de variáveis, foi realizada uma, duas ou três corridas, representadas por “x” na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Planejamento experimental - usina piloto (2014)

Diâmetro (mm)		Razão cônica	Porcentagem de sólidos alimentação (m/m)				
<i>Vortex finder</i>	<i>apex</i>		10	13	20	40	50
40	16	0,40	xxx	xx	xx	xx	xxx
40	22	0,55	x	xx	xx	xx	xx
25	16	0,64	x	xx	x	xx	xx
32	22	0,69	x	x	x	xx	xx

### 3.2.1.3 Procedimento dos ensaios

A polpa de alimentação foi formada no tanque de alimentação com homogeneização realizada por agitador mecânico e porcentagem de sólidos monitorada com uma balança Marcy. Uma vez atingida a porcentagem de sólidos requerida, a válvula de *by-pass* foi aberta e a polpa então recirculada. Em seguida, fechou-se a válvula de *by-*

*pass* e abriu-se a válvula da alimentação do hidrociclone, sendo a pressão de alimentação ajustada a partir de então até o ponto considerado adequado, cujo critério baseou-se na análise visual da descarga do *underflow*.

Após 15 minutos de operação para estabilização do processo, amostras foram coletadas cortando-se cinco vezes cada fluxo em intervalos de cinco minutos. Para cada amostra foi obtida uma alíquota “A” para processamento e uma “B” para reserva.

As vazões de *overflow* e *underflow* foram medidas durante os testes, após a estabilização da operação, direcionando todo o fluxo para um balde de 20 litros e tomando o tempo necessário para o preenchimento do balde por completo em cada fluxo. As alíquotas obtidas em cada ensaio piloto foram destinadas, com suas respectivas identificações, ao LTM, para análises, descritas em 3.3.

### **3.2.2 Ensaio na usina piloto (2018)**

Os ensaios abordados nesse tópico foram realizados na usina piloto da unidade industrial da Anglo American no ano de 2018. No caso destes testes e, em contraste àqueles utilizados nos ensaios também na usina piloto em 2014, a amostra da alimentação foi moída em circuito de moagem em circuito fechado a úmido em escala piloto de forma a emular a alimentação da deslamagem secundária. Um total de 14 testes foram realizados.

#### **3.2.2.1 Caracterização do sistema**

A configuração utilizada nos ensaios é apresentada na Figura 3.3. A polpa de alimentação foi formada no tanque de alimentação e homogeneizada por agitador mecânico, sendo bombeada de forma a alimentar o hidrociclone de fabricação da Krebs ou recircular por uma linha de *by-pass*.

Nesse caso, os fluxos de *overflow* e *underflow* são descarregados no próprio tanque de homogeneização, podendo, portanto, serem recirculados. Os parâmetros fixos e variáveis são relacionados na Tabela 3.3.



Figura 3.3: Sistema usado nos ensaios de deslamagem na usina piloto (2018)

Tabela 3.3: Parâmetros dos testes - usina piloto (2018)

Variável	Valor
Diâmetro do ciclone (m)	0,1016
Comprimento do cilindro (m)	0,150
Diâmetro do <i>inlet</i> (m)	0,025
Diâmetro do <i>vortex finder</i> (m)	0,020; 0,025 e 0,040
Diâmetro do <i>apex</i> (m)	0,006; 0,0090,016 e 0,022
Ângulo do cone (graus)	6
Porcentagem de sólidos (m/m)	10; 15
Pressão de admissão (kPa)	103,4; 206,8

### 3.2.2.2 Planejamento experimental

Os testes foram realizados seguindo o planejamento apresentado na Tabela 3.4. Combinaram-se diferentes diâmetros de *apex* e *vortex finder*, porcentagem de sólidos da alimentação e pressão de admissão, considerando a abordagem de diferentes condições e respeitando questões operacionais.

Tabela 3.4: Planejamento experimental - usina piloto (2018)

Teste	Diâmetro (mm)		Razão Cônica	Porcentagem de sólidos da alimentação (m/m)	Pressão de admissão (kPa)
	<i>apex</i>	<i>vortex finder</i>			
1	6	20	0,30	15	206,8
2	6	20		10	
3	9	20	0,45	15	206,8
4	9	20		10	
5	16	25	0,64	15	103,4
6	16	25		10	
7	22	25	0,88	15	206,8
8	22	25		10	
9	6	40	0,15	15	206,8
10	6	40		10	
11	16	40	0,44	15	103,4
12	16	40		10	
13	22	40	0,55	15	103,4
14	22	40		10	

### 3.2.2.3 Procedimento dos ensaios

A polpa utilizada foi formada no tanque de alimentação adicionando-se 100 L de água e a quantidade em massa de minério seco adequada à porcentagem de sólidos determinada, sendo esta monitorada utilizando uma balança Marcy. A homogeneização da polpa foi realizada por um agitador mecânico e pelo reciclo no *by-pass*. Após o ajuste da pressão de admissão determinada para o teste, iniciou-se a alimentação da polpa no hidrociclone e aguardou-se a estabilização da vazão.

Após a estabilização, realizaram-se medidas de vazão de *overflow* e *underflow*, posicionando-se sob ambas as descargas, simultaneamente, um recipiente de volume conhecido e tomando-se o tempo de transbordo. As coletas de amostras foram realizadas na sequência, quatro por teste, sendo cada uma composta por dois cortes em cada fluxo, de forma sincrônica, e intervaladas em dois minutos. As amostras de *overflow* e *underflow* coletadas em cada teste foram armazenadas separadamente em recipientes adequados e identificados.

### 3.2.3 Ensaios no LTM

Os testes abordados neste tópico foram realizados em ciclo fechado no sistema de hidrociclone instalado no LTM. A alimentação dos ensaios correspondeu ao material moído a seco em circuito fechado de laboratório de forma a emular a distribuição granulométrica da alimentação da deslamagem secundária na usina industrial. Um total de cinco testes foi realizado.

### 3.2.3.1 Caracterização do sistema

Na unidade utilizada, representada esquematicamente na Figura 3.4, estão instalados dois hidrociclones da marca Krebs, com diâmetros de 1,5” e 2,6”. Neste trabalho, apenas o hidrociclone de 2,6” (0,06705 m) foi utilizado. A polpa de alimentação é formada no tanque homogeneizador e a agitação das partículas é realizada por meio de um agitador mecânico. Uma bomba centrífuga com potência de 11 kW acoplada ao tanque efetua o bombeamento da polpa de forma a recirculá-la para o tanque por uma linha de *by-pass* ou alimentá-la ao hidrociclone. A pressão de admissão é medida com o auxílio de um manômetro (0-30 psi ou 0-207 kPa). A Tabela 3.5 relaciona os parâmetros fixos e variáveis dos testes.

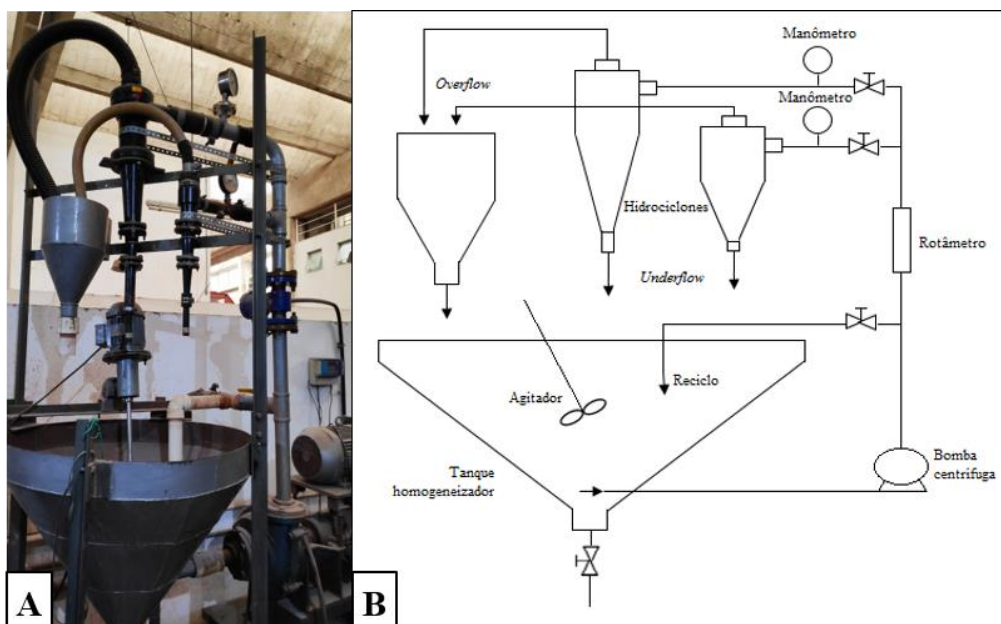


Figura 3.4: Sistema usado nos ensaios de deslamegem no LTM: (A) Instalação; (B) Representação esquemática

Tabela 3.5: Parâmetros dos testes – ensaios no LTM

Variável	Valor
Diâmetro do ciclone (m)	0,06705
Comprimento do cilindro (m)	0,21
Diâmetro do <i>inlet</i> (m)	0,021
Diâmetro do <i>vortex finder</i> (m)	0,018
Diâmetro do <i>apex</i> (m)	0,008; 0,012
Ângulo do cone (graus)	6
Porcentagem de sólidos (m/m)	6; 15
Pressão de admissão (kPa)	34,5; 51,7; 103,4

### 3.2.3.2 Planejamento experimental

Combinações de diferentes diâmetros de *apex* e *vortex finder*, porcentagens de sólidos e pressões de admissão foram estudadas de forma a abordar diversas condições dentro do cenário planejado e respeitando questões operacionais, as quais são apresentadas na Tabela 3.6.

Tabela 3.6: Planejamento experimental – ensaios no LTM

Teste	Diâmetro (mm)		Razão Cônica	Porcentagem de sólidos da alimentação (m/m)	Pressão de Admissão (kPa)
	<i>apex</i>	<i>Vortex finder</i>			
1	12	18	0,67	6	103,4
2	12	18	0,67	6	51,7
3	8	18	0,44	15	34,5
4	8	18	0,44	15	51,7
5	12	18	0,67	15	51,7

### 3.2.3.3 Procedimento dos ensaios

Realizaram-se os ensaios em duas bateladas. A primeira, com polpa em 6% de sólidos, contemplou os testes 1 e 2. A segunda, com polpa em 15% de sólidos, os testes 3, 4 e 5. Nas duas bateladas, com exceção do teste 5 em que foi realizada a troca do *apex*, realizaram-se apenas ajustes na pressão de admissão.

A preparação de cada batelada seguiu o mesmo procedimento. Inicialmente, fecharam-se as válvulas de descarga do tanque, do *by-pass* e de ambos os hidrociclones, também mantiveram-se a bomba centrífuga e o agitador mecânico desligados. Seguiu-se pela preparação da polpa de alimentação. Para tal, adicionou-se no tanque de homogeneização de 100 L de água, abriu-se a válvula do *by-pass* e ligou-se o agitador. Na sequência, acrescentou-se a massa de minério seco calculada para atender às especificações de porcentagem de sólidos.

Com a polpa homogeneizada, desligou-se o agitador e iniciaram-se os testes. Ajustaram-se manualmente as vazões do *by-pass* e da alimentação do hidrociclone a fim de se alcançar a pressão de admissão preestabelecida para cada teste. Após a estabilização da vazão de alimentação, indicada por um conversor magnético de vazão digital modelo CEV 10507070 da marca Incontrol, procedeu-se a medição da vazão dos produtos da deslamagem. Para tal, posicionaram-se um balde na descarga do *underflow* e um outro balde na descarga do *overflow*, simultaneamente, até que o transbordamento da polpa fosse observado. Realizou-se filmagem de todo o procedimento com a finalidade de se

estimar esse intervalo de tempo com maior precisão. A polpa coletada foi novamente despejada no tanque. A Figura 3.5 ilustra o procedimento adotado.



Figura 3.5: Medida da vazão do *underflow* de teste de deslamagem no LTM

### 3.2.4 Usina industrial

Para representação do processo de deslamagem em escala industrial, utilizaram-se amostras provenientes do circuito industrial de beneficiamento mineral da Anglo American em Minas Rio. Coletaram-nas em hidrociclones da deslamagem secundária, último estágio realizado na unidade de classificação. No total, seis conjuntos de amostras foram coletados.

#### 3.2.4.1 Caracterização do sistema

Esquemáticamente, o circuito é apresentado na Figura 3.6 A, enquanto a Figura 3.6 B mostra um hidrociclone da deslamagem secundária.

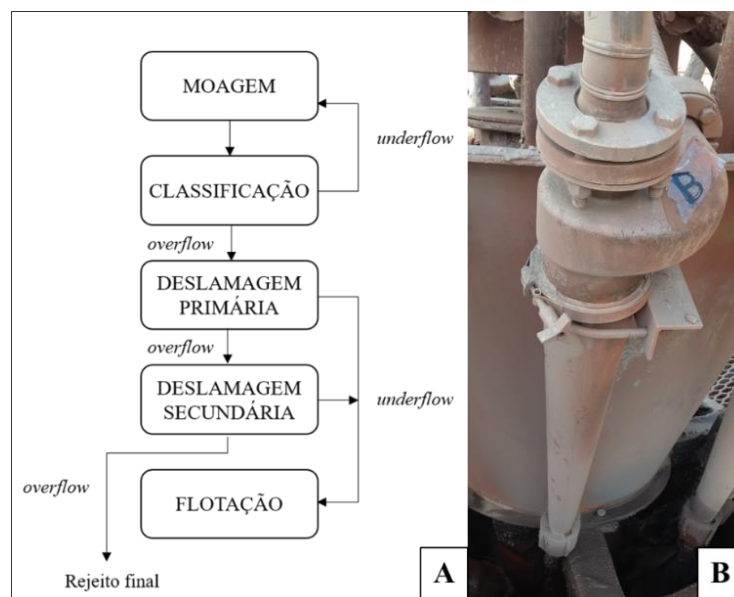


Figura 3.6: Usina: (A) Fluxograma da unidade de classificação; (B) Hidrociclone industrial



Tabela 3.7: Parâmetros dos testes – usina industrial

Variável	Valor
Diâmetro do ciclone (m)	0,1016
Comprimento do cilindro (m)	0,150
Diâmetro do <i>inlet</i> (m)	0,025
Diâmetro do <i>vortex finder</i> (m)	0,041
Diâmetro do <i>apex</i> (m)	0,016
Ângulo do cone (graus)	6
Porcentagem de sólidos (m/m)	6
Pressão de admissão (kPa)	206,8

### 3.2.4.2 Planejamento experimental

Nesse caso, o planejamento contemplou a coleta de amostras de alimentação, *underflow* e *overflow* representativas da operação de deslamagem secundária realizada na usina de beneficiamento. Planejaram-se a realização das coletas em um único *cluster* selecionando-se três hidrociclones posicionados sequencialmente, utilizando como critério a constatação visual de normalidade nas descargas dos produtos. Para as coletas, foram construídos amostradores adequados à disposição espacial dos hidrociclones nos *clusters*, sendo o amostrador tipo caixa empregado nas coletas da deslamagem secundária (Figura 3.7).

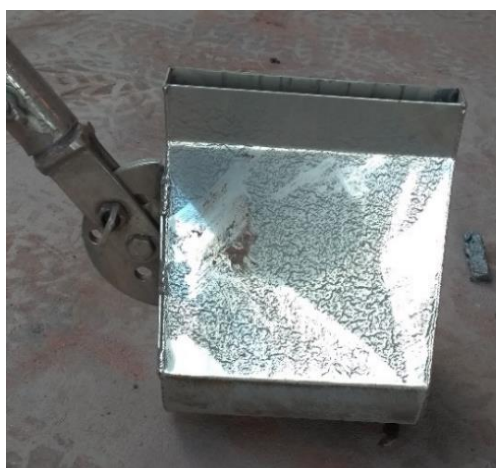


Figura 3.7: Amostrador do tipo caixa

### 3.2.4.3 Procedimento de amostragem

A amostragem foi realizada em dois dias de operação normal na usina, por equipe operacional da empresa Anglo American sob coordenação de uma equipe do LTM.

Realizaram-se as coletas nos hidrociclones identificados como A, B e C, no *cluster* HC-10 no primeiro dia e HC-11 no segundo dia. Dessa forma, seis equipamentos tiveram seus produtos amostrados. A Figura 3.8 apresenta um dos *clusters* de deslamagem secundária, com indicação dos pontos de coleta. A amostra da alimentação foi obtida substituindo um dos hidrociclones do cluster por uma válvula (Figura 3.8), de forma a garantir a representatividade da mesma.

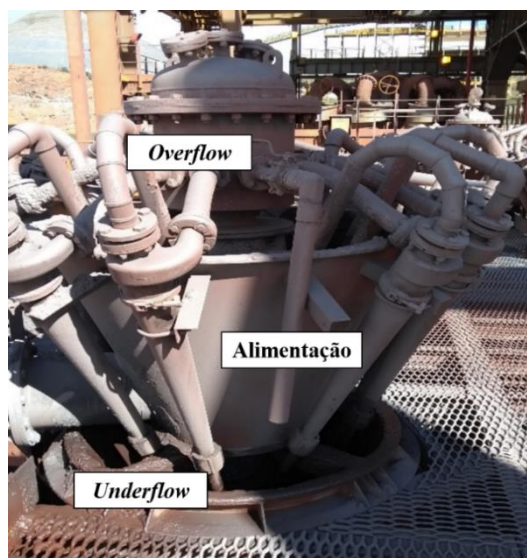


Figura 3.8: *Cluster* de deslamagem secundária - usina

Os cortes foram realizados transversalmente e com ângulo de 90 graus em relação ao fluxo, sendo efetuados de forma simultânea no *overflow* e *underflow* em cada um dos hidrociclones indicados. Cada amostra foi composta por quatro coletas no primeiro dia e três coletas no segundo dia, intervaladas em 15 minutos. Bombonas previamente identificadas receberam a polpa coletada em cada corte, separadamente por hidrociclone e tipo de produto (*overflow* ou *underflow*), sendo os dados reportados em uma planilha de campo. A amostra da alimentação foi obtida por uma única coleta em cada um dos dias.

Além das coletas anteriormente citadas, foram realizadas medidas de vazão volumétrica do *underflow* e *overflow*. Para tal, posicionou-se em cada uma das descargas dos hidrociclones amostrados, um por vez, um balde de volume conhecido mantendo-o na mesma posição até o transbordo da polpa. O tempo decorrido entre o início e o final da coleta foi determinado por análise de vídeos realizados durante o procedimento. O material coletado para estas análises foi descartado. A Figura 3.9 mostra um balde

posicionado no *apex* de um dos hidrociclones durante a medida de vazão do *underflow*. Os dados de pressão de alimentação foram obtidos no sistema supervisor da empresa.



Figura 3.9: Medida da vazão do *underflow* - usina

### 3.3 Análises das amostras

As amostras coletadas foram preparadas para a realização de análises, sendo medidas a massa de polpa e, posteriormente à filtragem e secagem, a massa seca de cada amostra separadamente. Um procedimento padrão foi utilizado na execução das análises, quais sejam: massa específica e distribuição granulométrica. No caso das amostras provenientes dos testes em usina piloto (2014), mediram-se apenas como parte do presente trabalho as massas específicas, sendo os demais resultados resgatados de MAINZA *et al.* (2013) e MUZANENHAMO (2014).

#### 3.3.1 Massa específica

Esta análise teve por objetivo a determinação da massa específica de cada amostra para a composição dos cálculos referentes às vazões mássicas das alimentações, *underflow* e *overflow*. Cada amostra global foi quarteada, em quarteador Jones, para obter-se alíquotas com massa entre 5 e 10 g para serem utilizadas nas análises. Realizaram-se as medidas em um picnômetro a gás modelo AccuPyc 1340 da marca Micromeritics.

A massa específica foi dada pela razão entre a massa e o volume da amostra inserida no equipamento. Nesse caso, a massa foi medida em uma balança analítica de precisão e, o volume, medido na análise realizada no picnômetro. Nessa técnica, o material a ser analisado é inserido em um porta-amostra e posicionado em uma câmara vazia. O gás é então introduzido preenchendo rapidamente essa câmara e em seguida descarregado em uma segunda câmara, ambas de volume conhecido. A diferença de

pressão computada entre o total preenchimento da primeira câmara e a descarga para a segunda permite o cálculo do volume ocupado pela fase sólida, ou seja, a diferença de volume da câmara vazia e da câmara contendo o material é o volume da amostra analisada. A massa de sólidos inserida é um dado de entrada e permite que o equipamento forneça com precisão a massa específica da amostra (MICROMERITICS, 2009).

Nas análises realizadas utilizou-se gás hélio, devido à necessidade do uso de um gás inerte. Em cada análise, reportaram-se cinco valores de massa específica. Adotou-se como resultado da análise, a média simples desse conjunto. A Figura 3.10 mostra a balança analítica de precisão utilizada na medida da massa da amostra (A) e o picnômetro a gás utilizado na medida do volume da amostra (B).

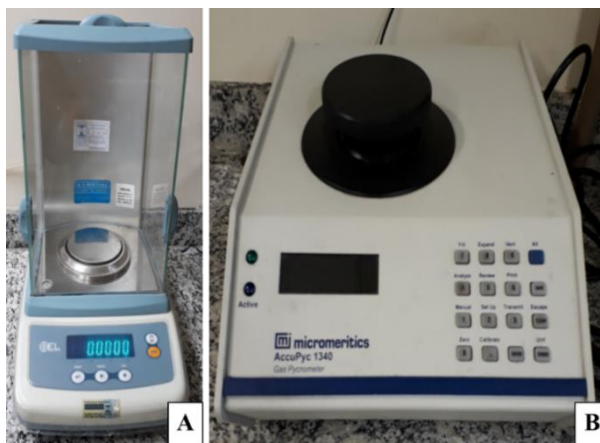


Figura 3.10: (A) Balança analítica; (B) Picnômetro a gás AccuPyc 1340 Micromeritics

### 3.3.2 Distribuição granulométrica

O objetivo dessa análise foi determinar a distribuição granulométrica das amostras de alimentação, *underflow* e *overflow* de cada um dos ensaios. As alíquotas obtidas por quarteamento e utilizadas nas medidas de massa específica, tratadas no item 3.3.1, foram utilizadas nas análises de distribuição granulométrica. Realizaram-se as medidas em um granulômetro a laser modelo Mastersizer 2000, da marca Malvern Instruments. Essa técnica utiliza um banco óptico para capturar o padrão de espalhamento real de partículas e, utilizando o modelo de Fraunhofer. Na medição, realiza-se a dispersão da amostra em um meio dispersante (neste caso utilizou-se água), até uma determinada concentração a partir da qual torna-se possível a realização da análise. Encaminhada ao banco óptico, composto por diversos detectores individuais que coletam o padrão de dispersão de luz em faixas de ângulos específicos, procede-se à captura do padrão de dispersão da amostra. Uma vez completada a medição, os dados brutos são analisados pelo software da *Malvern*,

que utiliza dos modelos mencionados para a geração do tamanho das partículas componentes da amostra (MALVERN INSTRUMENTS, 2007). A Figura 3.11 apresenta o equipamento utilizado nas análises granulométricas das amostras.



Figura 3.11: Granulômetro a laser Mastersizer 2000 Malvern Instruments

### 3.4 Grandezas derivadas das análises

A partir de dados medidos de massas de sólidos e água, das vazões volumétricas, além dos resultados das análises de massa específica, determinaram-se as porcentagens de sólidos e vazões mássicas de cada caso estudado, como apresentado neste tópico.

#### 3.4.1 Porcentagem de sólidos e densidade da polpa

Nessa análise, teve-se por objetivo a determinação da porcentagem de sólidos (em massa e em volume) da polpa de cada amostra coletada de alimentação, *overflow* e *underflow* além de estimar suas respectivas densidades.

Primeiramente, calcularam-se as porcentagens de sólidos em massa aplicando-se na Equação 3.1 dados obtidos na etapa de preparação das amostras, na qual  $\%S_m$  é a porcentagem de sólidos em massa,  $m_s$  a massa de sólidos seco e  $m_a$  a massa de água.

$$\%S_m = \frac{m_s}{(m_s + m_a)} \times 100 \quad \text{Equação 3.1}$$

Os dados de massa específica obtidos nas análises do item 3.3.1, junto às porcentagens de sólidos em massa calculadas na Equação 3.1, foram utilizados para a determinação da massa específica da polpa pela Equação 3.2, na qual,  $\rho_s$  é a massa específica dos sólidos,  $\rho_a$  é a massa específica da água e  $\rho_p$  a massa específica da polpa:

$$\%S_m = \frac{\rho_s(\rho_p - \rho_a)}{\rho_p(\rho_s - \rho_a)} \times 100\% \quad \text{Equação 3.2}$$

A porcentagem de sólidos em volume (%S<sub>v</sub>) foi calculada utilizando-se a Equação 3.3, aplicando-se os valores de massa específica dos sólidos obtidos no item 3.3.1 e as massas específicas das polpas, calculadas por meio da Equação 3.2.

$$\%S_v = \frac{(\rho_p - \rho_a)}{(\rho_s - \rho_a)} \times 100\% \quad \text{Equação 3.3}$$

### 3.4.2 Vazão mássica

O objetivo nesta análise foi a determinação da vazão mássica dos produtos, bem como das respectivas alimentações. Para tal, aplicaram-se os dados obtidos nas medidas de vazão volumétrica, massa específica e porcentagem de sólidos.

Multiplicando-se a massa específica da polpa (t/m<sup>3</sup>) por sua vazão volumétrica (m<sup>3</sup>/h), obteve-se vazão mássica de polpa (t/h), que multiplicada pela porcentagem de sólidos em massa da polpa, resultou na vazão mássica de sólidos (t/h). Determinou-se a vazão mássica de água pela diferença entre as vazões mássicas de polpa e de sólidos. Para a determinação das vazões das alimentações, considerou-se a soma das vazões de *underflow* e *overflow* em cada um dos testes individualmente.

### 3.5 Reconciliação dos dados

O balanço de massas no beneficiamento mineral refere-se às massas dos fluxos envolvidos nas operações unitárias. Nesse conceito, aplica-se a premissa de que em qualquer que seja a operação a qual seja submetido o minério, não há geração e nem consumo de massa, em outras palavras, toda a alimentação deve sair no(s) produto(s). No entanto, em toda a sequência operacional do processo produtivo, lida-se com questões como imprecisões de medidas, por exemplo, que determinam a necessidade de reconciliação de dados, buscando o fechamento eficiente dos balanços mássicos.

Essa prática é muito usual e diversas ferramentas podem ser aplicadas com um objetivo comum. Neste trabalho, a reconciliação dos balanços de massas e análises foram realizados utilizando-se o *software JKSimMet V6.0*, que possibilita a análise e simulação de circuitos de cominuição no processamento mineral, integrando todas as tarefas associadas à otimização, projeto e simulação, incluindo o armazenamento e manipulação de modelos, dados e resultados, dentro de um único pacote (JKTECH PTY, 2014).

O objetivo dessa etapa foi realizar a reconciliação de dados para os balanços de massa de todos os testes aqui estudados. Como resultado desse exercício de reconciliação

dos resultados os balanços de massas de água, sólidos, bem como de sólidos contidos em cada uma das faixas estudadas se tornam coerentes. Informações referentes à indústria, usina piloto e laboratório em seus respectivos ensaios de deslamagem foram aplicados, de maneira a assegurar a coerência nos dados utilizados e nas ponderações adotadas. O trabalho iniciou-se com a criação de um fluxograma indicando o equipamento (Figura 3.12) e os fluxos de alimentação e dos produtos gerados. Nesse caso, representou-se um hidrociclone com um fluxo de alimentação ligado ao *inlet* e duas pilhas, uma com fluxo de *overflow* ligado ao *vortex finder* e a segunda com fluxo de *underflow* ligado ao *apex*.

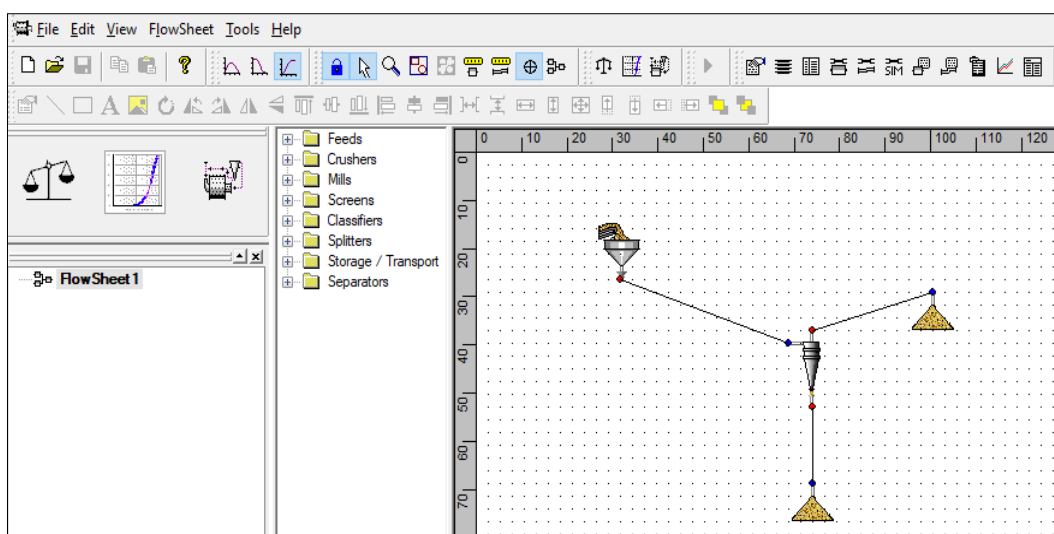


Figura 3.12: Tela inicial do JKSimMet e fluxograma utilizado na reconciliação dos balanços de massa

A seguir, indicou-se uma série de faixas granulométricas para a representação das distribuições de cada conjunto de dados. Adotaram-se valores baseados em uma série Tyler ( $\sqrt{2}$ ) de aberturas de peneiras, sendo que todas as distribuições vão até 1  $\mu\text{m}$ , com *top size* de 425  $\mu\text{m}$  nos testes da usina piloto (2014), 600  $\mu\text{m}$  na usina piloto (2018) e 106  $\mu\text{m}$  no LTM e Usina industrial. A definição das propriedades do sistema foi realizada na sequência. Nas propriedades gerais, alterou-se apenas a massa específica dos sólidos.

Finalizados os ajustes que caracterizaram as especificações gerais referentes aos testes, iniciaram-se as entradas dos dados resultantes das análises de cada ensaio individualmente. A Figura 3.13 apresenta a tela do *software JKSimMet* onde são inseridos os dados de fluxo da operação. Cada fluxo representado no fluxograma (Figura 3.13) foi tratado de maneira particular. Dessa forma, criou-se uma janela de dados para alimentação, outra para *underflow* e uma terceira para *overflow*, sendo idênticos os tipos de dados a serem inseridos em cada caso.



Stream data - Feed1 - Prod

DV SD

Totals Sizing data Elemental assay data Size by elemental assay data

Parameter	Exp	SD	Sim	Fit	Bal	Err (Exp vs Bal - Wtd)
TPH Solids	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
Solids SG [t/m <sup>3</sup> ]	3,854		3,854	3,854	3,854	
TPH Water	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
% Solids	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
Pulp SG [t/m <sup>3</sup> ]	0,000		0,000	0,000	0,000	
Volumetric Flowrate [m <sup>3</sup> /h]	0,000		0,000	0,000	0,000	
% Passing	212,000	[mm]	100,000	100,000	100,000	
80,000	% passes [mm]	0,035	0,000	0,000	0,038	

Figura 3.13: Tela do software *JKSimMet* para dados dos fluxos

Aplicaram-se inicialmente os dados totais, onde relacionaram-se a vazão mássica (t/h) de sólidos e a porcentagem de sólidos (m/m). Na sequência, incluíram-se os dados de granulometria, sendo relacionada a porcentagem passante acumulada em massa referente à série granulométrica previamente indicada.

Cada dado inserido conta com a atribuição de ponderações onde considera-se a confiabilidade dos parâmetros de forma individual em cada fluxo. O desvio padrão (*standard deviation* ou SD) é indicado pelo usuário de forma a permitir que o programa se afaste ou se aproxime dos valores experimentais durante o balanceamento. Está aí a grande relevância dessas atribuições, que devem ser realizadas com razoável coerência baseadas nas condições observadas na operação, nas coletas de amostras, nas análises e ainda na interpretação dos resultados.

Esses desvios podem ser selecionados de forma a representarem uma porcentagem do valor experimental, serem valores fixos, ou ainda indicarem a ausência de um dado. Via de regra, quanto maior o SD, menor é o nível de confiança atribuído ao resultado experimental. Nesse caso, todos os testes foram ponderados da mesma maneira. A maior confiabilidade foi atribuída aos fluxos de *underflow* e *overflow*, que receberam valores baixos de SD nas vazões mássicas de sólidos e porcentagens de sólidos na polpa (*excelente*, ou 1% sobre o valor experimental) e cujas distribuições granulométricas foram ponderada pelo método de Whiten (NAPIER-MUNN *et al.*, 1999).

Nas alimentações, as vazões mássicas de sólidos e a porcentagem de sólidos na polpa receberam ponderações significativamente superiores àquelas dos produtos (*poor*, que representa 20% dos valores experimentais), sendo o mesmo realizado para a



distribuição de tamanhos de partículas, que, nesse caso não foi ponderada pelo método de Whiten, e sim usando um valor fixo (5,0 em todas as faixas).

### 3.6 Tratamento dos dados

Os dados balanceados obtidos foram empregados nas ferramentas de análise dos resultados de cada um dos testes.

#### 3.6.1 Distribuições granulométricas e curvas de partição

As distribuições granulométricas foram analisadas na forma de curvas passante acumulado em função do tamanho de partícula, permitindo a visualização dos resultados de granulometria dos testes nas diferentes condições estudadas.

A eficiência da classificação granulométrica foi analisada por meio de curvas de partição com recuperação mássica para o *underflow* em função do tamanho de partícula. A partição foi obtida pela razão entre a massa de material seco retido em cada faixa analisada do *underflow* em relação à alimentação. Os tamanhos de partículas referem-se aos tamanhos representativos de cada classe de tamanhos (média geométrica dos tamanhos que compõem cada faixa). A aplicação gráfica desses resultados fornece a curva de partição real ou *actual efficiency curve* ( $E_{ua}$ ).

A curva de partição corrigida ou *corrected curve* ( $E_{uc}$ ) foi obtida seguindo a proposição de KELSALL (1952), onde o efeito do curto circuito de partículas, representado pela recuperação de água para o *underflow* ( $R_f$ ), pode ser corrigido pela aplicação da Equação 3.4:

$$E_{uc} = \frac{E_{ua} - R_f}{1 - R_f} \quad \text{Equação 3.4}$$

#### 3.6.2 Estimação dos parâmetros das equações do modelo de Narasimha-Mainza

Todos os parâmetros necessários à calibração do modelo matemático de hidrociclones de Narasimha-Mainza foram relacionados em tabela (APÊNDICE A) com referência aos seus respectivos testes.

Aplicando-se os dados experimentais nas Equações 2.23, 2.24 e 2.25, calcularam-se os parâmetros  $Q$ ,  $d_{50c}$  e  $R_f$  para cada teste realizado, contrapondo graficamente os dados experimentais com os dados calculados, de forma a realizar os ajustes necessários para a

calibração das constantes  $K_{Q0}$ ,  $K_d$  e  $K_w$ . As equações obtidas foram validadas por meio de simulações utilizando-se os dados experimentais dos testes de deslamagem realizados.

## CAPÍTULO IV

### RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo, apresentam-se resultados de análises de distribuição granulométrica, eficiência de classificação e a estimação de parâmetros das equações do modelo de Narasimha-Mainza para vazão volumétrica, tamanho de corte corrigido e recuperação de água para o *underflow*. Os dados experimentais utilizados no trabalho de calibração e validação referem-se a 26 testes, de um total de 31 previamente selecionados, nos quais contemplam-se os quatro cenários abordados na realização dos ensaios.

#### 4.1 Caracterização das amostras de alimentação

As amostras utilizadas na alimentação de cada conjunto de testes foram caracterizadas quanto à granulometria e teores das espécies  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  e  $\text{SiO}_2$ . A Figura 4.1, apresenta as curvas de distribuição granulométrica das partículas, enquanto os teores constam da Tabela 4.1.

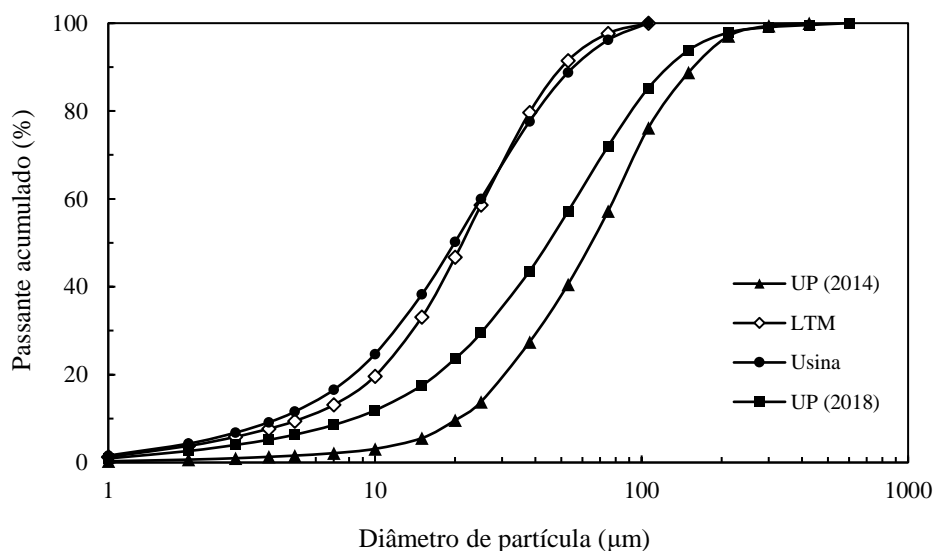


Figura 4.1: Distribuições granulométricas das amostras da alimentação dos ensaios de deslamagem: UP(2014) e UP(2018) dizem respeito aos ensaios em usina piloto realizados nos anos de 2014 e 2018, enquanto LTM e Usina são os ensaios realizados no LTM da COPPE e na usina industrial da Anglo American, respectivamente

Observa-se que uma alimentação mais grosseira foi utilizada nos testes realizados na usina piloto em 2014 (UP2014), correspondendo a alimentação da deslamagem primária na usina industrial. Nos testes realizados na usina piloto em 2018 (UP2018),

utilizou-se uma alimentação com granulometria intermediária em relação às demais. A amostra preparada para os ensaios realizados no LTM (LTM) se aproximou muito da granulometria de alimentação observada na amostragem industrial (Usina), a qual corresponde à alimentação da etapa de deslamagem secundária.

Pela composição química das amostras, é possível perceber que a proporção de  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  é muito distinta na alimentação dos testes em usina piloto de 2014 em relação às demais. À exceção dessa amostra, que apresenta concentração de  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  consideravelmente superior, observa-se uma certa uniformidade entre os teores dessa espécie em todas as alimentações, indicando que os ensaios realizados em 2014 se basearam em minério muito mais rico. O teor não foi um critério adotado para a escolha e preparação das amostras.

Tabela 4.1: Teores de  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  e  $\text{SiO}_2$  na alimentação

	UP2014	UP2018	LTM	Usina
$\text{Fe}_2\text{O}_3$ (%)	73,1	53,7	49,9	52,1
$\text{SiO}_2$ (%)	25,5	40,2	44,1	32,9

## 4.2 Avaliação do desempenho da deslamagem

Em uma operação de classificação de partículas, o primeiro parâmetro a ser avaliado é a forma com que estas distribuem-se nos produtos em função da granulometria e a quantificação disso através das vazões. Dessa forma, as distribuições granulométricas juntamente às vazões mássicas de sólidos, são a base para a avaliação da eficiência do processo.

### 4.2.1 Distribuição granulométrica

Nesse tópico, abordam-se resultados em termos de classificação granulométrica, apresentando análises referentes às partículas alimentadas que reportaram ao *underflow* ou *overflow* contrapondo dados experimentais e balanceados. De modo geral, boa correspondência foi observada entre os dados experimentais e balanceados nos produtos, contudo variações foram obtidas nas distribuições das alimentações.

As Figuras 4.2 a 4.5 apresentam exemplos de testes cujos dados balanceados ajustaram-se bem às alimentações e produtos, representando resultados de testes de UP2014, UP2018, LTM e Usina. Resultados como estes apresentados demonstram a boa

qualidade dos dados obtidos em termos de granulometria e a boa coerência nas análises e ponderações utilizadas nos balanços.

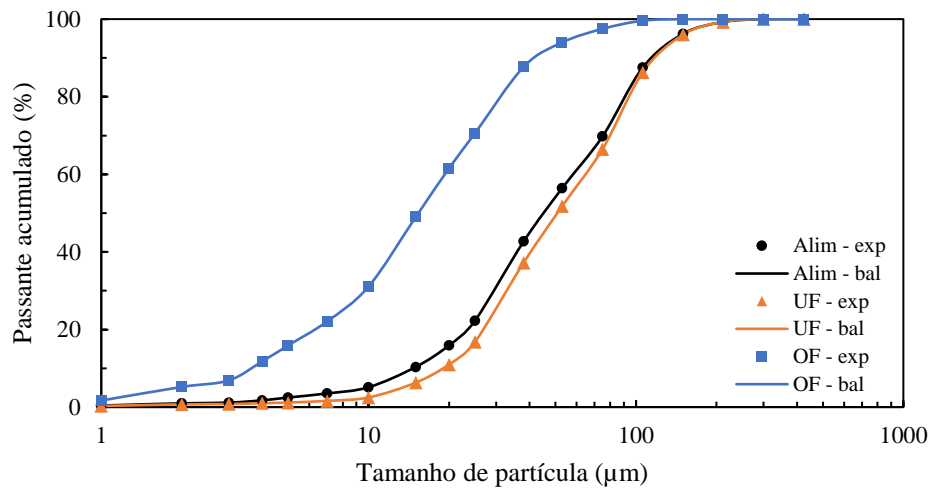


Figura 4.2: Distribuições granulométricas teste 1 UP2014

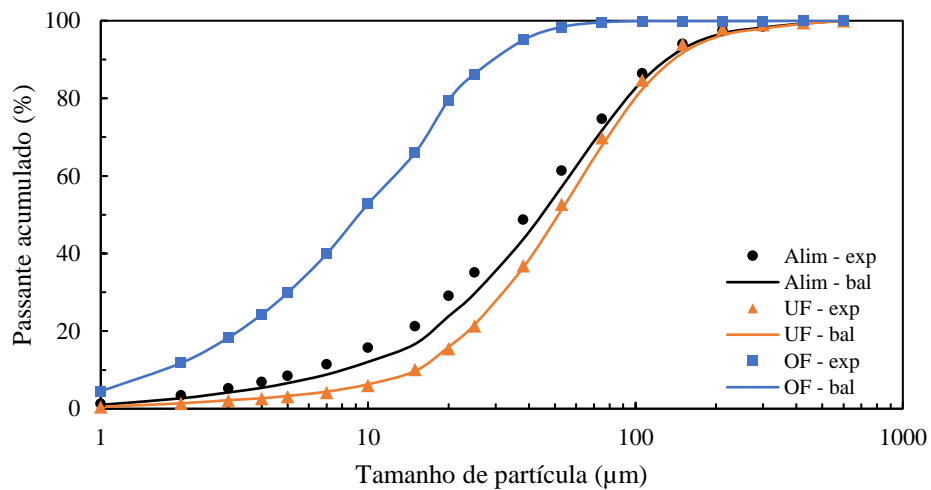


Figura 4.3: Distribuições granulométricas teste 14 UP2018

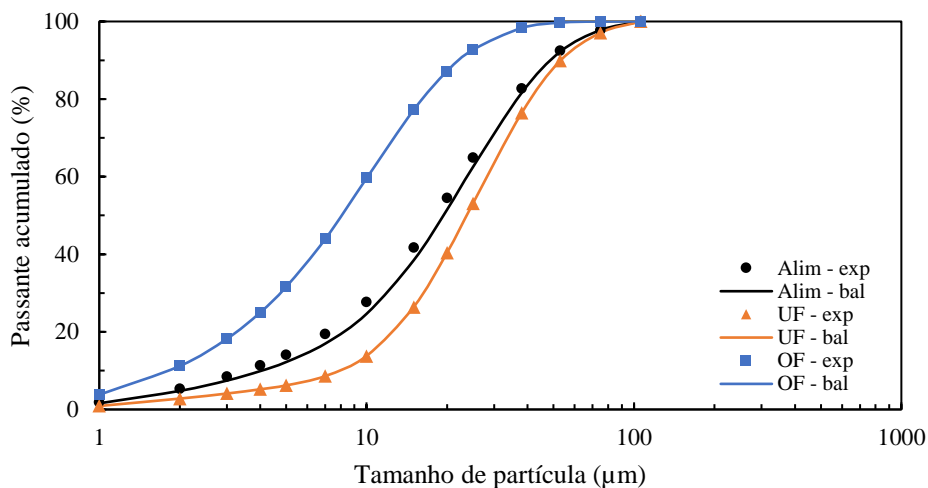


Figura 4.4: Distribuições granulométricas teste 2 LTM

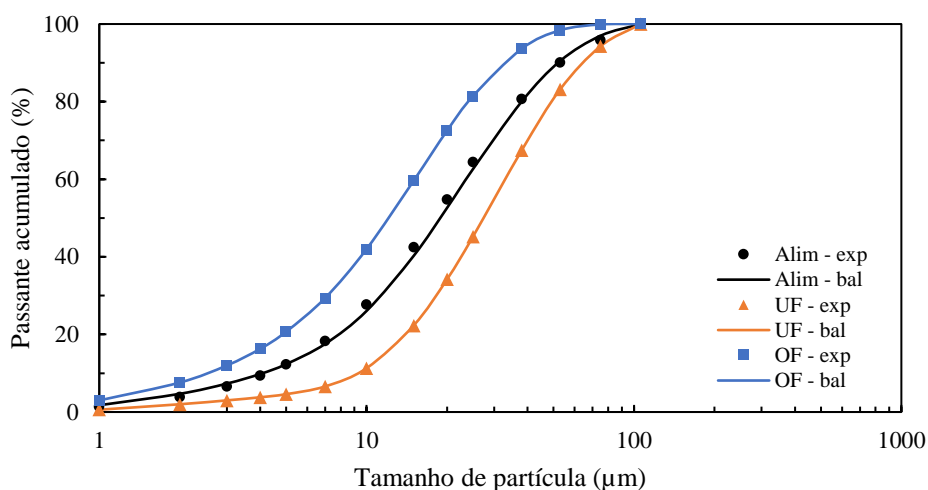


Figura 4.5: Distribuições granulométricas teste 3 Usina

Por outro lado, as Figuras 4.6 a 4.8 mostram exemplos nos quais a distribuição granulométrica da alimentação não foi bem ajustada. Esse tipo de resultado foi obtido em nove testes, de um total de 31 e, não aconteceu preferencialmente em alguma condição operacional aplicada ou em algum dos cenários estudados. Esse tipo de ocorrência, entretanto, não necessariamente determinou a inutilização dos resultados, tendo sido atribuído à menor representatividade das amostras da alimentação em alguns casos.

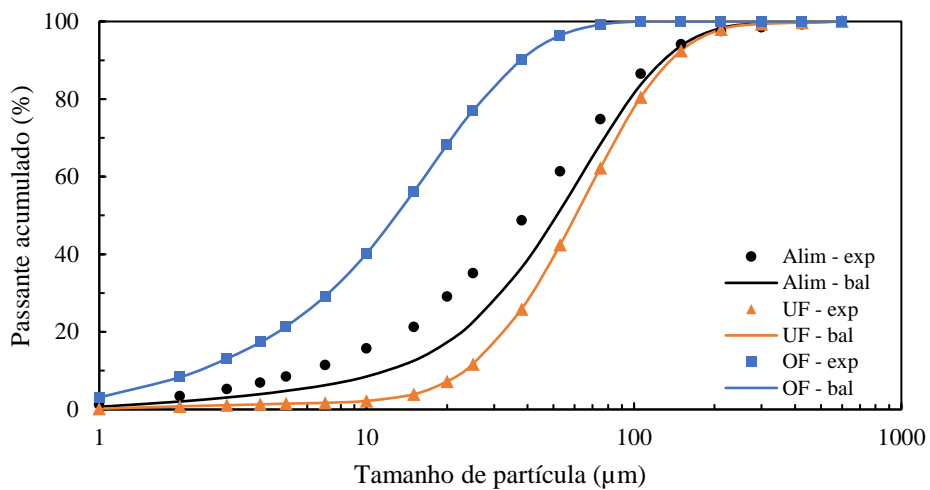


Figura 4.6: Distribuições granulométricas teste 2 UP2018

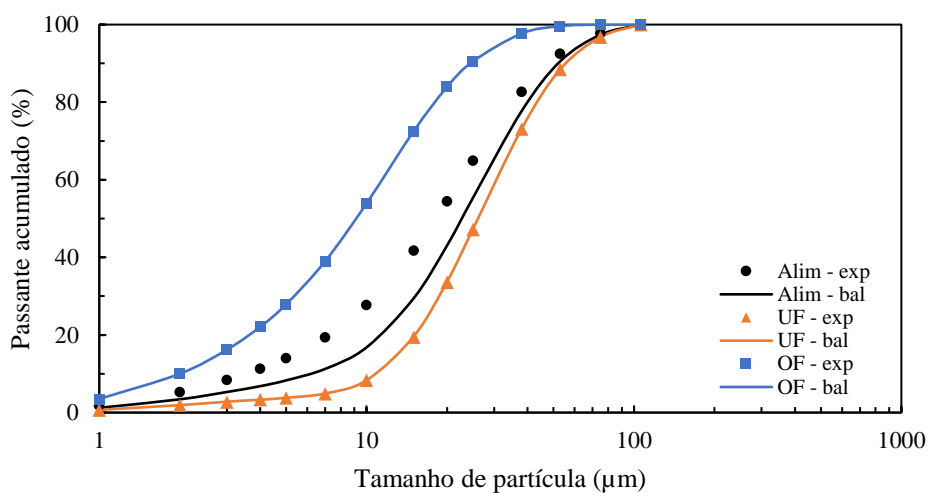


Figura 4.7: Distribuições granulométricas teste 4 LTM

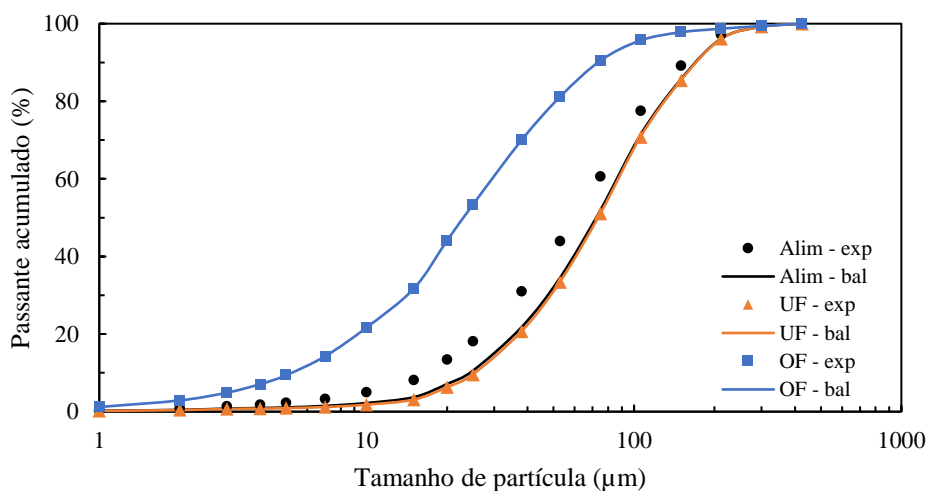


Figura 4.8: Distribuições granulométricas teste 17 UP2014

#### 4.2.2 Vazões mássicas

Nessa seção, apresentam-se resultados balanceados de vazões mássicas de sólidos de *underflow* e *overflow* obtidos nos testes. Esse parâmetro permite a visualização do processo em termos de recuperação de sólidos e está intimamente relacionado à distribuição granulométrica da alimentação, mas é fortemente influenciado pelas condições operacionais, em especial pelo diâmetro do *apex* do hidrociclone.

Na Figura 4.9 são apresentadas as vazões de sólidos para ambos os produtos em todos os testes realizados. Observa-se que, de modo geral, houveram recuperações mássicas consideravelmente mais altas para o *underflow* e esta diferença é mais pronunciada nos testes numerados de 1 a 9, realizados na usina piloto em 2014. Isso se deve principalmente à distribuição granulométrica mais grosseira da alimentação, com baixa quantidade de finos, bem como as condições de operação que não favoreceram um corte mais grosseiro. Nos testes numerados de 10 a 14, realizados no LTM, observaram-se as menores vazões de alimentação (soma das vazões do *underflow* e *overflow*) justificadas pela menor capacidade do equipamento em relação aos demais casos, porém boa relação entre a quantidade recuperada para cada produto, tendo em vista a granulometria da alimentação.

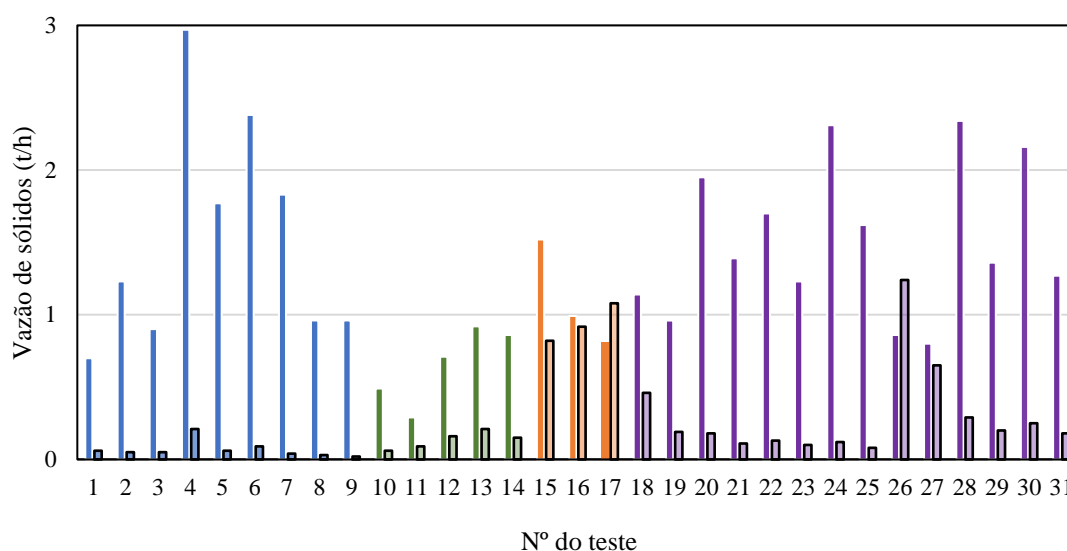


Figura 4.9: Vazão de sólidos para o *underflow* (barras com preenchimento escuro) e *overflow* (barras com preenchimento claro e bordas). Ensaios 1 a 9: UP2014; 10 a 14: LTM; 15 a 17: Usina; 18 a 31: UP2018

Nos testes 15, 16 e 17, realizados na unidade industrial, apesar da operação ocorrer em hidrociclones vizinhos em uma mesma bateria, observam-se diferenças nas vazões tanto da alimentação quanto dos produtos. No teste 16 nota-se que as vazões de *underflow*



e *overflow* são extremamente próximas, e que no teste 17 a descarga de *overflow* foi superior à de *underflow*. Isso sugere que poderia ter havido problemas nesses equipamentos, como, por exemplo, algum tipo de obstrução no *apex*. Essas altas vazões de *overflow* frente à distribuição granulométrica fina da alimentação mostram que provavelmente o corte do equipamento é mais grosseiro do que na maioria dos casos apresentados, uma vez que o engrossamento do corte gera um aumento no fluxo de partículas sendo descarregadas no *overflow*. É interessante notar como variações podem ocorrer trivialmente na operação industrial, oferecendo mudanças nos resultados do processo quando os equipamentos são analisados individualmente.

Nos testes numerados de 18 a 31, realizados na usina piloto em 2018, observa-se a grande variação obtida nos resultados. Nesse caso, por se tratar de uma mesma alimentação, ou seja, com a mesma distribuição granulométrica, os efeitos foram causados pelas variações operacionais aplicadas. No teste 26 nota-se que a vazão de *overflow* foi muito superior à de *underflow*, enquanto no teste 19 os valores foram mais semelhantes. Essa condição foi obtida em testes com baixa razão cônica gerados justamente por um diâmetro muito pequeno de *apex* (6 mm) considerando a vazão de alimentação aplicada.

#### **4.2.3 Eficiência de separação**

A separação de partículas em cada teste foi medida por sua respectiva curva de partição para o *underflow*. A partir destas, avaliaram-se inicialmente os resultados em termos de curto circuito e tamanho de corte corrigido obtidos em cada condição estudada. As Figuras 4.10 a 4.14 apresentam curvas de partição reais e corrigidas de testes selecionados de acordo com as características da partição.

Em comum a estes testes e aos demais, observa-se a presença do fenômeno do anzol, já discutido na seção 2.5.5, em tamanhos de partícula menores que 10  $\mu\text{m}$ , com variações nos mergulhos das curvas nessas frações finas, como pode ser visto de forma acentuada no teste 17 UP 2014 (Figura 4.10), e de forma menos acentuada no teste 14 UP 2018 (Figura 4.11). Diversas explicações têm sido propostas para esse fenômeno, incluindo NAGESWARARAO & KARRI (2016), NAGESWARARAO & MEDRONHO (2014); BOURGEOIS & MAJUMDER (2013); NAGESWARARAO (2000). Segundo MUZANENHAMO (2014), esse fenômeno tem sido observado em hidrociclones operados em usinas que tratam minérios compostos por minerais com densidades muito distintas, como é o caso do minério de ferro itabirítico.

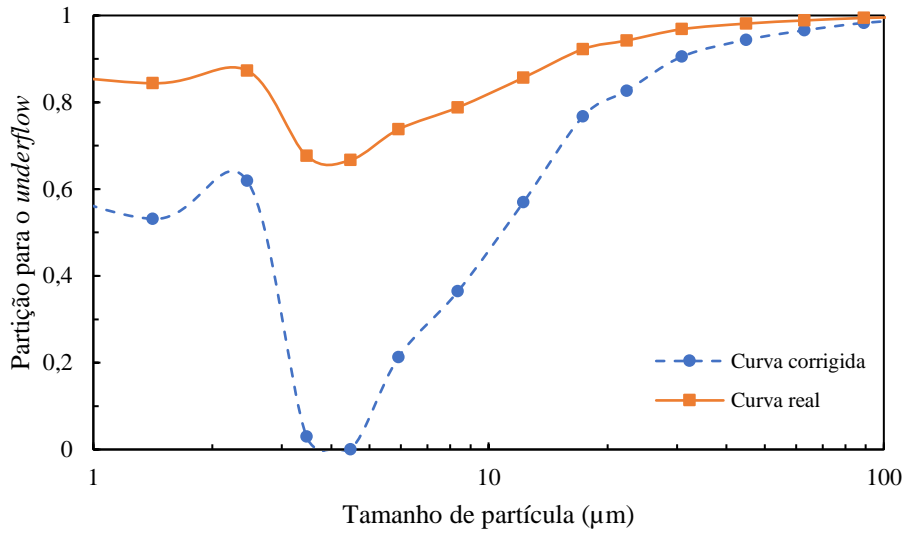


Figura 4.10: Curvas de partição do teste 17 UP 2014

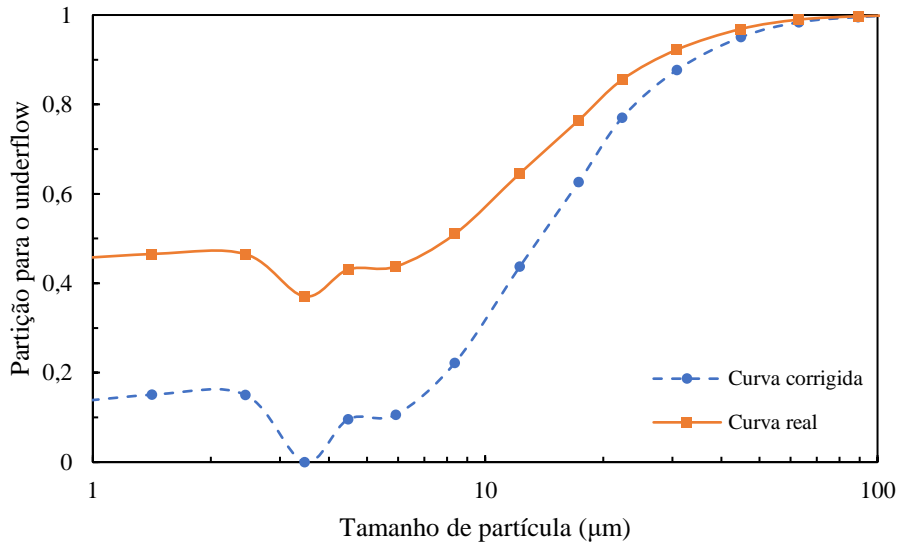


Figura 4.11: Curvas de partição do teste 14 UP 2018

Variações significativas foram obtidas também no curto circuito de partículas para o *underflow*, como mostrado nas Figuras 4.12 a 4.14. Dos casos apresentados, o maior curto circuito (77,6%) foi obtido no teste 8 UP (2018), com *apex* de 22 mm. O menor, 11,5%, foi obtido no teste 2 UP2018, com *apex* de 6 mm, conforme esperado.

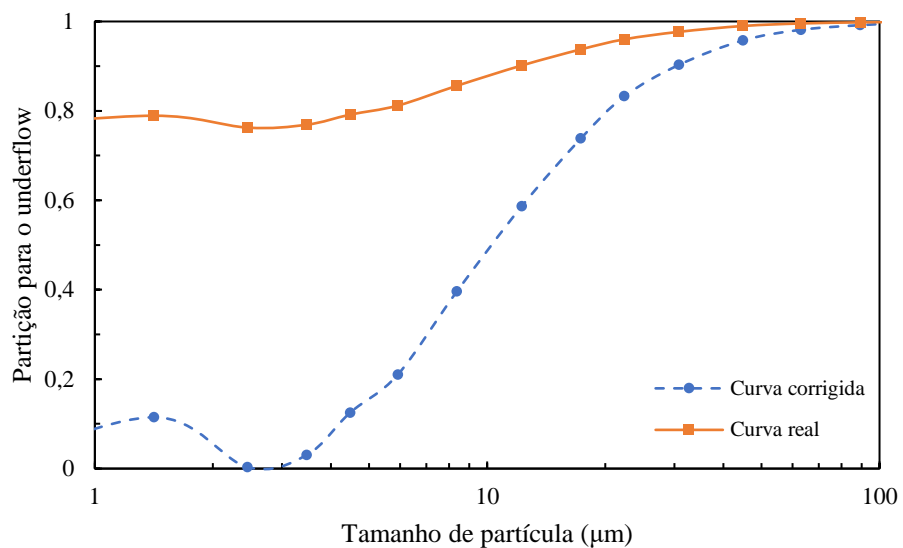


Figura 4.12: Curvas de partição teste 8 UP2018

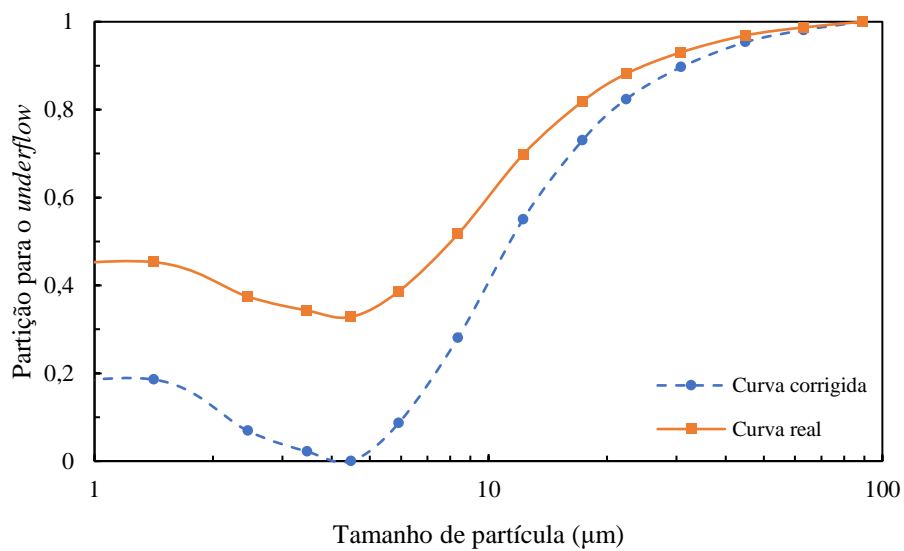


Figura 4.13: Curvas de partição teste 2 LTM

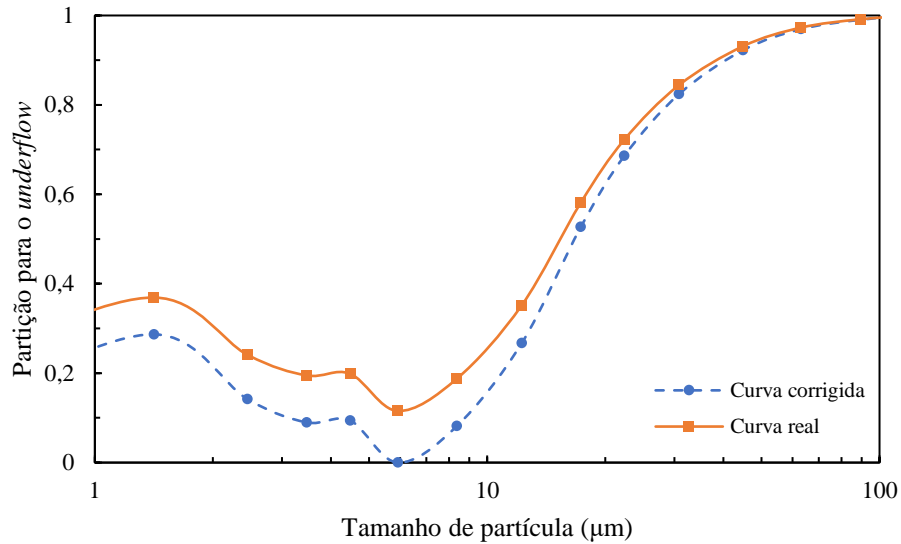


Figura 4.14: Curvas de partição teste 2 UP (2018)

Na maior parte dos casos, não foram observadas variações significativas de  $d_{50c}$ , apesar das grandes variações nas condições operacionais e de projeto adotadas nos testes. As exceções são os testes da unidade industrial, como o teste 3 Usina (Figura 4.15) e, quatro testes realizados na unidade piloto em 2018, como o teste 2 UP2018, já apresentado na Figura 4.14, onde obtiveram-se cortes mais grossos que os demais. Em todos esses casos, observa-se em comum o baixo curto circuito para o *underflow*, demonstrando que o engrossamento do corte deu-se pelo efeito da razão cônica em que o diâmetro do *apex* e do *vortex finder* facilitam a descarga de partículas grosseiras no *overflow*.

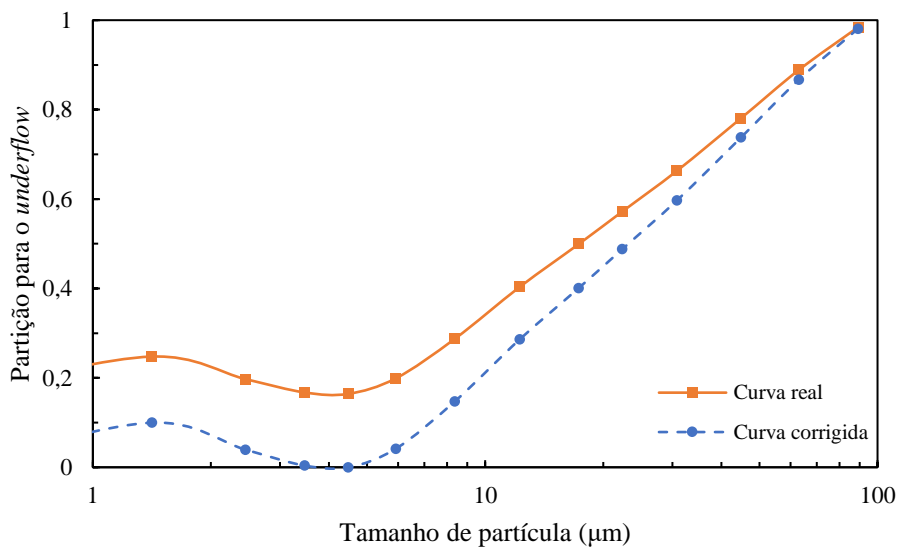


Figura 4.15: Curvas de partição teste 3 Usina

Como pôde ser observado, nos casos estudados foi possível determinar diversos efeitos aliados às variações operacionais aplicadas, permitindo determinar tendências quanto ao desempenho das operações. Considerou-se que os testes onde foi observado o fenômeno de descarga de cordão (*roping*) do *underflow* seriam dados inadequados à calibração do modelo de Narasimha-Mainza por ser esta uma condição indesejável quando se trata de classificação de partículas, levando os resultados a tendências inapropriadas. Dessa forma, os ensaios 1, 2, 9 e 10 (UP2018) foram descartados nessa etapa do trabalho. Além desses, o teste 17 Usina também foi desconsiderado pela incoerência operacional na recuperação mássica de sólidos, que refletiu negativamente nas curvas de partição obtidas, impossibilitando análises conclusivas.

A partir daqui, serão apresentados apenas os resultados das análises balanceadas dos ensaios considerados válidos (26 de um total de 31).

#### 4.2.4 Curto-circuito e recuperação de água no *underflow*

Nesse tópico realiza-se uma comparação entre o curto-circuito para o *underflow*, obtido nas curvas de partição de cada teste, e a recuperação de água, dada pela razão entre as vazões de água balanceadas de *underflow* e alimentação. Na Figura 4.16 os resultados obtidos são apresentados graficamente.

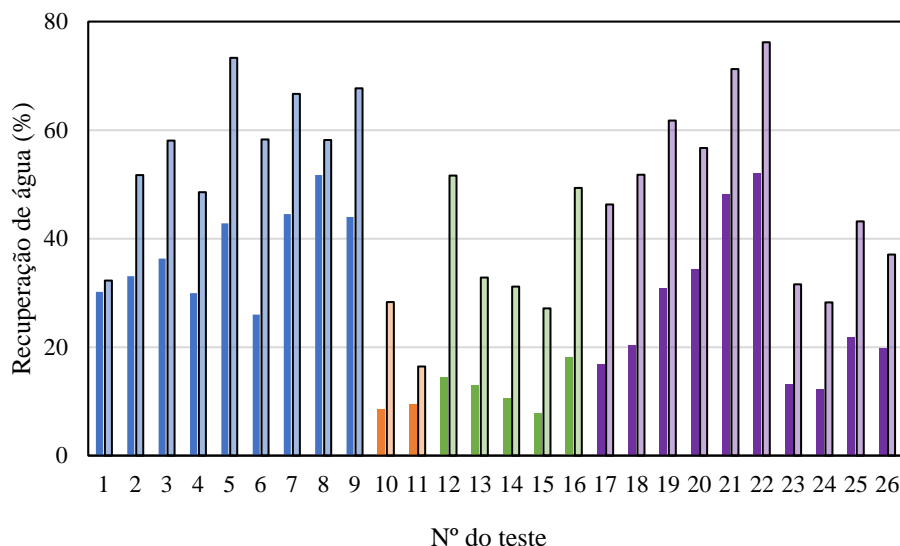


Figura 4.16: Recuperação de água para o *underflow* calculada (barras com preenchimento sólidos) e curto-circuito (barras com preenchimento mais claro). Ensaios 1 a 9: UP2014; 10 e 11: Usina; 12 a 16: LTM; 17 a 26: UP2018

Observa-se que em todos os testes a recuperação de água dada pelo curto-circuito foi superior à calculada, de forma menos representativa, como no teste 1, e de forma mais

acentuada, como no teste 12, observado na Figura 4.16. Considerando que a medida das vazões durante os testes e as análises envolvidas foram realizadas da mesma forma em todos os casos, que a obtenção dos dados graficamente seguiu rigorosamente a metodologia de análise e ainda que não tenham sido observadas incoerências ou tendências de erros, ambos os valores seriam confiáveis para serem utilizados nas análises dos resultados.

A relação entre a recuperação de água calculada e o curto-circuito pôde ser estabelecida pela regressão linear dos dados, como apresentado na Figura 4.17. Em geral observa-se que o curto circuito é 66% superior à estimativa da recuperação de água.

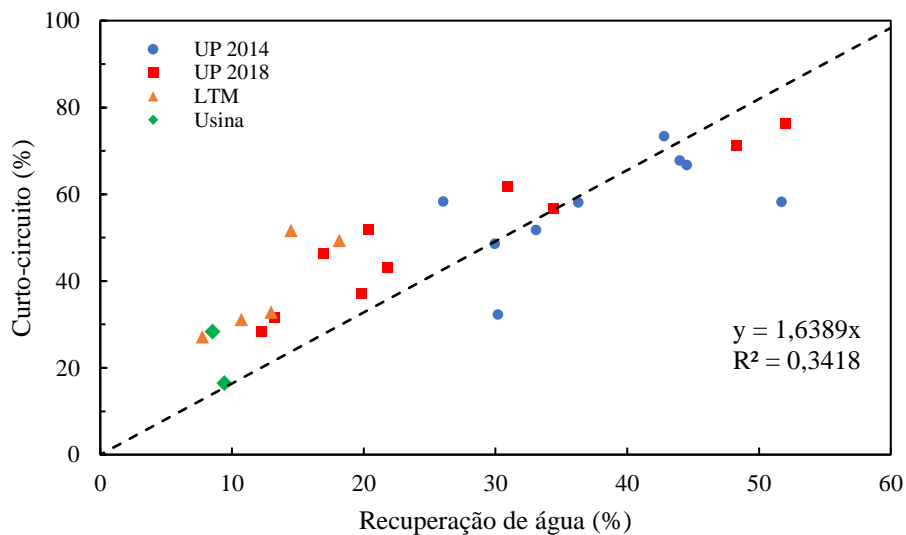


Figura 4.17: Comparação entre recuperação de água e curto-circuito

Observa-se que grande parte da variação do curto-circuito não é explicada linearmente pela variação da recuperação de água calculada, indicando um ajuste fraco da equação linear. O grau de associação linear ( $\sqrt{R^2}$ ) demonstra, contudo, que essas variáveis tendem a variar no mesmo sentido, ou seja, em média o aumento ou diminuição da recuperação de água seria percebida tanto nos valores calculados quanto nos obtidos graficamente pelo curto-circuito. No presente trabalho adotaram-se as recuperações obtidas pelo curto-circuito, como sugerido na literatura (KELSALL, 1952; NAPIER-MUNN *et al.*, 1999; MUZANENHAMO, 2014).

### 4.3 Calibração do modelo de Narasimha-Mainza

Nesse tópico apresentam-se os resultados obtidos no processo de calibração do modelo de Narasimha-Mainza para vazão volumétrica de polpa, tamanho de corte

corrigido e recuperação de água para o *underflow*. Em todos os casos, aplicaram-se nas equações do modelo os dados medidos de cada teste de forma a obter para cada um deles, separadamente, um valor calculado. Considerando que para cada variável calculada existe um valor medido, a calibração deu-se no sentido de ajustar as constantes de cada equação de maneira a melhor descrever a deslamagem de minério de ferro itabirítico. Dentre os 26 testes válidos, seis foram separados (Tabela 4.4) para serem utilizados como testes de validação do modelo modificado e, portanto, não foram utilizados no processo de calibração.

#### 4.3.1 Vazão volumétrica (Q)

A vazão volumétrica da alimentação é dada pela Equação 2.25, na qual  $K_{Q0}$  é a constante de proporcionalidade. Aplicaram-se no lado direito da equação as variáveis correspondentes a cada teste, gerando-se para cada um deles um valor constante, representados por “q”. A relação entre “q” e os dados medidos (Q medido) foi ajustada por regressão linear passando pela origem, de maneira que o coeficiente angular representa diretamente a melhor estimativa de  $K_{Q0}$  pelo método dos mínimos quadrados. Três testes *outliers* foram excluídos (1 UP2014; 3 UP2014; 24 UP2018). Nestes casos, o diâmetro do *vortex finder* (40 mm, o maior utilizado nos ensaios), foi o principal responsável por gerar o afastamento destes testes em relação aos demais. Além disso, apesar de as vazões da usina serem significativamente superiores em comparação àquelas do restante dos casos, observou-se que a exclusão dos mesmos gerou prejuízos no ajuste da regressão linear, demonstrando que esses dados são coerentes com os demais.

Pelo apresentado, (conforme Figura 4.18), julgou-se mais conveniente a regressão cujo ajuste foi possibilitado pela melhor relação entre dados medidos e calculados, com maior  $R^2$ . Nesse caso, 81% dos dados medidos foram previstos pelo modelo, assim, a constante  $K_{Q0}$  seria 0,0786.

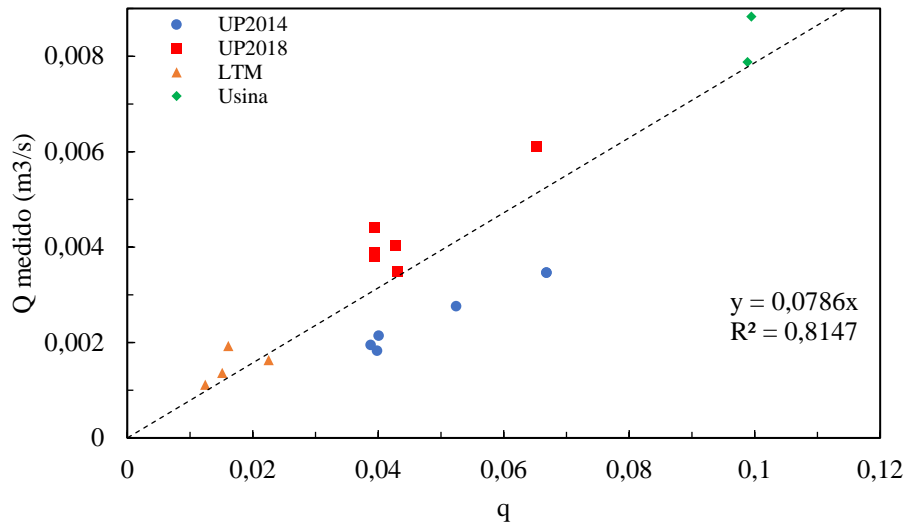


Figura 4.18: Ajuste final para  $K_{q0}$ , após a remoção dos resultados considerados como *outliers*

### 4.3.2 Tamanho de corte corrigido ( $d_{50c}$ )

O tamanho de corte corrigido medido para cada teste é apresentado na Figura 4.19, onde pode-se perceber quão maiores foram os cortes obtidos nos equipamentos industriais em relação aos demais. À exceção destes, não obtiveram-se grades variações, ficando entre 0,009 e 0,014 mm o corte corrigido.

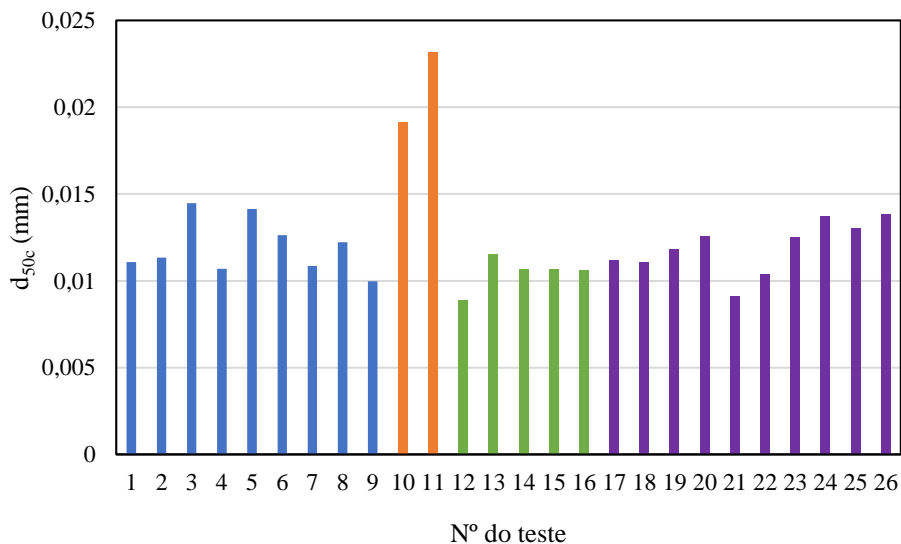


Figura 4.19: Tamanho de corte corrigido. Ensaios 1 a 9: UP2014 ( $D_c = 101,6$  mm); 10 e 11: Usina ( $D_c = 101,6$  mm); 12 a 16: LTM ( $D_c = 67,05$  mm); 17 a 26: UP2018 ( $D_c = 101,6$  mm)

O tamanho de corte corrigido na operação de classificação de partículas em hidrociclone, é dado pela Equação 2.24, na qual  $K_d$  é a constante de proporcionalidade. Como o modelo realiza adimensionalizações utilizando o diâmetro do hidrociclone ( $D_c$ ),



o corte corrigido obtido em cada teste foi dividido pelo diâmetro dos equipamentos utilizados, sendo estes valores adimensionais empregados na análise como dados medidos ( $d_{50c}/D_c$ ). No lado direito da equação, foram aplicados os parâmetros de cada teste, obtendo-se valores constantes representados por “d”, cuja relação com os dados medidos foi obtida por regressão linear passando pela origem, como apresentado na Figura 4.20.

Como pode ser observado, os dados medidos e calculados apresentam fraca relação linear. Ressalta-se, contudo, que no modelo de Narasimha-Mainza para  $d_{50c}$  as frações granulométricas mais finas não foram bem previstas, assim como no modelo de Nageswararao, como pode ser visto na Figura 4.21, onde foram comparados dados medidos e previstos de  $d_{50c}$  utilizando ambos os modelos (NARASIMHA *et al.*, 2014). Isso permite afirmar que representariam uma faixa crítica no modelo desenvolvido (e também no modelo Nageswararao), como destacado pelo círculo tracejado.

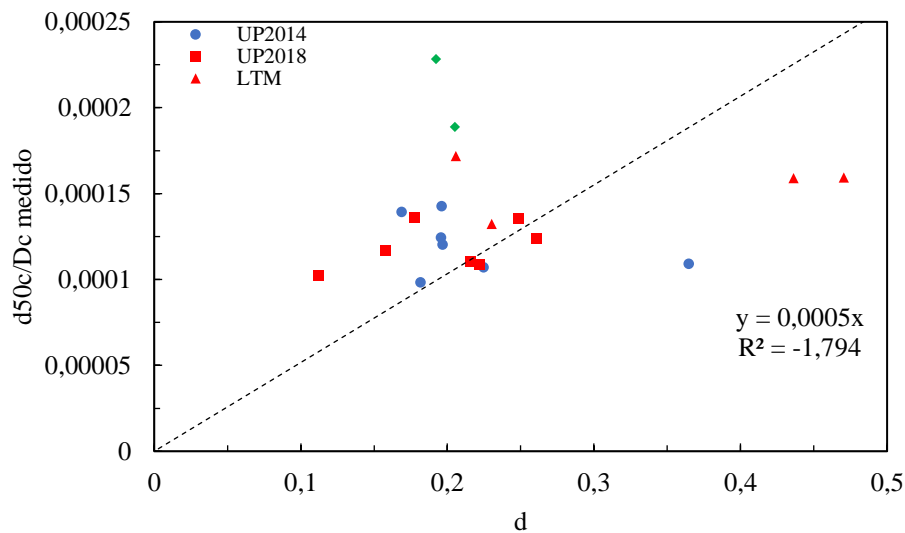


Figura 4.20: Comparação entre  $d_{50c}/D_c$  e “d”

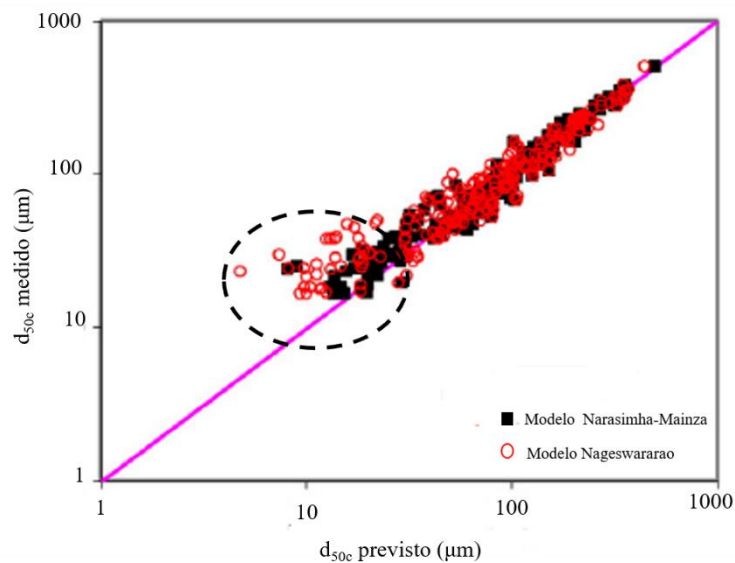


Figura 4.21: Comparação entre valores previstos e medidos de  $d_{50c}$  nos modelos Nageswararao e Narasimha-Mainza (NARASIMHA *et al.*; 2014)

Isso evidencia que a equação do modelo demandaria adaptações para melhor prever o  $d_{50c}$  de operações de classificação nas condições estudadas, que envolvem partículas de granulometria finas, polpas muito diluídas e hidrociclones de pequenos diâmetros, que bem caracterizam operações de deslamagem secundária. Seguindo essas justificativas, foram ajustados expoentes de termos selecionados da Equação 2.24 objetivando melhorar a previsão do modelo, da forma mais coerente possível, respeitando as características físicas descritas em cada termo e o efeito observado dessas sobre os dados medidos.

O parâmetro utilizado para definir a influência da porcentagem de sólidos da polpa da alimentação no corte do equipamento é a fração volumétrica de sólidos ( $f_v$ ). Foi observado que os ajustes de expoentes dos termos que se relacionam a essa variável possibilitaram melhora da correlação entre os dados. Além desses, o expoente do termo referente ao diâmetro do *apex* também foi ajustado. Para a obtenção desses valores, utilizou-se o método de aproximação por mínimos quadrados no *software Matlab*, onde aplicou-se a Equação 2.24 com os respectivos valores das variáveis medidas e indicando-se os termos da equação aos quais aplicariam-se os ajustes. Os valores de partida foram os expoentes originais desses termos. Ao final, dentre as possibilidades geradas, utilizou-se a que retornaria menor erro. As modificações realizadas são apresentadas na Tabela 4.2.

Tabela 4.2: Adequações propostas na equação do d50c (Equação 2.24) do modelo de Narasimha-Mainza

Termo Original	Termo modificado	Parâmetros relacionados
$\left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{-1,00}$	$\left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{-0,942}$	Diâmetro do <i>apex</i> , diâmetro do hidrociclone
$\left(\frac{(1-f_v)^2}{10^{1,82f_v}}\right)^{-0,703}$	$\left(\frac{(1-f_v)^2}{10^{1,82f_v}}\right)^{-0,396}$	Efeito da sedimentação impedida (fração volumétrica de sólidos da polpa de alimentação)
$(Re)^{-0,436}$	$(Re)^{-0,005}$	Número de Reynolds (velocidade no <i>inlet</i> , diâmetro do hidrociclone, densidade e viscosidade da polpa)

Por fim, quatro testes assumidos como *outliers* (1 UP2014; 13 LTM; 23 UP2018; 24 UP2018) foram excluídos e o ajuste tornou-se o mais adequado possível, sendo que 53% dos dados medidos são explicados pelo modelo gerado na regressão, como apresentado na Figura 4.22. O teste 11 Usina, apesar de se situar distante do seio dos dados, não foi desconsiderado pois isso refletiu negativamente no ajuste gerado. O parâmetro de calibração  $K_d$  resultante foi de  $4 \times 10^{-5}$ .

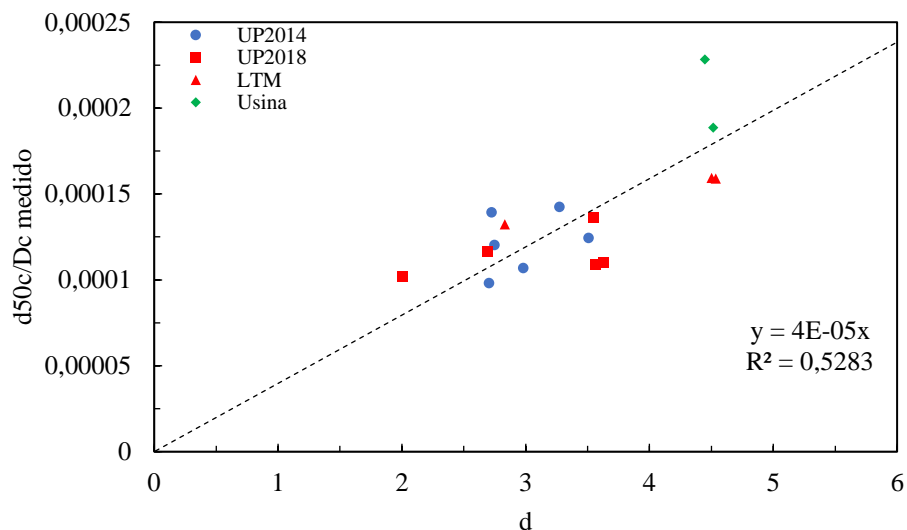


Figura 4.22: Ajuste final do parâmetro  $K_d$  do modelo de tamanho de corte corrigido

### 4.3.3 Recuperação de água ( $R_f$ )

A recuperação de água para o *underflow* é dada pela Equação 2.23, na qual  $K_w$  é a constante de proporcionalidade. Aplicaram-se no lado direito da equação os valores das variáveis correspondentes a cada teste, geraram-se valores representados conjuntamente como “w”. Lançando esses em função dos dados medidos ( $R_f$  medido) foi analisada sua correspondência por regressão linear, como apresentado na Figura 4.23.

Observa-se que além da fraca correlação entre os dados, os testes realizados no LTM apresentaram maiores valores no eixo “w”. Isso se deve ao termo da equação dado pela razão entre comprimento da seção cilíndrica e diâmetro do ciclone, já que o cilindro do equipamento é maior que as demais em relação ao comprimento e menor em relação ao diâmetro, retornando um número adimensional superior, cuja diferença torna-se ainda mais acentuada pelo expoente do termo.

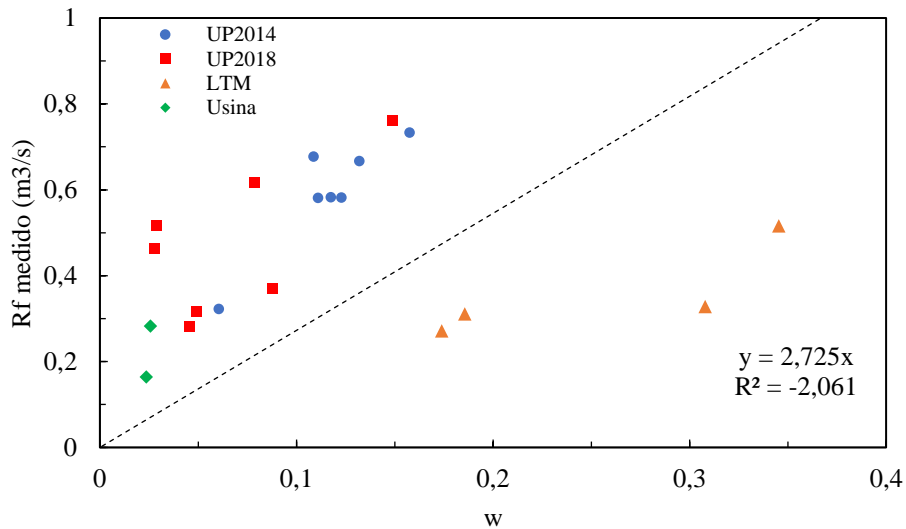


Figura 4.23: Comparação entre  $R_f$  medido e "w"

Uma alternativa para se estabelecer de forma coerente um bom ajuste, seria considerar separadamente os dois conjuntos formados. Essa opção foi testada e os resultados são apresentados nas Figuras 4.24 e 4.25. Observa-se que, como esperado, os grupos de dados medidos e calculados relacionam-se linearmente de forma mais coerente quando considerados separadamente. Pode-se perceber, contudo, que sem a exclusão de nenhum teste enquadrado como *outlier*, os dados medidos relacionam-se melhor aos dados calculados nos testes do LTM do que no caso em que os testes UP2014, UP2018 e Usina foram considerados em conjunto.

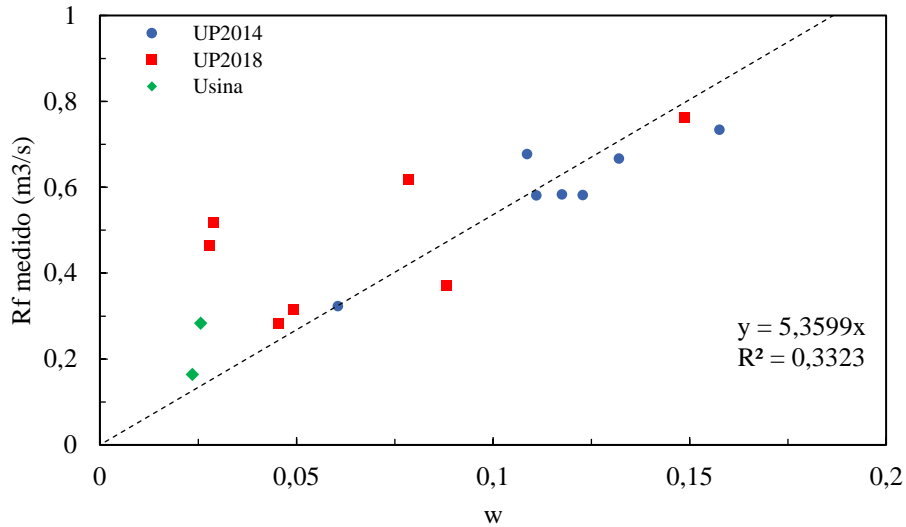


Figura 4.24: Regressão linear para  $R_f$  desconsiderando os dados do LTM

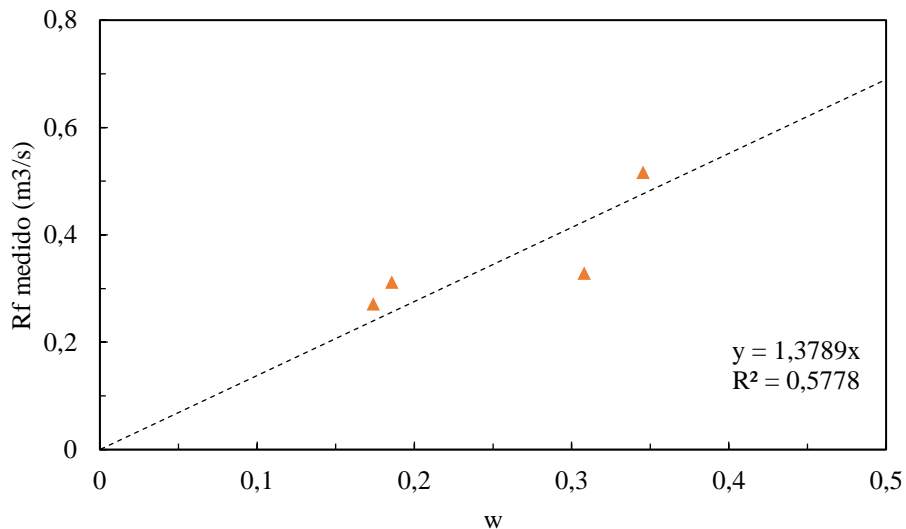


Figura 4.25: Regressão linear para  $R_f$  dos dados do LTM

Apesar de ter retornado resultados coerentes, manter a conexão entre todos os dados obtidos seria o mais plausível de acordo com o objetivo de estudar diversos cenários para permitir boas previsões em diferentes situações operacionais. Nesse sentido, assim como realizado na equação para  $d_{50c}$ , ajustaram-se os expoentes de alguns dos termos de forma a adequar a equação coerentemente aos dados medidos.

Modificaram-se os expoentes que se relacionam à fração volumétrica de sólidos na polpa de alimentação, além de dar menor peso ao termo que relaciona diâmetro do *apex* e diâmetro do hidrociclone. Para que os dados dos ensaios do LTM pudessem ser integrados aos demais de forma coerente, o peso do termo que relaciona comprimento da

seção cilíndrica e diâmetro do hidrociclone foi também reduzido. Os ajustes realizados são apresentados na Tabela 4.3.

No ajuste gerado, 85% da variabilidade dos dados medidos é explicada linearmente por “w”. Dessa forma, pelo ajuste final gerado pela regressão linear, a constante  $K_w$  seria 2,148, como apresentado na Figura 4.26.

Tabela 4.3: Ajustes na equação do  $R_f$  (Equação 2.23) do modelo de Narasimha-Mainza

Termo Original	Termo modificado	Parâmetros relacionados
$\left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{2,2062}$	$\left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{1,1114}$	Diâmetro do <i>apex</i> ; diâmetro do hidrociclone
$\left(\frac{\mu_m}{\mu_w}\right)^{-0,7118}$	$\left(\frac{\mu_m}{\mu_w}\right)^{-0,5727}$	Viscosidade relativa (fração volumétrica de sólidos da polpa de alimentação; porcentagem mássica de partículas da alimentação menores que 38 $\mu\text{m}$ )
$\left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{2,424}$	$\left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,013}$	Comprimento da seção cilíndrica; diâmetro do hidrociclone
$\left(\frac{V_h}{V_t}\right)^{-0,8843}$	$\left(\frac{V_h}{V_t}\right)^{-1,3766}$	Efeito da sedimentação impedida (fração volumétrica de sólidos da polpa de alimentação)

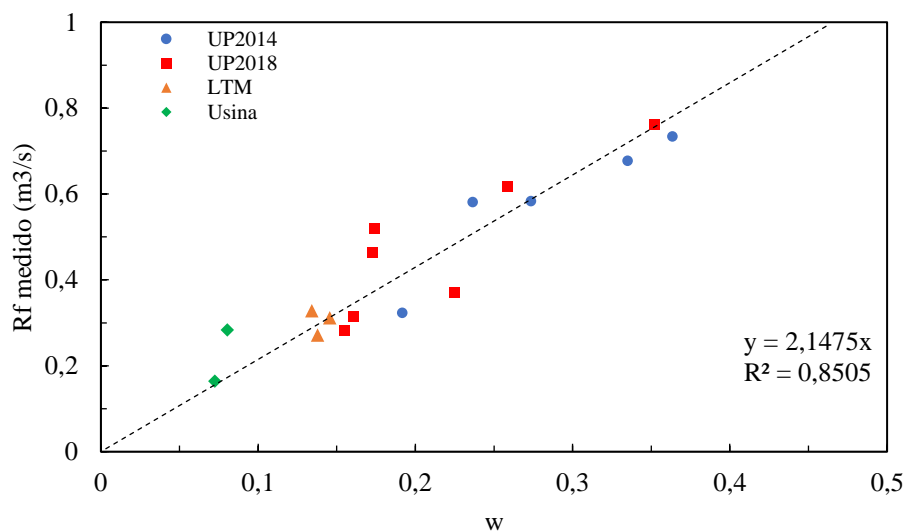


Figura 4.26: Ajuste final para o parâmetro  $K_w$

#### 4.4 Curva de partição normalizada

A partição de partículas para o *underflow* é apresentada na Figura 4.27 por meio de curvas de eficiência normalizadas (como discutido no item 2.5.4). Essa curva foi construída considerando-se todos os testes válidos e em todos os cenários experimentais. Observa-se que nas frações mais finas os dados apresentaram uma considerável dispersão

que impossibilita que apenas uma curva represente os resultados nessas faixas. Os testes realizados na UP2014 são os principais responsáveis pela dispersão, causada por acentuados anzóis, que os diferem dos demais.

Nas faixas mais grossas, observa-se melhor adequação entre os dados, apesar de ser observada certa dispersão ser observada entre os testes a medida em que aumenta-se o tamanho de partícula. Percebe-se que na faixa intermediária, uma única curva representaria de forma coerente todos os testes, e que apenas um deles (teste 6 UP2018) mostrou um comportamento distinto demonstrando que essas condições operacionais retornaram menor recuperação de partículas grosseiras para o produto fino.

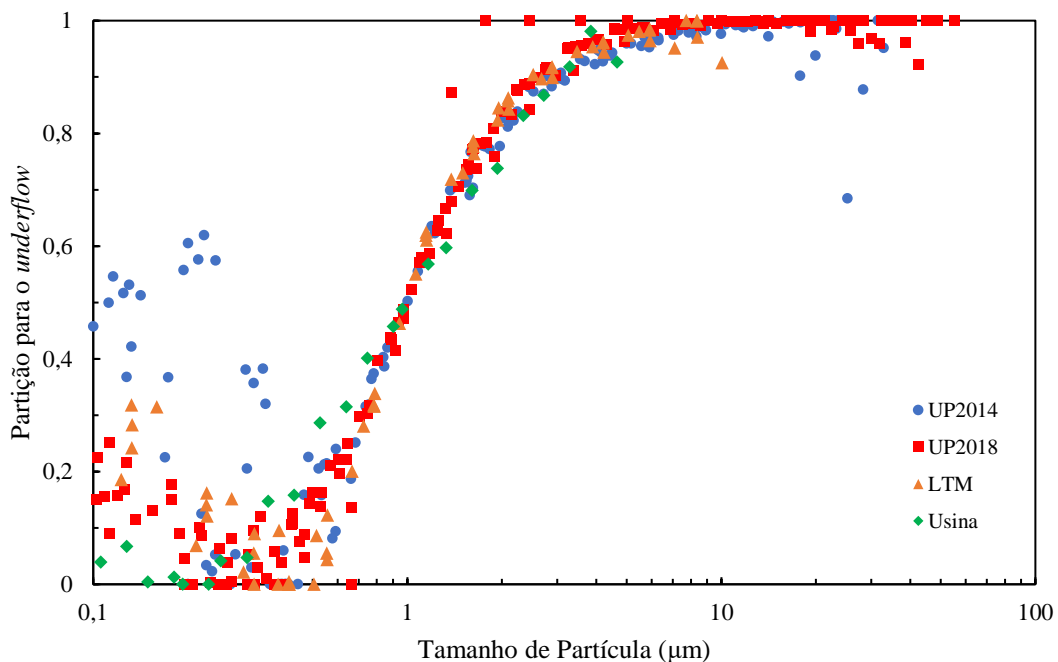


Figura 4.27: Curva de partição para o *underflow* normalizada

Em geral, pode-se considerar que não há uma clara variação da declividade da curva em função das diferentes condições adotadas nos testes, como preconizado pelo modelo de Narasimha-Mainza. Dessa forma, foi proposto o ajuste considerando um valor único da constante  $\alpha$  da Equação 2.26. Para isso, uma curva normalizada foi construída com valores de partição para o *underflow*, calculados a partir da Equação 2.9. Nesse caso, o anzol observado foi desconsiderado, e aos parâmetros  $\beta$  e  $\beta^*$  foram dados por 0 e 1, respectivamente, retornando a expressão de Whiten para a eficiência corrigida para o *overflow* sem o efeito anzol (NAPIER-MUNN *et al.*, 1999). O ajuste de  $\alpha$  foi realizado no *Solver* do *software Excel* utilizando o método dos mínimos quadrados. A Figura 4.28

apresenta, juntamente com as curvas dos testes estudados, a curva de partição para o *underflow* normalizada com  $\alpha$  ajustado. O melhor ajuste obtido nesse caso foi com  $\alpha$  de 1,6497.

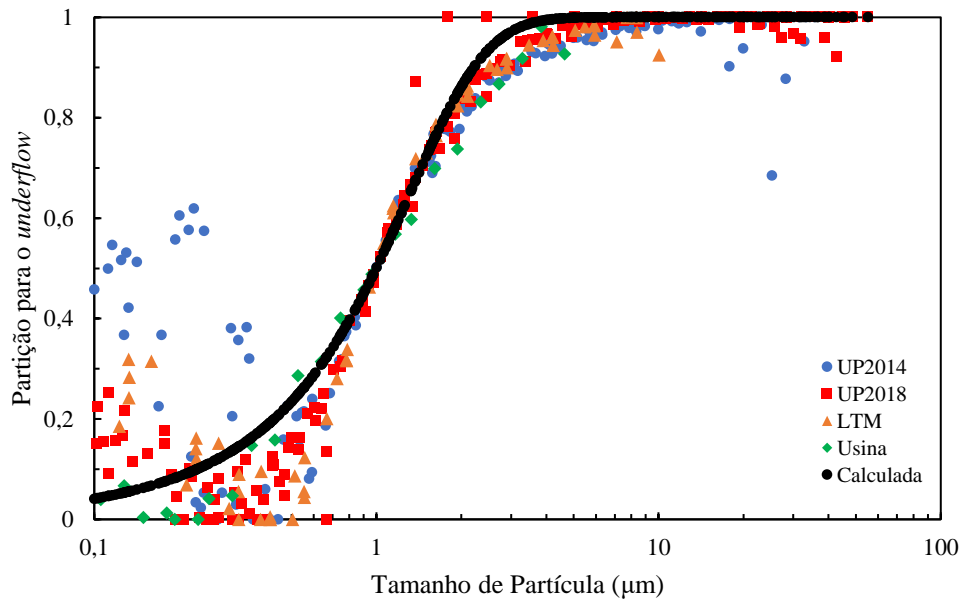


Figura 4.28: Curva de partição normalizada com  $\alpha$  ajustado

#### 4.5 Validação do modelo

O modelo Narasimha-Mainza ajustado à deslamagem de minério de ferro itabirítico para vazão volumétrica da alimentação ( $Q$ ), tamanho de corte corrigido ( $d_{50c}$ ) e recuperação de água para o *underflow*, é apresentado pelas Equações 4.1, 4.2 e 4.3. Essas equações foram validadas utilizando-se seis testes realizados com diferentes razões cônicas ( $D_o/D_u$ ), porcentagens de sólidos (%S) e pressões de admissão ( $P$ ), considerando três cenários de realização dos testes, como apresentado na Tabela 4.4. Não foi feita a validação para os testes da Usina porque apenas dois deles apresentaram coerência para serem utilizados neste estudo, e a utilização para testes de validação exigiria a inutilização como teste de calibração.

$$Q = K_{Q0} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{0,45} D_c^2 \sqrt{\frac{P}{\rho_p}} \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{1,099} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{0,037} \left(\frac{1}{\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)}\right)^{0,405} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,30} \times \left(\frac{V_h}{V_t}\right)^{-0,048} \left(\cos\left(\frac{i}{2}\right)\right)^{-0,092} \quad \text{Equação 4.1}$$



$$\frac{d_{50c}}{D_c} = K_d \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{1,093} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{-0,942} \left(\frac{(1-f_v)^2}{10^{(1,82f_v)}}\right)^{-0,396} (Re)^{-0,005} \left(\frac{D_i}{D_c}\right)^{-0,936} \quad \text{Equação 4.2}$$

$$\times \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,187} \left(\frac{1}{\tan(\theta)}\right)^{-0,1988} \left(\cos\left(\frac{i}{2}\right)\right)^{-1,034} \left(\frac{\rho_s - \rho_f}{\rho_f}\right)^{-0,217}$$

$$R_f = K_w \left(\frac{D_o}{D_c}\right)^{-1,06787} \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{1,1114} \left(\frac{v_t^2}{R_{\max} g}\right)^{-0,20472} \left(\frac{1}{\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)}\right)^{0,829} \quad \text{Equação 4.3}$$

$$\times \left(\frac{\mu_m}{\mu_w}\right)^{-0,5727} \left(\frac{L_c}{D_c}\right)^{0,013} \left(\frac{(1-f_v)^2}{10^{(1,82f_v)}}\right)^{-1,3766} \left(\frac{(\rho_s - \rho_f)}{\rho_f}\right)^{0,523} \left(\cos\left(\frac{i}{2}\right)\right)^{1,793}$$

Tabela 4.4: Testes utilizados na validação do modelo

Local	Nº do teste	Variáveis						
		D <sub>c</sub> (m)	D <sub>i</sub> (m)	D <sub>o</sub> (m)	D <sub>u</sub> (m)	D <sub>o</sub> /D <sub>u</sub>	%S (m/m)	P (kPa)
UP2014	2	0,1016	0,025	0,032	0,022	0,69	10,80	103,4
	4	0,1016	0,025	0,040	0,016	0,40	34,85	27,6
LTM	16	0,0671	0,018	0,018	0,012	0,67	18,75	51,7
UP2018	20	0,1016	0,025	0,025	0,016	0,64	10,16	103,4
	21	0,1016	0,025	0,025	0,022	0,88	13,52	172,4
	25	0,1016	0,025	0,040	0,022	0,55	14,10	103,4

A comparação entre as vazões de polpa medida e calculada utilizando o modelo obtido é apresentada graficamente na Figura 4.29.

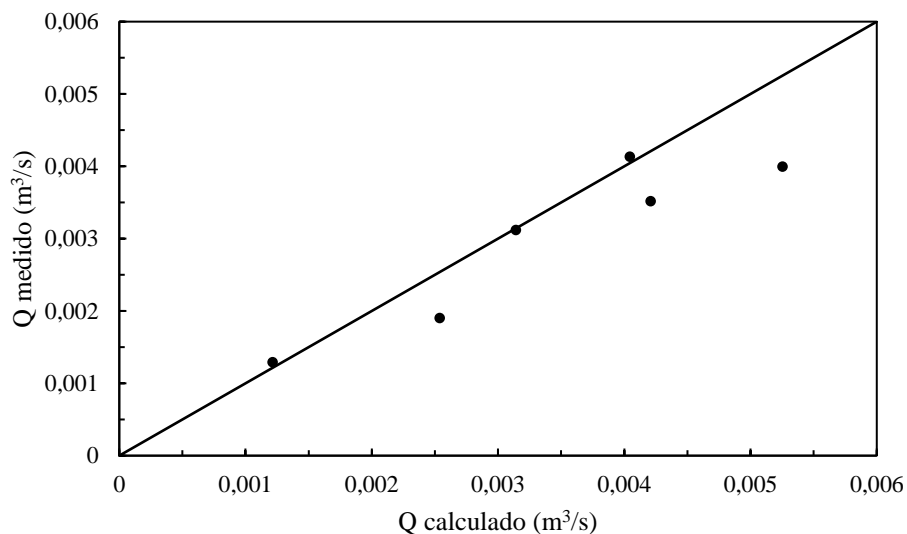


Figura 4.29: Vazão de água da alimentação medida e prevista utilizando o modelo modificado

Observa-se, dada a proximidade entre valores calculados e medidos, que o modelo foi capaz de prever com eficiência valores reais da operação. Não houve nenhuma tendência de resultados que demonstrasse que para alguma das condições operacionais testadas o modelo modificado seria ineficiente.

A relação entre o tamanho de corte corrigido e o diâmetro do hidrociclone, por dados medidos e calculados aplicando-se o modelo modificado, foi comparado como apresentado na Figura 4.30. Percebe-se, primeiramente, que em um dos testes de validação (destacado por círculo tracejado), o corte previsto foi superior ao medido. Esse teste foi realizado com o diâmetro do *vortex finder* ( $D_o$ ) de 0,04 m, o maior dentre os que foram utilizados, além do menor diâmetro de *apex* ( $D_u$ ), 0,016 m, que geraram a menor razão cônica dentre os testes de validação.

A coerência pode ser observada no fato de que, realmente, um dos fatores que mais influenciam no corte do equipamento é a combinação dos diâmetros utilizados nas descargas. Além disso, a porcentagem de sólidos utilizada nesse teste foi muito superior às demais. O efeito prático da diminuição da razão cônica e do aumento na porcentagem de sólidos é o engrossamento do corte. Outra condição que pode contribuir para esse mesmo efeito é a diminuição da pressão de admissão. Nesse caso, o valor previsto é mais coerente do que o medido, sugerindo maior probabilidade de erros experimentais do que ineficiência das previsões do modelo modificado. De modo geral, o modelo modificado foi capaz de prever de forma coerente os cortes para todos os testes nas diversas condições operacionais estudadas.

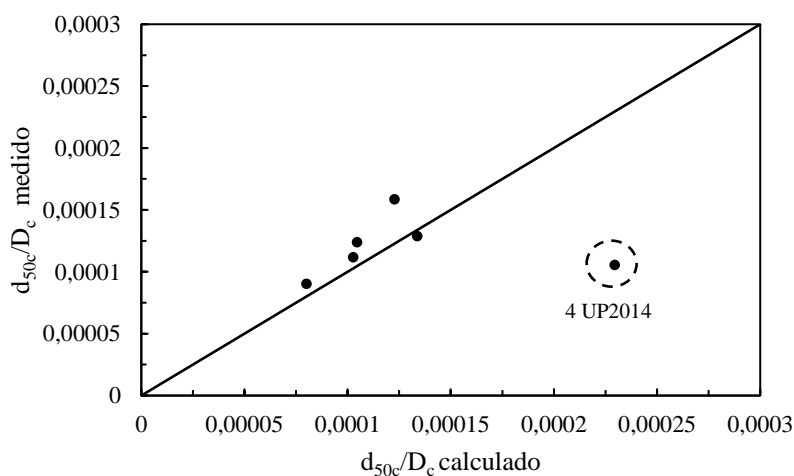


Figura 4.30: Tamanho de corte medido e previsto utilizando o modelo modificado

Os dados de recuperação de água para o *underflow* medidos e calculados utilizando o modelo modificado foram comparados como apresentado na Figura 4.31. Como pode ser observado, foram obtidas boas previsões, contudo, no teste 4 UP2014 o modelo previu um valor cerca de 1,6 vezes superior ao medido. Nesse caso, provavelmente, o erro está na previsão, uma vez que as condições operacionais estudadas nesse teste, principalmente a pequena abertura do *apex*, não favorecem alta recuperação de água no *underflow*. Apesar disso, de modo geral, boas aproximações foram obtidas, demonstrando a validade do modelo modificado.

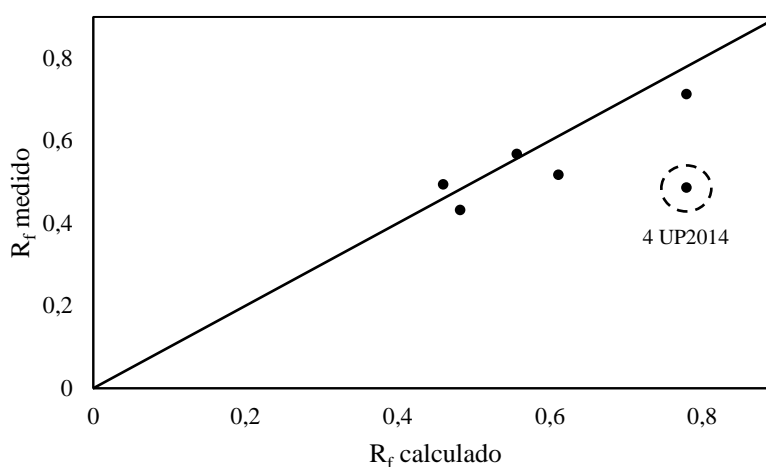


Figura 4.31: Recuperação de água para o *underflow* medida e prevista utilizando o modelo modificado

#### 4.6 Aspectos da classificação multicomponente de minério de ferro itabirítico

As operações de classificação e deslamagem separam partículas primariamente em função de seu tamanho, mas também são influenciadas pela sua massa específica e forma. A influência da massa específica é particularmente importante no caso de minérios de ferro itabiríticos, tendo em vista a diferença desses valores para os principais componentes dos minérios: hematita e quartzo. Uma breve análise foi realizada nesse sentido, onde pôde-se realizar importantes observações.

O conjunto de amostras de um dos hidrociclones industriais (Teste 11 Usina) foi analisado com testes de granulométrica, que permitiram investigar as recuperações para o *underflow* e *overflow* de partículas de quartzo e hematita no processo de deslamagem, considerando um equipamento individual. Por peneiramento a úmido (SAMPAIO *et al.*, 2007) utilizando peneiras da série Tyler, obtiveram-se as seguintes faixas granulométricas: -75+53; -53+38; -38+25; -25+20; -20  $\mu\text{m}$ .

Cada faixa de tamanho de partículas, além de uma alíquota global, foi analisada individualmente em um espectrômetro de fluorescência de raios-X (modelo EDX-720, da marca Shimadzu). Esta técnica permite identificar e medir os raios X característicos, emitidos com as transições eletrônicas que são “provocadas”, identificando cada elemento químico e determinando sua concentração, pela medida de seu comprimento de onda ou sua energia (PARREIRA, 2006).

A distribuição granulométrica foi medida por difração a laser (granulômetro modelo Mastersizer 2000, da marca Malvern Instruments), cujos valores foram interpolados em *Excel* para corresponderem à série de peneiras utilizada. Os resultados obtidos foram balanceados no *software JKSimMet*. A Figura 4.32 apresenta os teores globais de  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  (hematita) e  $\text{SiO}_2$  (quartzo), enquanto que os teores de  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  (hematita) e  $\text{SiO}_2$  por faixa granulométrica na alimentação, *underflow* e *overflow*, são mostrados nas Figuras 4.33 e 4.34, respectivamente.

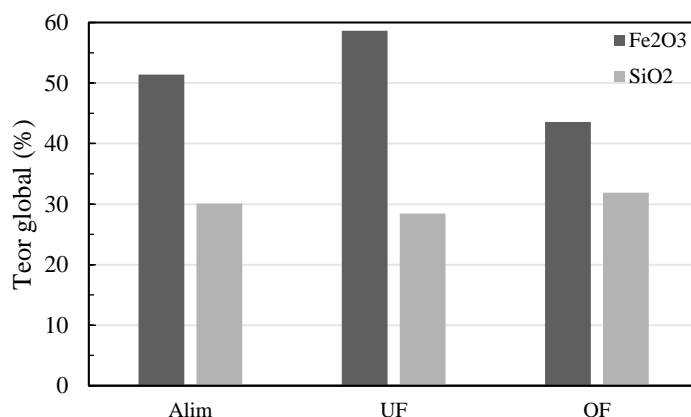


Figura 4.32: Teores globais de  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  e  $\text{SiO}_2$

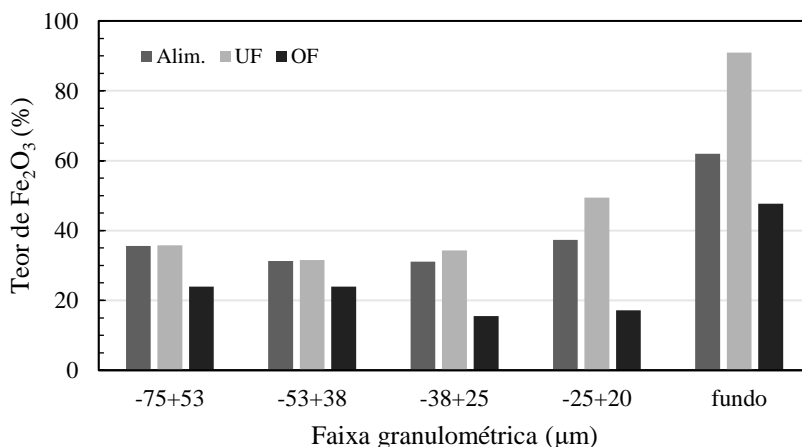


Figura 4.33: Teor de  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  por faixa granulométrica

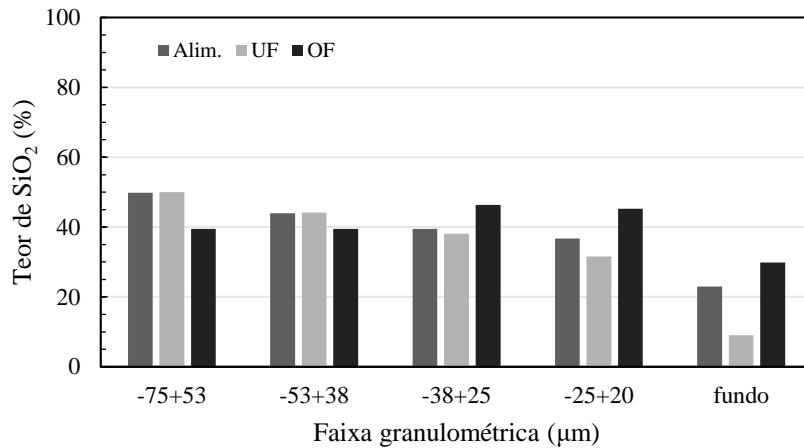


Figura 4.34: Teor de SiO<sub>2</sub> por faixa granulométrica

Observa-se que as maiores concentrações de quartzo ocorrem nas frações grosseiras da alimentação e que a recuperação dessas partículas para ambos os produtos ocorre de forma bastante acentuada, tanto que os teores entre eles não apresentam grandes disparidades. Nessas mesmas faixas granulométricas, observa-se um comportamento muito parecido da hematita. Aqui, uma importante constatação pode ser feita, considerando as partículas em um mesmo tamanho, e desconsiderando fatores como sua forma, por exemplo, a diferença de densidade entre elas atuaria no processo no sentido de favorecer a recuperação de quartzo no *overflow* e de hematita no *underflow*, cenário muito diferente do que pode ser visto nas análises realizadas.

Na faixa compreendida no intervalo -38+20 µm, observa-se a tendência de aumento na recuperação de partículas de hematita no *underflow* e diminuição da recuperação de quartzo nesse mesmo produto. O oposto é visto no *overflow*, onde os teores de hematita diminuem e os de quartzo aumentam. É interessante atentar-se que nessa faixa os teores de ambas as espécies na alimentação são muito próximos. Nesse caso, o efeito da densidade poderia justificar essa tendência, mas ainda assim, o produto do *underflow* poderia, idealmente, estar mais “limpo” sem a presença tão acentuada de quartzo.

Finalmente, nas faixas mais finas, abaixo de 20 µm, observa-se uma alta concentração de hematita na alimentação (Figura 4.34) e que o processo possibilitou grande recuperação dessas partículas para o *underflow*, entretanto, alto teor dessa espécie é observado no *overflow*. O quartzo, alimentado com baixo teor, foi majoritariamente recuperado no *overflow*. Nessas condições, o processo de classificação funcionaria perfeitamente como uma pré-concentração de hematita para o *underflow*. Mas, pelas

análises realizadas nesse trabalho, o corte desse equipamento é de cerca de 23  $\mu\text{m}$ , e essa alta recuperação, em relação a tamanho de partícula, seria para o *overflow*.

Pelo exposto, pode-se concluir que tão importante quanto o tamanho de partículas na operação de classificação em hidrociclone, é a densidade das partículas envolvidas na separação. A diferença entre quartzo e hematita evidencia a tendência de que para uma operação envolvendo minério de ferro itabirítico, nas faixas grosseiras o processo fica “desordenado” e à medida em que se diminui o tamanho das partículas, o que carrega a separação é puramente a densidade, mas de forma tão acentuada, que essa deslamagem funcionaria como uma pré-concentração, mas desobedecendo o propósito operacional. Nesses casos, as abordagens matemáticas deveriam idealmente serem capazes de capturar esse tipo de comportamento distinto entre as espécies minerais, mas isso é ainda um desafio.

## 5 CONCLUSÕES

O presente trabalho permitiu a avaliação da deslamagem de minério de ferro itabirítico por meio de ajustes no modelo matemático de Narasimha-Mainza, com base em dados obtidos experimentalmente. Esse tipo de abordagem mostrou-se de análise complexa, por envolver uma operação que conta com diversas variáveis, na sua maioria interdependentes, com um minério multicomponente e com granulometria fina, criando um cenário ainda não assistido de forma eficiente pelos modelos matemáticos disponíveis.

Todo o trabalho baseou-se em resultados obtidos experimentalmente, de onde foi possível observar a importância de planejamento e execuções adequados para que o trabalho de calibração e validação pudesse ser bem executado. As diversas variáveis operacionais envolvidas nas equações do modelo foram assistidas no planejamento e execução dos testes, o que permitiu que diversas condições operacionais realistas à deslamagem pudessem ser estudadas. Do total de 31 testes realizados, cinco foram excluídos por problemas de balanceamento ou pela operação em *roping*, que caracterizam baixa eficiência operacional.

O modelo da vazão de polpa da alimentação foi a expressão de mais simples manipulação. O ajuste da constante de calibração por regressão linear e a exclusão de testes identificados como *outliers* foi suficiente para que o modelo pudesse realizar boas previsões, como confirmado na validação apresentada. Isso demonstra a qualidade dos dados experimentais utilizados e a boa cobertura do modelo para esse parâmetro.

O tamanho de corte corrigido é uma das principais variáveis para a avaliação do desempenho operacional e a determinação experimental depende de boas amostragens, boas análises, além de correta manipulação dos resultados. Operacionalmente, é influenciado por diversas variáveis que são dependentes entre si e afetam facilmente a eficiência operacional. O ajuste da equação do modelo aos dados experimentais envolveu o ajuste da constante de calibração, mas também demandou a manipulação de alguns dos expoentes do modelo. Nesse último caso, foi possível perceber a influência significativa da viscosidade e porcentagem de sólidos na polpa, uma vez que os ajustes mais adequados ocorreram sobre os termos governados por essas variáveis. Apesar da correlação entre dados experimentais e previstos pela equação ajustada ter sido da ordem de 53%, a validação demonstrou que boas previsões podem ser obtidas e ainda, que o modelo

ajustado retornou resultados coerentes com os efeitos das variáveis operacionais sobre o corte do equipamento.

A recuperação de água baseada em cálculos envolvendo as vazões da alimentação e do *underflow*, foi inicialmente identificada como divergente do curto-circuito na curva de partição. Assim, seguindo dados da literatura disponível, o curto-circuito de partículas para o produto grosso foi modelado como a recuperação de água para o *underflow*. A análise experimental disso necessita, assim como para a determinação do tamanho de corte, de boas amostragens, boas análises, cálculos e análise gráfica sobre os resultados. Operacionalmente depende principalmente das aberturas de descarga dos produtos e das porcentagens de sólidos. O ajuste da equação do modelo aos dados experimentais foi determinado pelo ajuste da constante, além de ajuste de expoentes selecionados. Os termos ajustados envolvem justamente as variáveis que se mostraram mais influenciáveis sobre a recuperação de água para o *underflow*, além de promover a integração de diferentes diâmetros de equipamentos. De modo geral, o modelo ajustado propicia boas previsões, demonstrando a validade dos ajustes realizados.

Por fim, conclui-se que o modelo modificado pode contribuir de forma coerente e satisfatória para a previsão dos parâmetros apresentados quanto à deslamagem de minério de ferro itabirítico em hidrociclones, o que até então não havia sido realizado. Conclui-se ainda sobre a necessidade de melhor compreensão sobre o tratamento de minérios multicomponentes, quanto às operações de classificação de partículas em hidrociclones. Apesar de boas previsões terem sido obtidas pelo modelo modificado, esse é ainda um tema que demanda mais aprofundamento e torna-se ainda mais complexo devido à limitada base teórica acerca do assunto.



## 6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para expandir a abrangência do conhecimento acerca das operações de classificação e deslamagem envolvendo minério de ferro itabirítico em hidrociclone, bem como para aprimoramento do modelo ajustado, propõe-se:

- Validar o modelo para minérios itabiríticos oriundo de outras regiões;
- Verificar a aplicabilidade do modelo para deslamagem primária de operações industriais, ou seja, em hidrociclones de maiores diâmetros;
- Aperfeiçoar os ajustes inserindo dados de novos testes de deslamagem em hidrociclone com minério de ferro itabirítico;
- Implementar o modelo ajustado (ou com melhorias) em *softwares* de simulação operacional, para a previsão do desempenho de hidrociclones em operações de deslamagem de minério de ferro itabirítico.
- Realizar estudo multicomponente da classificação e deslamagem em hidrociclone, de minério de ferro itabirítico;
- Desenvolver modelo matemático para a classificação e deslamagem, em hidrociclone, de minérios multicomponente.

## 7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGUIAR, F. L., 2013. **Redução do impacto ambiental através da recuperação de ultrafinos de minério de ferro – uma revisão**. Monografia, PPGEM/UFMG, Belo Horizonte, MG, Brasil.

ALMEIDA, C. A. K. **Comportamento do hidrociclone filtrante frente às modificações no diâmetro de *underflow* e no tubo de *vortex finder***. Dissertação de Mestrado, PPG-EQ/UFU, Uberlândia, MG, Brasil, 2008.

ARAUJO, A. C.; PERES, A. E. C.; VIANA, P. R. M.; OLIVEIRA, J. F. “Flotação de minérios de ferro”. In: Chaves, A. P. **A Flotação no Brasil**, 3 ed., capítulo 13, São Paulo, SP, Brasil, Oficina de Textos, 2013.

BERGSTROM, J.; VOMHOFF, H. “Experimental hydrocyclone flow fields studies”. **Separation and Purification Technology**, v. 53, pp. 8-20, 2007.

BOCCAMINO, G. D. **Desenvolvimento de geometria para empilhamento de rejeitos desaguados de minério de ferro**. Dissertação de M.Sc., NUGEO/UFOP, Ouro Preto, 2017.

BOURGEOIS, F; MAJUNDER, A. K. “Is the fish-hook effect in the hydrocyclones a real phenomenon?”. **Powder Technology**, v. 237, pp. 367-375, 2013.

BRADLEY, D.; PULLING, D. J. “Flow patterns in the hydraulic cyclone and their interpretation in terms of performance”. **Trans. Inst. Chem. Eng.**, v. 37, pp. 34-45, 1959.

CARRISSO, R. C.; CORREIA, J. C. G. “Classificação e Peneiramento”. In: Luz, A. B.; Sampaio, J. A.; Almeida, S. L. M. **Tratamento de Minérios**, 4 ed., capítulo 1, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, CETEM/MCT, 2004.

CARVALHO, P. S. L.; SILVA, M. M.; ROCIO, M. A. R.; MOSZKOWICZ, J. **Minério de Ferro**. Biblioteca Digital BNDES, Brasil, 2014. Disponível em:

<[https://web.bndes.gov.br/bib/jspui/bitstream/1408/4802/1/BS%2039%20min%C3%A9rio%20de%20ferro\\_P.pdf](https://web.bndes.gov.br/bib/jspui/bitstream/1408/4802/1/BS%2039%20min%C3%A9rio%20de%20ferro_P.pdf)>. Acesso: 23 fev. 2017.

CHAVES, A. P. **Teoria e prática do tratamento de minérios**. 2 ed, São Paulo, Signus, 2002.

CHEN, W.; ZYDEK, N.; PARMA, F. “Evaluation of hydrocyclone models for practical applications”. **Chemical Engineering Journal**, v. 80, pp. 295-303, 2000.

CRINER, H. E. **The vortex thickener**. In: International Conference on Coal Preparation, Paris, 1950.

DANA, E. S.; FORD, W. E. **Dana’s manual of mineralogy**. 15 ed., John Wiley & Sons, 1944.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE PRODUÇÃO MINERAL. **Anuário mineral brasileiro principais substâncias metálicas – ano base 2016**. Brasil, 2017 Disponível em:

<[http://www.anm.gov.br/dnpm/publicacoes/serie-estatisticas-e-economia-mineral/anuario-mineral/anuario-mineral-brasileiro/amb\\_metalicos2017](http://www.anm.gov.br/dnpm/publicacoes/serie-estatisticas-e-economia-mineral/anuario-mineral/anuario-mineral-brasileiro/amb_metalicos2017)> Acesso em: 04 abr 2019

DRIESSEN, M. G. “Theory of flow in a cyclone”. **Rev. L-industrie Min.**, v. 4, pp. 449-461, 1951.

DUECK, J.; FARGHALY, M.; NEESSE, T. “The theoretical partition curve of the hydrocyclone”. **Minerals Engineering**, v. 62, pp. 25-30, 2014.

FINCH, J. A.; MATWIJENKO, O. Individual mineral behaviour in a closed grinding circuit. **CIM Bull**, 1977.

GHODRAT, M.; QI, Z.; KUANG, S. B.; JI, L.; YU, A. B. “Computational investigation of the effect of particle density on the multiphase flows and performance of hydrocyclone”. **Minerals Engineering**, v. 90, pp. 56-69, 2016.

GOMES, W. L. **Integração de modelos energéticos e de balanço populacional para simulação de moagem em moinho de bolas**. Dissertação de Mestrado, PMI/USP, São Paulo, 2014.

GUPTA, A.; YAN, D.S. **Mineral processing design and operations an introduction**. 1ed., Elsevier, 2006.

HOLLAND-BATT, A. B. “A bulk model for separation in hydrocyclones”. **Mineral Processing and Extractive Metallurgy**, v. 91, 1982.

JESUS, C. A. J. **Ferro**. Sumário Mineral, DNPM, Brasil, 2016.

JESUS, C. A. J. **Ferro/Aço**. DNPM, Brasil, 2009. Disponível em:  
<[https://sistemas.dnpm.gov.br/publicacao/mostra\\_imagem.asp?IDBancoArquivoArquivo=3974](https://sistemas.dnpm.gov.br/publicacao/mostra_imagem.asp?IDBancoArquivoArquivo=3974)>. Acesso em: 23 fev. 2017.

KELLY, E. G. “The significance of by-pass in mineral separators”. **Minerals Engineering**, v. 4, pp. 1-7, 1990.

KELSALL, D. F. “A study of the motion of solid particles in a hydraulic cyclone”. **Trans. Inst. Chemical Engineering**, v. 30, pp. 87-108, 1952.

JKTECH PTY. **User manual JKSimMet version 6.0**, 2014, 425 p.

KING, R. P. **Modeling and Simulation of Mineral Processing Systems**. In: Schneider, C. L.; King, E. A. 2 ed. Englewood, Colorado, Society for Mining, Metallurgy, and Exploration, Inc, 2012.

LYNCH, A. J.; RAO, T. C. **Modeling and scale up of hydrocyclone classifiers**. In: XI IMPC, Cagliari, 1975.

MAINZA, A.; BEPSWA, P.; MUZANENHAMO, P. **Anglo Centre Technical Reports**. Minas Rio hydrocyclone test work. 2013.

MALVERN INSTRUMENTS. **Mastersizer 2000 user manual**, 2000, 154 p.

MICROMERITICS. **Service manual AccuPyc II 1340 Pycnometer**, 2000, 50 p.

MINISTÉRIO DE MINAS E ENERGIA. **Boletim Informativo do Setor Mineral 2019**.

Brasil, 2019. Disponível em:

<<http://www.mme.gov.br/documents/10584/2674215/Boletim+Informativo+do+Setor+Mineral+2018/e9ec9b19-17a8-46b5-bffb-5f520d244c6e;jsessionid=098E916E30FCA20AABE48C84374BA70D.srv155>>.

Acesso em: 13 mar. 2019.

MOURA, A. J.; SILVA, A. L.; TONDO, L. A.; STOROLLI, F. A. P. “Aplicação dos ciclones gMAX no circuito de classificação da Rio Paracatu Mineração SA”. In: **Encontro Nacional de Tratamento de Minérios e Metalurgia Extrativa**, pp. 121-128, Florianópolis, 2004.

MUZANENHAMO, P. **Assessing the effect of cone ratio, feed solids concentration and viscosity on hydrocyclone performance**. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Química, University of Cape Town, África do Sul, 2014.

NAGESWARARAO, K. **Further modelling and scale up of hydrocyclones**. JKMRC, University of Queensland, 1978.

NAGESWARARAO, K; KARRI, B. “Fish hook in classifier efficiency curves: an update. **Separation and Purification Technology**, v. 158, pp. 31-38, 2016.

NAGESWARARAO, K.; MEDRONHO, R. A. “Fish hook effect in centrifugal classifiers – a further analysis”. **Internacional Journal of Mineral Processing**, v. 132, pp. 43-58, 2014.

NAGESWARARAO, K. “A critical analysis of the fish hook effect in the hydrocyclone classifiers”. **Chemical Engineering Journal**, v. 80, pp. 251-256, 2000.

NAPIER-MUNN, T. J.; MORRELL, S.; MORRINSON, R. D.; KOJOVICK, T. **Mineral comminution circuits – their operation and optimization**. 1 ed., Hall & Jones Pty, Queensland, 1999.

NARASIMHA, M.; MAINZA, A. N.; HOLTHAM, P. N.; POWELL, M. S.; BRENNAM, M. S. “A semi-mechanistic model of hydrocyclones – Developed from industrial data and inputs from CFD”. **International Journal of Mineral Processing**, v. 133, pp. 1-12, 2014.

PARREIRA, P. S. **Metodologia de EDXRF e aplicações com um sistema portátil**. LFNATEC/UEL, Londrina, 2006.

PLITT, L. R. **A mathematical model of the hydrocyclone classifier**. In: CIM Bull, 1976.

QUARESMA, L. F. **Balanco mineral brasileiro**. DNPM, Brasil, 2001. Disponível em: <<http://www.dnpm.gov.br/dnpm/paginas/balanco-mineral/arquivos/balanco-mineral-brasileiro-2001-ferro>>. Acesso em: 28 mar 2019.

RAPOSO, F. O. **Formações ferríferas e metassedimentos químicos de áreas selecionadas do quadrilátero ferrífero e suas relações com níveis rudáceos**. IGC/UFMG, Belo Horizonte, MG, Brasil, 1996.

RIETEMA, K. “Performance and design of hydrocyclones”. **Chemical Engineering Science**, v. 15, pp. 298-325, 1961.

RÒSIERE, C. A.; CHEMALE JR., F. “Itabiritos e minérios de ferro de alto teor do quadrilátero ferrífero – uma visão geral e discussão”. **Revista Geonomos**, v. 8, n. 2, pp. 27-43, 2000.

SAMPAIO, J. A.; OLIVEIRA, G. P.; SILVA, A. O. “Ensaio de Classificação em Hidrociclone”. In: Sampaio, J. A.; França, S. C. A.; Braga, P. F. A. **Tratamento de Minérios: Práticas Laboratoriais**, capítulo 7, Rio de Janeiro, CETEM/MCT, 2007.

SAMPAIO, J. A.; SILVA, F. A. N. G. “Análise Granulométrica por Peneiramento”. In: Sampaio, J. A.; França, S. C. A.; Braga, P. F. A. **Tratamento de Minérios: Práticas Laboratoriais**, capítulo 3, Rio de Janeiro, CETEM/MCT, 2007.

SVAROVSKY, L. **Hydrocyclones**. 1 ed. Rinehart and Winson, 1984.

SVAROVSKY, L. **Solid-Liquid Separation**. 4 ed. Butterworth-Heinemann, 2001.

TAKEHARA, L. **Caracterização geometalúrgica dos principais minérios de ferro brasileiros – fração *sinterfeed***. Dissertação de Me.Sc., PPGGEA-IG/UFRGS, Porto Alegre, 2004.

TAVARES, L. M. Processamento de recursos minerais. DEMM/UFRJ, Rio de Janeiro, 2004.

TAVARES, L. M. M.; SAMPAIO, C. H. **Beneficiamento gravimétrico**. 1 ed. Editora UFRGS, 2005.

TAVARES, L. M.; SOUZA, L. L. G.; LIMA, J. R. B.; POSSA, M. V. “Modeling classification in small-diameter hydrocyclones under variable rheological conditions”. **Minerals Engineering** v. 15, pp. 613-622, 2002.

TRAWINSKI, H. F. Practical aspects of the design and industrial applications of the hydrocyclone. *Filtration & Separation*, 1969.

U.S. GEOLOGICAL SURVEY. **Mineral Commodity Summaries 2015**. Reston, 2015.  
Disponível em:  
< <https://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/mcs/2015/mcs2015.pdf>>. Acesso em: 13 mar. 2019.

VIEIRA, L. G. M; BARROZO, M. A. S. “Effect of *vortex finder* diameter on the performance of a novel hydrocyclone separator”. **Minerals Engineering**, v. 57, pp. 50-56, 2014.

WILLS, B. A; NAPIER-MUNN, T. **Wills' Mineral Processing Technology: an introduction to the practical aspects of ore treatment and mineral recovery.** 7 ed. Butterworth-Heinemann, 2005.



## APÊNDICE A

Local	N°	ID	Cyclone diameter (m)	Inlet diameter (m)	Vortex finder diameter (m)	Spigot diameter (m)	Conical ratio	Percentage of solids in feed (w/w)	Percentage of solids in feed (v/v)	Cylinder length (m)	Cone angle (graus)	Cone angle (rad)	Inclination angle (graus)
			<b>Dc</b>	<b>Di</b>	<b>Do</b>	<b>Du</b>	<b>Du/Do</b>	<b>fs</b>	<b>fv</b>	<b>Lc</b>	<b>Θ</b>	<b>Θ</b>	<b>i</b>
<b>Planta Piloto (2014)</b>	1	1	0,1016	0,025	0,04	0,016	0,40	11,150	0,03	0,15	6	0,1047198	0
	2	2	0,1016	0,025	0,032	0,022	0,69	10,800	0,03	0,15	6	0,1047198	0
	3	6	0,1016	0,025	0,04	0,022	0,55	8,990	0,03	0,15	6	0,1047198	0
	4	8	0,1016	0,025	0,04	0,016	0,40	34,850	0,13	0,15	6	0,1047198	0
	5	10	0,1016	0,025	0,032	0,022	0,69	16,260	0,05	0,15	6	0,1047198	0
	6	14	0,1016	0,025	0,04	0,022	0,55	17,340	0,06	0,15	6	0,1047198	0
	7	17	0,1016	0,025	0,025	0,016	0,64	22,380	0,07	0,15	6	0,1047198	0
	8	18	0,1016	0,025	0,025	0,016	0,64	13,600	0,04	0,15	6	0,1047198	0
	9	19	0,1016	0,025	0,025	0,016	0,64	11,650	0,04	0,15	6	0,1047198	0
<b>Usina (2017)</b>	10	D2 A 2607	0,1016	0,025	0,041	0,016	0,39	7,800	0,02	0,15	6	0,1047198	25
	11	D2 C 2707	0,1016	0,025	0,041	0,016	0,39	5,750	0,02	0,15	6	0,1047198	25
<b>LTM (2018)</b>	12	0,67 15 6	0,06705	0,018	0,018	0,012	0,67	9,090	0,02	0,21	8	0,1396263	0
	13	0,67 7,5 6	0,06705	0,018	0,018	0,012	0,67	5,270	0,01	0,21	8	0,1396263	0
	14	0,44 5,0 15	0,06705	0,018	0,018	0,008	0,44	18,720	0,06	0,21	8	0,1396263	0
	15	0,44 7,5 15	0,06705	0,018	0,018	0,008	0,44	19,690	0,06	0,21	8	0,1396263	0
	16	0,67 7,5 15	0,06705	0,018	0,018	0,012	0,67	18,750	0,06	0,21	8	0,1396263	0
<b>Planta Piloto (2018)</b>	17	3	0,1016	0,025	0,02	0,009	0,45	15,710	0,05	0,15	6	0,1047198	10
	18	4	0,1016	0,025	0,020	0,009	0,45	12,420	0,04	0,15	6	0,1047198	10
	19	5	0,1016	0,025	0,025	0,016	0,64	13,880	0,04	0,15	6	0,1047198	10
	20	6	0,1016	0,025	0,025	0,016	0,64	10,160	0,03	0,15	6	0,1047198	10
	21	7	0,1016	0,025	0,025	0,022	0,88	13,520	0,05	0,15	6	0,1047198	10
	22	8	0,1016	0,025	0,025	0,022	0,88	10,090	0,05	0,15	6	0,1047198	10
	23	11	0,1016	0,025	0,040	0,016	0,40	15,340	0,04	0,15	6	0,1047198	10
	24	12	0,1016	0,025	0,040	0,016	0,40	8,630	0,06	0,15	6	0,1047198	10
	25	13	0,1016	0,025	0,040	0,022	0,55	14,100	0,05	0,15	6	0,1047198	10
	26	14	0,1016	0,025	0,040	0,022	0,55	8,560	0,07	0,15	6	0,1047198	10

Local	N°	ID	Inclination angle (rad)	Reynolds number	Feed pressure (kPa)	Cyclone throughput (m³/h)	Density of feed fluid (t/m³)	Density of feed pulp (t/m³)	Density of feed solids (t/m³)	Recovery of water to UF (%)	Recovery of water to UF (%)	Inlet velocity (m/h)	Inlet velocity (m/h)
			i	Re	P	Q	ρf	ρp	ρs	Rf calc	Rf graf	vi	vi
<b>Planta Piloto (2014)</b>	1	1	0	507,80072	103,4	6,27	1,00	1,09	3,60	30,19	32,26	12764,99	12764,99
	2	2	0	1291,1765	103,4	12,65	1,00	1,07	3,60	33,08	51,70	25772,81	25772,81
	3	6	0	943,70034	103,4	9,88	1,00	1,07	3,60	36,29	58,07	20122,96	20122,96
	4	8	0	510,76703	27,6	6,83	1,00	1,34	3,60	29,95	48,55	13911,04	13911,04
	5	10	0	974,89349	103,4	9,93	1,00	1,13	3,60	42,79	73,32	20230,42	20230,42
	6	14	0	1262,7056	103,4	12,46	1,00	1,14	3,60	26,02	58,27	25382,64	25382,64
	7	17	0	714,9058	103,4	7,01	1,00	1,19	3,60	44,51	66,67	14273,62	14273,62
	8	18	0	697,90484	103,4	6,56	1,00	1,11	3,60	51,71	58,17	13370,64	13370,64
	9	19	0	784,0163	103,4	7,70	1,00	1,09	3,60	43,99	67,70	15696,18	15696,18
<b>Usina (2017)</b>	10	D2 A 2607	0,436332313	1829,3304	206,8	28,36	1,00	1,06	3,79	8,51	28,30	57777,37	57777,37
	11	D2 C 2707	0,436332313	2000,5708	206,8	31,79	1,00	1,04	3,79	9,41	16,42	64766,62	64766,62
<b>LTM (2018)</b>	12	0,67 15 6	0	472,56908	103,4	5,86	1,00	1,07	3,85	14,47	51,62	23039,56	23039,56
	13	0,67 7,5 6	0	551,61298	51,7	6,93	1,00	1,04	3,85	12,97	32,82	27250,65	27250,65
	14	0,44 5,0 15	0	321,55952	34,5	4,00	1,00	1,16	3,85	10,69	31,15	15728,34	15728,34
	15	0,44 7,5 15	0	396,06894	51,7	4,90	1,00	1,17	3,85	7,74	27,14	19256,48	19256,48
	16	0,67 7,5 15	0	369,84914	51,7	4,64	1,00	1,16	3,85	18,13	49,34	18225,19	18225,19
<b>Planta Piloto (2018)</b>	17	3	0,174532925	1172,8302	206,8	14,49	1,00	1,14	3,99	16,91	46,29	29513,55	29513,55
	18	4	0,174532925	1022,4363	206,8	12,56	1,00	1,11	3,99	20,35	51,78	25596,07	25596,07
	19	5	0,174532925	1118,3123	103,4	13,97	1,00	1,13	3,99	30,88	61,76	28458,45	28458,45
	20	6	0,174532925	889,0027	103,4	11,22	1,00	1,10	3,99	34,39	56,70	22863,08	22863,08
	21	7	0,174532925	1172,5153	172,4	14,86	1,00	1,14	3,99	48,26	71,25	30276,78	30276,78
	22	8	0,174532925	1221,6986	172,4	15,84	1,00	1,14	3,99	52,06	76,19	32266,30	32266,30
	23	11	0,174532925	1136,8188	103,4	13,64	1,00	1,13	3,99	13,20	31,57	27792,70	27792,70
	24	12	0,174532925	1425,8189	103,4	17,56	1,00	1,16	3,99	12,20	28,24	35779,65	35779,65
	25	13	0,174532925	1160,7362	103,4	14,37	1,00	1,14	3,99	21,77	43,17	29282,76	29282,76
	26	14	0,174532925	1754,2236	103,4	21,98	1,00	1,21	3,99	19,86	37,06	44783,66	44783,66

Local	N°	ID	mass of <0,038 mm particles in the feed (%)	Relative slurry viscosity				Gravitational acceleration (m/s <sup>2</sup> )	Corrected d50 (mm)
			<b>f38</b>	<b>μr</b>	<b>λ</b>	<b>Rmax</b>	<b>vt</b>	<b>g</b>	<b>d50c</b>
<b>Planta Piloto (2014)</b>	1	1	41,22	0,77	0,81	0,0508	11779,187	9,81	0,011
	2	2	22,89	0,60	0,84	0,0508	23782,45	9,81	0,011
	3	6	27,13	0,64	0,85	0,0508	18568,92	9,81	0,014
	4	8	42,40	1,03	0,44	0,0508	12836,734	9,81	0,011
	5	10	24,84	0,66	0,73	0,0508	18668,087	9,81	0,014
	6	14	22,79	0,65	0,71	0,0508	23422,414	9,81	0,013
	7	17	21,80	0,67	0,63	0,0508	13171,308	9,81	0,0109
	8	18	20,42	0,60	0,77	0,0508	12338,063	9,81	0,012
	9	19	22,97	0,62	0,80	0,0508	14484,009	9,81	0,0100
<b>Usina (2017)</b>	10	D2 A 2607	75,18	0,95	0,87	0,0508	53315,391	9,81	0,019
	11	D2 C 2707	80,00	0,95	0,91	0,0508	59764,878	9,81	0,023
<b>LTM (2018)</b>	12	0,67 15 6	79,15	0,97	0,86	0,033525	23459,24	9,81	0,009
	13	0,67 7,5 6	81,59	0,96	0,92	0,033525	27747,037	9,81	0,012
	14	0,44 5,0 15	79,13	1,06	0,70	0,033525	16014,846	9,81	0,011
	15	0,44 7,5 15	77,71	1,06	0,69	0,033525	19607,257	9,81	0,011
	16	0,67 7,5 15	80,64	1,07	0,70	0,033525	18557,176	9,81	0,011
<b>Planta Piloto (2018)</b>	17	3	42,63	0,81	0,75	0,0508	27234,302	9,81	0,011
	18	4	42,08	0,79	0,79	0,0508	23619,364	9,81	0,011
	19	5	43,88	0,81	0,76	0,0508	26260,687	9,81	0,012
	20	6	45,05	0,80	0,82	0,0508	21097,429	9,81	0,013
	21	7	45,54	0,83	0,75	0,0508	27938,594	9,81	0,009
	22	8	48,24	0,85	0,74	0,0508	29774,463	9,81	0,010
	23	11	39,60	0,78	0,76	0,0508	25646,353	9,81	0,013
	24	12	42,21	0,82	0,71	0,0508	33016,494	9,81	0,014
	25	13	42,90	0,81	0,75	0,0508	27021,34	9,81	0,013
	26	14	43,64	0,87	0,64	0,0508	41325,145	9,81	0,014