

COMPARAÇÃO DE ROTAS DE COMINUIÇÃO DE MINÉRIO DE FERRO
ITABIRÍTICO USANDO CONCEITOS DE SUSTENTABILIDADE E EFICIÊNCIA
ENERGÉTICA

Juliana Segura Salazar

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.

Orientadores: Luís Marcelo Marques Tavares
Aubrey Mainza

Rio de Janeiro
Abril de 2014

COMPARAÇÃO DE ROTAS DE COMINUIÇÃO DE MINÉRIO DE FERRO
ITABIRÍTICO USANDO CONCEITOS DE SUSTENTABILIDADE E EFICIÊNCIA
ENERGÉTICA

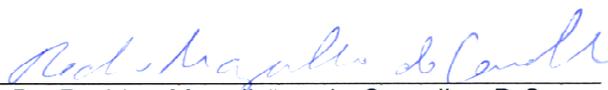
Juliana Segura Salazar

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.



Dr. Rodrigo Magalhães de Carvalho, D.Sc.



Dra. Paulina Maria Porto Silva Cavalcanti, D. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

ABRIL DE 2014

Salazar, Juliana Segura

Comparação de Rotas de Cominuição de Minério de Ferro Itabirítico usando Conceitos de Sustentabilidade e Eficiência Energética/ Juliana Segura Salazar. – Rio de Janeiro: UFRJ/ COPPE, 2014.

XXIX, 202p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Luís Marcelo Marques Tavares

Aubrey Mainza

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/ Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 2014.

Referências Bibliográficas: p. 136-143.

1. Eco-eficiência Energética 2. Simulação de processos
3. Cominuição. I. Tavares, Luís Marcelo Marques, *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. III. Título.

Este trabajo está dedicado con todo mi cariño a la memoria de mis queridos abuelos: Rosario, Alberto, Franco y Julia; los tres primeros fallecieron mientras estuve en Brasil y desafortunadamente no tuve la oportunidad de despedirme de ellos personalmente, pero sé que están acompañándome. También, por supuesto, a mis tres motores: María Elisa, Luis Orlando y Orlando.

AGRADECIMENTOS

Agradeço em primeiro lugar a Deus pela força e sabedoria que me brindou, sobre tudo em momentos bem difíceis. Agradeço também aos meus pais, María Elisa e Luis Orlando, e ao meu irmão Orlando, pelo apoio incondicional apesar de estar tão longe de mim durante este trabalho, por ter sempre as palavras precisas, os ouvidos atentos e o coração sempre aberto para mim, e pela paciência durante todo este processo. Agradeço também a todas aquelas pessoas que conheci neste maravilhoso país e que agora fazem parte da minha vida. Agradeço também ao meu amigo Gabriel e sua bela família pelo apoio durante estes últimos anos.

Quero agradecer especialmente ao Professor Luís Marcelo Tavares por ter sido um excelente orientador durante todo este tempo e por ter me dado a oportunidade de trabalhar com ele neste e em outros trabalhos desenvolvidos em paralelo. Também quero destacar a valiosa ajuda e amizade de todos os meus amigos e companheiros do LTM. Dentro desse maravilhoso grupo quero ressaltar a colaboração do Gabriel (mais uma vez), Rodrigo, Anderson, Rangler, Jacinto, Daniel, Pedro, Yemcy e Alessandro.

Um agradecimento especial também ao meu outro orientador, o Professor Aubrey Mainza da University of Cape Town, pelos valiosos ensinamentos no simulador de processos JKSImMet[®]. Muito obrigada também à VALE S.A., FAPERJ, CAPES, e CNPq pelo apoio financeiro. Agradeço também ao Dr. Neymayer Lima pelo fornecimento de informações necessárias para o desenvolvimento deste trabalho, e também ao Ing. Levi Guzmán pelo fornecimento da mais recente versão de Moly-Cop Tools[®] bem como de sua recente publicação. Eu também agradeço muito a colaboração do meu amigo Rafael Soria e do Professor Roberto Schaeffer do Programa de Planejamento Energético da COPPE/UFRJ por ter me ajudado a esclarecer algumas dúvidas relacionadas com o tema de emissões de Gases de Efeito Estufa.

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

COMPARAÇÃO DE ROTAS DE COMINUIÇÃO DE MINÉRIO DE FERRO
ITABIRÍTICO USANDO CONCEITOS DE SUSTENTABILIDADE E EFICIÊNCIA
ENERGÉTICA

Juliana Segura Salazar

Abril/2014

Orientadores: Luís Marcelo Marques Tavares

Aubrey Mainza

Programa: Engenharia Metalúrgica e de Materiais

O presente trabalho analisa de forma comparativa diferentes rotas de cominuição para um minério de ferro de baixo teor com base em tecnologias e layouts, alguns dos quais ainda não utilizados nesta aplicação. Foram estabelecidas e comparadas as diferentes rotas de processamento usando dados de ensaios em escala de bancada e piloto, e de acordo com princípios de sustentabilidade, tomando como referência a Matriz Energética Brasileira (MEB), que é bastante particular. Concluiu-se que, se for usado o critério de sustentabilidade, a rota de cominuição ótima corresponderia a um circuito que utiliza britadores convencionais, HPGR com alimentação escalpada e moinhos de bolas para a moagem final. Dado o caso particular dos minérios de ferro itabiríticos e, considerando a MEB, o gasto de energia indireta na cominuição desempenhou um papel significativo na geração de emissões de Gases de Efeito Estufa quando comparado com o gasto de energia direta. A partir desse ponto de vista, o HPGR torna-se muito atrativo para estes minérios. No entanto, esse critério deverá ser confrontado com outros critérios de projeto convencionais, como o CAPEX, o OPEX, o NPV e critérios qualitativos, o que poderia levar à escolha de um circuito ótimo diferente.

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

COMPARISON OF COMMINUTION ROUTES FOR ITABIRITE IRON ORE MAKING
USE OF SUSTAINABILITY AND ENERGY EFFICIENCY CONCEPTS

Juliana Segura Salazar

April/2014

Advisors: Luís Marcelo Marques Tavares
Aubrey Mainza

Department: Metallurgical and Materials Engineering

The present work analyses comparatively a number of comminution routes for processing a low-grade iron ore, many of which using technologies and layouts that have not yet been used in this application. Using data from bench scale and/or pilot-plant tests, the different routes are compared on the basis of sustainability principles in accordance to the Brazilian energy matrix, which is quite particular. It is concluded that if the sustainability criterion is used, then the optimal route would correspond to a circuit that uses conventional crushers, HPGR with truncated feed followed by ball milling. Given the particular case of itabirite iron ores and specially to the one in the present work and the source of Brazilian energy, it is evident that indirect energy expenditure in comminution plays a significant role in greenhouse gas emissions when compared to direct energy, being the reason for the great attractiveness of HPGR technology. Evidently that these will have to be balanced against CAPEX, OPEX, NPV and other qualitative criteria, which could lead to a different optimal circuit.

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS.....	v
SUMÁRIO.....	viii
ÍNDICE DE FIGURAS.....	xii
INDICE DE TABELAS.....	xvi
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	xx
LISTA DE SÍMBOLOS	xxi
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. OBJETIVOS	5
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	6
3.1. EQUIPAMENTOS DE COMINUIÇÃO.....	6
3.1.1 Britagem.....	6
3.1.2 Moagem	13
3.2 EQUIPAMENTOS DE CLASSIFICAÇÃO	19
3.3 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE PROCESSOS DE COMINUIÇÃO	19
3.4 EFICIÊNCIA ENERGÉTICA DA COMINUIÇÃO	24
3.4.1 Método do Índice de Trabalho Operacional de Bond	25
3.4.2 Eficiência Energética de Cominuição baseada na Energia Mínima de Cominuição: O Método de Tavares (2004)	26
3.5 DESGASTE DE REVESTIMENTOS E CORPOS MOEDORES.....	36
3.6 A SUSTENTABILIDADE EM PROJETOS DE COMINUIÇÃO.....	41
3.6.1 Desenvolvimento Sustentável e Eco-eficiência.....	41
3.6.2 Emissões de Gases de Efeito Estufa (GEE)	43
3.6.3 Mercado de Carbono e Dióxido de Carbono Equivalente	44
3.6.4 A Matriz Energética Brasileira e Emissões de CO ₂ Associadas ao Consumo de Energia Elétrica	47
3.6.5 Consumo Energético e Emissões de CO ₂ na Produção de Materiais de Desgaste Usados para Cominuição de Minérios	51
3.6.6 A Metodologia de Análise de Ciclo de Vida (ACV).....	55
3.6.7 Aplicação da Metodologia de ACV em Processos de Cominuição.....	57
4. METODOLOGIA.....	62

4.1	ESTUDO DE CASO: MINÉRIO DE FERRO ITABIRÍTICO DA VALE S.A.....	62
4.2	COLETA DE INFORMAÇÕES RELACIONADAS AO MINÉRIO EM ESTUDO	63
4.3	SELEÇÃO DE ROTAS DE COMINUIÇÃO PARA O MINÉRIO EM ESTUDO ..	64
4.3.1	Alternativa I ou Caso Base: Britagem Convencional em 4 etapas + Moagem em 2 etapas	67
4.3.2	Alternativa II: Britagem Convencional em 4 etapas + Moinho de Rolos e Anel	68
4.3.3	Alternativa III: Britagem Secundária + HPGR (alimentação natural) + Moinho de Bolas	70
4.3.4	Alternativa IV: Britagem Secundária + HPGR (alimentação escalpada) + Moinho de Bolas	72
4.3.5	Alternativa V: Moinho SAG/AG + Moinho de Bolas	73
4.4	MODELAGEM E SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE ROTAS DE COMINUIÇÃO	74
4.4.1	Dimensionamento e simulação de peneiras e britadores cônicos	75
4.4.2	Dimensionamento e simulação de moinhos de bolas	76
4.4.3	Dimensionamento e simulação de hidrociclones de classificação primária	77
4.4.4	Dimensionamento e simulação de hidrociclones de classificação secundária	77
4.4.5	Dimensionamento e simulação de HPGR	78
4.4.6	Dimensionamento e simulação do moinho SAG	78
4.5	ACV E CÁLCULO DA ECO-EFICIÊNCIA ENERGÉTICA EM CIRCUITOS DE COMINUIÇÃO	79
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	82
5.1	CARACTERIZAÇÃO DO MINÉRIO	82
5.2	ALTERNATIVA I. BRITAGEM CONVENCIONAL EM QUATRO ESTÁGIOS E MOAGEM EM DUPLO ESTAGIO	84
5.2.1	Circuito de Britagem	84
5.2.2	Moagem Primária	86
5.2.3	Hidrociclones da Classificação Primária	92
5.2.4	Circuito de Moagem e Classificação Secundária	94
5.2.5	Avaliação do consumo de materiais de desgaste	96
5.3	ALTERNATIVA II. BRITAGEM CONVENCIONAL EM QUATRO ESTÁGIOS E MOAGEM EM MOINHO DE ROLOS E ANEL	99

5.4	ALTERNATIVA III. BRITAGEM SECUNDÁRIA + HPGR (ALIM. NATURAL) + MOINHO DE BOLAS.....	102
5.4.1	Britagem Secundária e Peneiramento Secundário	102
5.4.2	HPGR.....	103
5.4.3	Hidrociclones da classificação primária	106
5.4.4	Circuito de Moagem e Classificação Secundária.....	107
5.4.5	Avaliação do consumo de materiais de desgaste	108
5.5	ALTERNATIVA IV. BRITAGEM SECUNDÁRIA + HPGR (ALIM. ESCALPADA) + MOINHO DE BOLAS.....	111
5.5.1	Britagem Secundária + Peneiramento Secundário + HPGR	111
5.5.2	Hidrociclones da classificação primária	114
5.5.3	Circuito de Moagem e Classificação Secundária.....	114
5.5.4	Avaliação do consumo de materiais de desgaste	115
5.6	ALTERNATIVA V. MOINHO SAG E MOINHO DE BOLAS	116
5.6.1	Moinho SAG	116
5.6.2	Hidrociclones da classificação primária	120
5.6.3	Circuito de Moagem e Classificação Secundária.....	120
5.6.4	Avaliação do consumo de materiais de desgaste	121
5.7	SIMULAÇÃO DA ENERGIA MÍNIMA TEÓRICA DE COMINUIÇÃO	123
5.8	COMPARAÇÃO DE ROTAS DE COMINUIÇÃO COM BASE EM CRITÉRIOS CONVENCIONAIS DE PROJETO.....	125
5.9	COMPARAÇÃO DE ROTAS DE COMINUIÇÃO USANDO INDICADORES DE SUSTENTABILIDADE	128
6	CONCLUSÕES.....	132
7	RECOMENDAÇÕES E TRABALHOS FUTUROS.....	134
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	136
	ANEXOS.....	144
I.	DESCRIÇÃO DOS MODELOS USADOS PARA DIMENSIONAMENTO E SIMULAÇÃO DE EQUIPAMENTOS DE CLASSIFICAÇÃO.....	145
i.	Peneiras Vibratórias	145
ii.	Hidrociclones.....	153
II.	DESCRIÇÃO DOS MODELOS USADOS PARA DIMENSIONAMENTO E SIMULAÇÃO DE EQUIPAMENTOS DE COMINUIÇÃO	157
i.	Britador Cônico.....	157

ii.	Britador de Rolos de Alta Pressão (HPGR).....	161
iii.	Moinho Autógeno (AG) / Semiautógeno (SAG).....	167
iv.	Moinho de bolas.....	176
a.	Modelo disponível em JKSimMet®	176
b.	Modelo disponível em Moly-Cop Tools®	179
III.	BALANÇOS DE MASSA E AJUSTE DE PARÂMETROS DE MODELOS EM JKSIMMET®	181
i.	Balanços de massas (Mass Balance Tool)	181
ii.	Ajuste de parâmetros (Data Fit Tool)	182
IV.	OBTENÇÃO DE PARÂMETROS DO MODELO DE CURVA DE EFICIÊNCIA PARA O DIMENSIONAMENTO DE HIDROCICLONES DE CLASSIFICAÇÃO PRIMÁRIA.....	184
V.	CURVAS $t_{10} - tn$ PARA TAMANHOS PADRÃO DO ENSAIO DWT	186
VI.	DIMENSIONAMENTO E SIMULAÇÃO DO MOINHO DE BOLAS PRIMÁRIO NA ALTERNATIVA I USANDO JKSIMMET®	187
VII.	CALIBRAÇÃO DE PARÂMETROS DO MODELO DE HPGR EM JKSIMMET®.....	194
VIII.	BALANÇO DE MASSAS E CALIBRAÇÃO DE PARÂMETROS DO MODELO DO MOINHO SAG EM JKSIMMET®	196
IX.	DISTRIBUIÇÕES DE TAMANHO DOS FRAGMENTOS EM DIFERENTES NÍVEIS DE ENERGIA ESPECÍFICA DE IMPACTO E TAMANHOS DE PARTÍCULA INICIAL, PARA O MINÉRIO EM ESTUDO	198
X.	RESULTADOS DETALHADOS DO INVENTÁRIO DE CICLO DE VIDA NAS ROTAS DE COMINUIÇÃO SELECIONADAS.....	198

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. Britador de mandíbulas tipo Blake (adaptado de: Gupta e Yan, 2006).....	8
Figura 2. Britador giratório (adaptado de: Gupta e Yan, 2006).....	9
Figura 3. Britador de rolos (adaptado de: Wills e Napier-Munn, 2006).....	10
Figura 4. Esquema do britador Rhodax [®] (adaptado de: Wills e Napier-Munn, 2006) ..	11
Figura 5. Britador de martelos (adaptado de: Wills e Napier-Munn, 2006)	12
Figura 6. Britador de rolos de alta pressão (HPGR).....	13
Figura 7. Representação do movimento da carga em moinhos tubulares (adaptado de: Gupta e Yan, 2006)	14
Figura 8. Representação esquemática de Moinhos Atritores Verticais a) Moinho de Torre; b) Moinho de pinos (Sinnott <i>et al.</i> , 2006)	16
Figura 9. Princípio de cominuição nos moinhos de rolos e anel Loesche [®] (adaptado de: Gerold <i>et al.</i> , 2012)	18
Figura 10. Energia específica em função do tamanho de partícula segundo as diferentes Leis da Cominuição (adaptado de: Hukki, 1962)	21
Figura 11. Cominuição em múltiplos estágios com quebra de partículas individuais em faixas granulométricas estreitas (adaptado de: Tavares, 2004)	27
Figura 12. Diagrama esquemático da Célula de Carga de Impacto	28
Figura 13. Variação da energia específica de fratura média com o tamanho de partícula para materiais selecionados (adaptado de: Tavares, 2004)	30
Figura 14. Distribuição de energias de fratura para diferentes materiais na fração de tamanho 2,8x2,0 mm (adaptado de Tavares e King 1998).....	32
Figura 15. Efeito da energia relativa de impacto na energia total consumida para obter um produto 100 % passante em 0,3 mm a partir de uma alimentação dada por $P_{i0} = (D_i/8)^{0,4}$ (Tavares, 2004)	35
Figura 16. Comparação entre as distribuições medidas da alimentação e do produto com os resultados de simulação para o caso do clínquer (Tavares, 2004)	36
Figura 17. As três dimensões da sustentabilidade (adaptado de: Alting, 2007).....	42
Figura 18. Participação de energias renováveis na Matriz Energética Brasileira Global (adaptado de: EPE, 2013)	48
Figura 19. Emissões de CO ₂ na geração de energia elétrica em diferentes países – Ano base 2010 (adaptado de: EPE, 2013).....	49
Figura 20. Fatores de emissão de CO ₂ médios anuais para geração de energia elétrica no SIN do Brasil: valores estimados (período 2006 – 2012) e projetados até 2030	51
Figura 21. Estrutura de ACV (adaptado de: Caldeira-Pires, 2010).....	56

Figura 22. ACV para um Britador Cônico Nordberg HP400 SX (adaptado de: Landfield e Karra, 2000).....	58
Figura 23. Complexo mineiro da Região do Quadrilátero Ferrífero (MG) (adaptado de: Carvalho, 2012)	62
Figura 24. Distribuição granulométrica do produto da britagem primária do itabirito em estudo.....	65
Figura 25. Fluxograma da Alternativa I	68
Figura 26. Fluxograma da Alternativa II	70
Figura 27. Fluxograma da Alternativa III	71
Figura 28. Fluxograma da Alternativa IV.....	72
Figura 29. Fluxograma da Alternativa V.....	74
Figura 30. Esquema da aplicação da ACV na avaliação dos circuitos de cominuição.	79
Figura 31. Metodologia geral proposta de ACV e cálculo da Eco-Eficiência Energética em circuitos de cominuição.....	81
Figura 32. Distribuições granulométricas circuito de britagem - Alternativa I.....	85
Figura 33. Distribuição granulométrica da alimentação ao moinho de torque vs. alimentação do moinho industrial simulada.....	87
Figura 34. Comparação da distribuição granulométrica da descarga do moinho de bolas primário simulada usando diferentes métodos	88
Figura 35. Distribuição granulométrica da descarga do moinho de bolas primário, simulada para diferentes tamanhos máximos de bola.....	91
Figura 36. Distribuições granulométricas simuladas correspondentes aos produtos dos hidrociclones de classificação primários	93
Figura 37. Fluxograma da Alternativa I (modificado).....	94
Figura 38. Distribuições granulométricas simuladas - circuito de moagem secundária - Alternativa I.....	96
Figura 39. Distribuições granulométricas obtidas em ensaios de bancada para moinhos de rolos e anel processando um minério de ferro itabirítico (adaptado de: Relatório Loesche®)	100
Figura 40. Capacidade de produção em função do tamanho do moinho de rolos e anel Loesche® (adaptado de: Loesche, 2010)	101
Figura 41. Distribuições granulométricas circuito de britagem e peneiramento secundário - Alternativa III	103
Figura 42. Distribuições granulométricas HPGR em circuito fechado – Alternativa III	106
Figura 43. Distribuições granulométricas simuladas - circuito de moagem secundária - Alternativa III.....	107

Figura 44. Análise de imagem da superfície de rolos usada em HPGR da usina Los Colorados -Chile (van der Meer e Maphosa, 2012).....	110
Figura 45. Distribuições granulométricas circuito de britagem secundária/HPGR e peneiramento secundário - Alternativa IV	113
Figura 46. Distribuições granulométricas simuladas - circuito de moagem secundária - Alternativa IV	115
Figura 47. Distribuições granulométricas da moagem primária (SAG) e peneiramento secundário - Alternativa V	118
Figura 48. Taxas de quebra dos moinhos SAG piloto e industrial	119
Figura 49. Taxas de descarga dos moinhos SAG piloto e industrial.....	119
Figura 50. Distribuições granulométricas simuladas do circuito de moagem e classificação - Alternativa V	121
Figura 51. Energia acumulada por ciclos correspondente à cominuição ideal do minério em estudo para $E^* = 2,1$	123
Figura 52. Evolução da granulometria para $E^* = 2,1$	124
Figura 53. Distribuição granulométrica da alimentação e do produto para $E^* = 2,1$.	125
Figura 54. Funções típicas de classificação (adaptado de: Tavares, 2005b)	149
Figura 55. Representação do Modelo do Britador de Whiten (adaptado de: Andersen e Napier-Munn, 1988).....	157
Figura 56. Estrutura do modelo do HPGR (adaptado de: Daniel e Morrell, 2004)	163
Figura 57. Representação dos mecanismos de processo em um moinho AG/SAG (adaptado de: Napier-Munn et al., 1996).....	167
Figura 58. Balanço de massa para uma única fração de tamanho dentro do moinho (Napier-Munn <i>et al.</i> , 1996)	168
Figura 59. Função de classificação da grelha. (a) sem <i>pebble ports</i> ; (b) com <i>pebble ports</i> (Bueno <i>et al.</i> , 2013)	169
Figura 60. Representação típica da taxa de quebra para moinhos AG/SAG (adaptado de: Bueno <i>et al.</i> , 2013).....	173
Figura 61. Representação simplificada da forma da carga do moinho (adaptado de: Napier-Munn <i>et al.</i> , 1996)	175
Figura 62. Representação da função de descarga para o moinho de bolas (Napier-Munn <i>et al.</i> , 1996).....	177
Figura 63. Variação do parâmetro $r/d MP^*$ com o tamanho de partícula (Napier-Munn <i>et al.</i> , 1996).....	177
Figura 64. Curva de eficiência característica para corte em 0,150 mm usando hidrociclones de 26" de diâmetro - Usina Cauê (adaptado de: Souza, 2005).....	184

Figura 65. Estimação de parâmetros do modelo de curva de eficiência para hidrociclones de 26" de diâmetro	185
Figura 66. Curvas $t_{10} - t_n$ obtidas por meio de simulação computacional, usando uma rotina em MatLab® baseada na função beta incompleta (Carvalho, 2009)	186
Figura 67. Circuito de moagem em escala piloto	187
Figura 68. Comparação de <i>appearance function</i> para diferentes minérios: itabirito, hematita e função quebra padrão do JKSimMet®	189
Figura 69. Distribuição de tamanho dos fragmentos para diferentes minérios: itabirito, hematita e função quebra padrão do JKSimMet®	189
Figura 70. Comportamento da função $r/d MP^*$ para diferentes funções quebra	191
Figura 71. Distribuições granulométricas da alimentação e do produto simuladas para o moinho de bolas primário, usando JKSimMet® Versão 5.2	193
Figura 72. Funções $r/d MP^*$ para o moinho de bolas primário escalonado, usando JKSimMet® Versão 5.2	193
Figura 73. Distribuições granulométricas medidas e simuladas do HPGR piloto usando os parâmetros calibrados, para o caso da amostra de minério sem escalpar	195
Figura 74. Distribuições granulométricas medidas e simuladas do HPGR piloto usando os parâmetros calibrados, para o caso da amostra de minério escalpada	195
Figura 75. Distribuições granulométricas experimentais e simuladas do SAG piloto.	196
Figura 76. Distribuições de tamanho dos fragmentos para o minério em estudo, obtidas a partir de ensaios DWT	198

INDICE DE TABELAS

Tabela 1. Critérios de seleção para britadores (Varela, 2011)	7
Tabela 2. Vantagens e benefícios da simulação de processos (Martins e Guillaneau, 1998)	24
Tabela 3. Correlações empíricas de Bond para estimar a taxa de desgaste específica (Bond 1963, <i>apud</i> SGS).....	38
Tabela 4. Exemplos de custos às emissões implementados ou em processo de implementação ao redor do mundo (World Bank, 2013)	46
Tabela 5. Potencial de aquecimento global dos principais GEE (Base de dados do IPCC Inventory Software, 2006)	47
Tabela 6. Repartição da oferta interna de energia total no Brasil em 2012 (EPE, 2013)	48
Tabela 7. Fator de emissão de CO ₂ médio anual pela geração de energia elétrica no Sistema Interligado Nacional do Brasil – Ano base 2012 (MCTI, 2008)	50
Tabela 8. Fatores de emissão de CO ₂ reportados por outros autores em diversos estudos de caso.....	50
Tabela 9. Energia embutida na fabricação de materiais que sofrem desgaste.....	52
Tabela 10. Fatores de emissão de CO ₂ para a produção de aço	54
Tabela 11. Definições do procedimento de ACV (Barbosa JR <i>et al.</i> , 2008).....	56
Tabela 12. Energia de cominuição global para os principais minérios metálicos (Norgate e Jahanshahi, 2011).....	58
Tabela 13. Eco-eficiência energética dos circuitos Pedra Sul Mineração e Mina de Sossego (França, 2011)	61
Tabela 14. Metodologias e medidas usadas para caracterizar as propriedades do minério itabirítico EM estudo.....	63
Tabela 15. Resumo dos resultados obtidos em ensaios de flotação em amostras de minério itabirítico (Souza, 2005)	66
Tabela 16. Modelos matemáticos e ferramentas computacionais usadas para modelagem e simulação das rotas de cominuição.....	75
Tabela 17. Principais critérios de projeto e características do minério de ferro itabirítico em estudo.....	82
Tabela 18. Classificação da resistência à quebra de um minério em função dos parâmetros $A * x b *$ e ta (adaptado de: JKTech, 2011)	83
Tabela 19. Função quebra de partículas individuais usada na modelagem de britadores cônicos e HPGR para o minério em estudo.....	83

Tabela 20. Valores de E_{cs} (kWh/t) para diferentes t_{10} na quebra de partículas individuais, usados na modelagem de britadores cônicos e HPGR para o minério em estudo.....	83
Tabela 21. Função quebra para descrever a quebra por compressão de leitos, usada na modelagem de HPGR para o minério em estudo.....	84
Tabela 22. Parâmetros usados para simulação de peneiras com o Modelo de Curva de Eficiência.....	85
Tabela 23. Parâmetros usados no Modelo do Britador de Whiten.....	85
Tabela 24. Dimensionamento de britadores e peneiras - Alternativa I.....	86
Tabela 25. Parâmetros das funções seleção/quebra para o moinho de bolas primário - Alternativa I.....	87
Tabela 26. Correlações para calcular o diâmetro de bola máximo (Napier-Munn <i>et al.</i> , 1996).....	89
Tabela 27. Parâmetros das funções seleção e quebra utilizados para simulação do moinho de bolas primário, usando diferentes tamanhos máximos de bola.....	90
Tabela 28. Dimensionamento do moinho de bolas primário - Alternativa I.....	90
Tabela 29. Dimensionamento de hidrociclones da classificação primária usando o método de Nageswararao.....	92
Tabela 30. Balanço de massa para os hidrociclones da classificação primária - Alternativa I.....	93
Tabela 31. Dimensionamento de equipamentos no circuito de moagem secundária ..	95
Tabela 32. Balanço de massas para cada circuito de moagem secundária - Alternativa I.....	96
Tabela 33. Estimação do tempo de vida útil das peças de desgaste para britadores cônicos - Alternativa I.....	97
Tabela 34. Cálculo da taxa específica de desgaste de corpos moedores para moinhos de bolas primários e secundários - Alternativa I.....	98
Tabela 35. Dimensionamento de britadores e peneiras secundárias - Alternativa III	103
Tabela 36. Dimensionamento de HPGR e peneiras de classificação secundárias – Alternativa III.....	105
Tabela 37. Balanço de massa para os hidrociclones da classificação primária - Alternativa III.....	106
Tabela 38. Balanço de massas para cada circuito de moagem secundária - Alternativa III.....	107
Tabela 39. Estimação do tempo de vida útil das peças de desgaste para britadores cônicos - Alternativa III.....	108

Tabela 40. Cálculo da taxa específica de desgaste de corpos moedores para moinhos de bolas - Alternativa III	108
Tabela 41. Resultados de ensaios em HPGR ATWAL para determinação do índice de desgaste do material (Ribeiro <i>et al.</i> , 2010).....	109
Tabela 42. Dimensionamento de britadores secundários, peneiras de classificação secundárias e HPGR – Alternativa IV	113
Tabela 43. Balanço de massa para os hidrociclones da classificação primária - Alternativa IV	114
Tabela 44. Balanço de massas para cada circuito de moagem - Alternativa IV	115
Tabela 45. Cálculo da taxa específica de desgaste de corpos moedores para moinhos de bolas - Alternativa IV.....	116
Tabela 46. Dimensionamento do moinho SAG e das peneiras secundárias – Alternativa V	117
Tabela 47. Balanço de massa para os hidrociclones da classificação primária - Alternativa V	120
Tabela 48. Balanço de massas para cada circuito de moagem - Alternativa V	121
Tabela 49. Estimação da taxa específica de desgaste de corpos moedores em moinhos SAG - Alternativa V	122
Tabela 50. Cálculo da taxa específica de desgaste de corpos moedores para moinhos de bolas - Alternativa V.....	122
Tabela 51. Especificações dos equipamentos para cada rota de processamento.....	126
Tabela 52. Demanda de energia direta por tonelada de minério processado para cada rota de processamento simulada	128
Tabela 53. Resultados do ICV e Eco-eficiência Energética em rotas de cominuição para o beneficiamento do minério de ferro itabirítico em estudo	129
Tabela 54. Valores <i>default</i> da função quebra usada no modelo do britador cônico do JKSimMet® (Napier-Munn <i>et al.</i> , 1996)	159
Tabela 55. Dados de entrada e saída medidos e calculados para o modelo de HPGR (Daniel, 2002)	164
Tabela 56. Função quebra padrão usada no modelo de moinho AG/SAG do JKMRC (Napier-Munn <i>et al.</i> , 1996)	172
Tabela 57. Estimação de parâmetros do modelo de curva de eficiência para hidrociclones de 26" de diâmetro - Usina Cauê	185
Tabela 58. Resultados do balanço de massas do circuito de moagem piloto.....	187
Tabela 59. Resultados da calibração dos modelos do JKSimMet® para o circuito de moagem piloto	190

Tabela 60. Comparação de alguns parâmetros operacionais experimentais e calculados, para o circuito de moagem piloto	190
Tabela 61. Dimensionamento do moinho de bolas primário usando JKSimMet® Versão 5.2	192
Tabela 62. Variáveis de entrada/saída e parâmetros calibrados do HPGR piloto com amostras de minério sem escalpar e escalpada	194
Tabela 63. Parâmetros do minério de ferro itabirítico testado no ensaio de moagem em SAG piloto	196
Tabela 64. Resultados do balanço de massas do circuito SAG piloto.....	196
Tabela 65. Variáveis de entrada/saída e parâmetros calibrados do SAG piloto com base em informações de um ensaio piloto em uma amostra de minério de ferro itabirítico	197
Tabela 66. ICV – Alternativa I	199
Tabela 67. ICV – Alternativa III	200
Tabela 68. ICV – Alternativa IV.....	201
Tabela 69. ICV – Alternativa V.....	202

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ACV: Análise de Ciclo de Vida
AG: *Autogenous Mill* ou Moinho Autógeno
APF: Abertura em posição fechada
BEN: Balanço Energético Nacional
CCI: Célula de Carga de Impacto
DWT: *Drop Weight Test* ou Ensaio de Queda de Peso do JKMRRC
DEM: *Discrete Element Method* ou Método dos Elementos Discretos
ED: Energia Direta
EI: Energia Indireta
EPA: *Environmental Protection Agency*
EPE: Empresa de Pesquisa Energética
ETS: *Emissions Trading Scheme* ou Esquema de Comércio de Emissões
GEE: Gases de Efeito Estufa
GWP: *Global Warming Potential* ou Potencial de Aquecimento Global
HFCs: Hidrofluorcarbonetos
HPGR: *High-Pressure Grinding Roll* ou Moinho/Britador de Rolos de Alta Pressão
IBRAM: Instituto Brasileiro de Mineração
ICV: Inventário de Ciclo de Vida
IEA: *International Energy Authority*
IPCC: *Intergovernmental Panel on Climate Change* ou Painel Intergovernamental de Mudanças do Clima
LTM: Laboratório de Tecnologia Mineral da COPPE/UFRJ
JKMRRC: *Julius Kruttschnitt Mineral Research Centre*
MCTI: Ministério da Ciência, Tecnologia e Inovação do Brasil
MEB: Matriz Energética Brasileira
MDL: Mecanismo de Desenvolvimento Limpo
ONU: Organização das Nações Unidas
PNMC: Política Nacional sobre a Mudança do Clima
RoM: *Run of Mine*
SAG: *Semi-autogenous Mill* ou Moinho Semi-autógeno
SIN: Sistema Interligado Nacional do Brasil
USD: *United States Dollar* ou Dólar dos Estados Unidos
WSA: *World Steel Association*

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos latinos

- \dot{A} : Capacidade básica (tonelada de *undersize* / área superficial da peneira) [t/hm²]
 AA : Área aberta da peneira [%]
 A_i : Índice de abrasão de Bond [g]
 A_{cm} : Área superficial do corpo moedor exposto ao desgaste [m²]
 $A_{ajustada}$: Capacidade ajustada [t/hm²]
 A_0, A_1, A_2, A_3, A_4 : Coeficientes de regressão do modelo do Britador de Whiten
 A : Fator de escalonamento adimensional para um britador específico, obtida por regressão
 \bar{A} : Área total aberta [m²]
 a_{ij} : Função quebra do Modelo de Mistura Perfeita
 A^* : Parâmetro da função quebra determinado por ensaio DWT
 a : Função quebra combinada para modelagem de SAG/AG
 a_{BE} : Função quebra de baixa energia para modelagem de SAG/AG
 a_{AE} : Função quebra de alta energia para modelagem de SAG/AG
 B_{ij} : Função quebra cumulativa
 B_{ij}^* : Função quebra cumulativa normalizada
 b_{ij} : Função quebra fracionária
 \dot{B} : Fator de capacidade adimensional associado à quantidade de *oversize* na alimentação
 B : Matriz triangular inferior que dá a distribuição relativa de cada fração de tamanho após quebra, ou matriz de distribuição de quebra, ou função quebra
 $B_0, B_1, B_2, B_3, B_4, B_5$: Coeficientes de regressão do modelo do Britador de Whiten
 b^* : Parâmetro da função quebra determinado por ensaio DWT
 $CO_{2_{eq}}$: Emissões de CO₂ equivalentes [Gt, Mt ou t]
 Cm : Consumo de cerâmica no moinho [t]
 \dot{C} : Fator de capacidade adimensional associado à quantidade de tamanho mediano na alimentação
 $c(d_p)$: Função de classificação real
 c : Partição de água para o produto fino [%]
 C_v : Fração volumétrica de sólidos polpa de alimentação
 C_v^P : Percentagem de sólidos (em volume) na alimentação do hidrociclone

C : Matriz diagonal que descreve a proporção de partículas que entra na região de quebra em cada intervalo de tamanho selecionado, matriz classificação ou função classificação

C_i : Função classificação para o tamanho i

CSS : Abertura em posição fechada do britador [mm]

c_{HPGR} : Fator de correção da vazão mássica no modelo de HPGR

C_S : Percentagem de velocidade crítica (55 – 80%)

C_1, C_2, C_3, C_4 : Fatores de correção para estimação do tempo de vida útil do revestimento em um britador

D_i : Tamanho da peneira na classe i [mm]

d_i : Tamanho de partícula representativo da classe i [mm]

d_0 : Parâmetro do modelo de distribuição de energia de fratura [J/kg]

d_b : Diâmetro de bola [mm]

d_{bMAX} : Diâmetro de bola máximo [mm]

d^R : Diâmetro de bola de recarga [mm]

\hat{D} : Fator de capacidade adimensional associado à posição do deque

d_w : Diâmetro do fio da tela [mm]

d_{50} : Diâmetro de corte, ou tamanho de partícula no qual a curva $c(d_p) = 0,5$

d_{50c} : Diâmetro de corte corrigido, ou tamanho de partícula no qual a curva $e(d_p) = 0,5$

d_p : Tamanho de partícula

$d_{p1}, d_{p1}, d_{p1}, d_{p1}$: Nós que definem a curva r/d_{MP}^* para moinhos de bolas com base no Modelo de Mistura Perfeita

D_{CY} : Diâmetro do hidrociclone

D_{OV} : Diâmetro do *vortex finder*

D_{IN} : Diâmetro de entrada do hidrociclone

D_{UN} : Diâmetro do *apex*

D_0, D_1, D_2, D_3 : Coeficientes de regressão do modelo do Britador de Whiten

D_R : Diâmetro do rolo [m]

D : Diâmetro do moinho [m]

$d_{i,MP}$: Taxa de descarga do Modelo de Mistura Perfeita [h^{-1}]

$d_{i,MP}^*$: Taxa de descarga normalizada

$d_{m,MP}$: Máxima taxa de descarga através da grelha [h^{-1}]

D_B : Fator de escalonamento do diâmetro de bola = $\ln(\text{diâmetro de bola simulado}/90)$

d_{crit} : Parâmetro da função seleção

E : Consumo energético por unidade de massa

$E_{k,m}$: Energia específica de impacto
 E_f : Energia específica de fratura da partícula [J/kg]
 $E_k^{(j)}$: Energia específica de impacto no intervalo de tamanho j [J/kg]
 E_{50j} : Energia específica de fratura média das partículas corrigida [J/kg]
 E'_{50j} : Energia específica de fratura média das partículas no intervalo de tamanho j
 E^* : Energia relativa de impacto
 E_∞ : Parâmetro do modelo de distribuição de energia de fratura [J/kg]
 E_t : Energia específica de impacto total consumida após j impactos
 E_{dir} : Energia direta [kW/t]
 E_{ind} : Energia Indireta [kW/t]
 E_{TOTAL} : Energia total [kW/t]
 E_m : Consumo de aço no moinho ou britador [t]
 $E_{aço}$: Energia necessária para produzir 1 tonelada de aço [kWh/t]
 $E_{cerâmica}$: Energia necessária para produzir 1 tonelada de cerâmica [kWh/t]
 E_c : Energia consumida [kWh]
 \dot{E} : Fator de capacidade adimensional associado à variação por peneiramento a úmido
 $e(d_p)$: Função de classificação ideal ou corrigida
 E_{oa} : Curva de partição real para o *overflow*
 E_{oc} : Curva de partição corrigida (ideal) para o *overflow*
 E_{ua} : Curva de partição real para o *underflow*
 E_{uc} : Curva de partição corrigida (ideal) para o *underflow*
 ET : Movimento do excêntrico [mm]
 $E_{cs_{t_{10}i}}$: Energia específica de cominuição dependente de t_{10} , para o tamanho i [kWh/t]
 E_{cs} : Energia específica de cominuição [kWh/t]
 $E_{total,dir}$: Energia específica direta total do circuito de cominuição
 $E_{total,ind}$: Energia específica indireta total do circuito de cominuição
 $F80$: Tamanho de partícula da alimentação, no qual o 80% do material é passante
 $F80_o$: Tamanho ótimo de alimentação para moinhos de bolas, usado para calcular fator de eficiência de Rowland [mm]
 $F_j(E_f)$: Distribuição acumulada de energia específica de fratura de partículas no intervalo de tamanho j
 $F_i(E_k)$: Probabilidade de uma partícula na classe de tamanhos i fraturar quando sujeita a uma energia de impacto E_k
 f_v : Fração volumétrica de vazios nos interstícios
 FE : Fator de emissão de GEE [t CO₂/kWh]

\hat{F} : Fator de capacidade adimensional associado à variação por densidade aparente do material
 F_1, F_2, F_3, F_4 : Parâmetros de calibração do modelo de Plitt
 f : Vetor que representa a vazão mássica na alimentação em cada classe [t/h]
 f_i : Vazão mássica na alimentação, para o tamanho i [t/h]
 f_{HPGR} : Fração de material de alimentação que é submetida à quebra nas bordas
 f_p : Fração de área aberta da grelha associada aos *pebble ports*
 F : Vazão volumétrica de descarga do moinho, dividida pelo volume ativo do moinho
 FA, FB, FC, FD : Fatores de correção da capacidade do britador cônico
 g : Aceleração da gravidade (9,81 m/s²)
 \hat{G}_c : Fator de capacidade adimensional associado à quantidade de material próxima ao tamanho de abertura da peneira
 h : Altura de queda
 h_T : Abertura efetiva da peneira [mm]
 h_p : Abertura da peneira [mm]
 h_{HC} : Distância entre o *apex* e o final do *vortex finder* [cm]
 I : Matriz unitária ou matriz identidade
 j : Número de frações de tamanho
 J_{pg} : Fração grossa do volume do moinho ocupada pela polpa
 J_{max} : Máxima fração do *hold-up* da polpa na zona da carga moedora
 J_{po} : Fração ‘morta’ do volume do moinho que deve ser ocupada pela polpa
 J_p : Fração do volume do moinho ocupada pela polpa
 J_{pm} : Fração do *hold-up* da polpa nos interstícios da carga moedora
 J_{pt} : Fração do *hold-up* da polpa na piscina da polpa
 J_t : Fração do volume do moinho ocupada pela carga moedora (bolas e partículas grossas), incluindo os interstícios associados
 J_B : Fração volumétrica do moinho ocupado pelas bolas e vazios associados
 $K_{Rittinger}$: Constante da Lei da Cominuição de Rittinger
 K_{Kick} : Constante da Lei da Cominuição de Kick
 $k_{aço}$: Rigidez do aço [GPa]
 $k_{superfície}$: Rigidez da superfície [GPa]
 k_p : Rigidez da partícula [GPa]
 k_m : Constante cinética de desgaste [kg/(hm²)]
 k_d : Constante cinética de desgaste linear [mm/h]
 k_d^E : Constante cinética de desgaste específica [μm/(kWh/t)]

K : Fator de carregamento da peneira
 $K_{Q1}, K_{Q0}, K_{D1}, K_{D0}, K_{W1}, K_{V1}$: Parâmetros do modelo de Nageswararao
 k_{HC} : Expoente hidrodinâmico
 K_1, K_2, K_3 : Parâmetros do Modelo do Britador de Whiten
 $K_{1p,HPGR}, K_{2p,HPGR}, K_{3p,HPGR}$: Parâmetros do modelo de HPGR para a zona de pré-britagem
 $K_{1e,HPGR}, K_{2e,HPGR}, K_{3e,HPGR}$: Parâmetros do modelo de HPGR para a zona de efeito das bordas
 $K_{1h,HPGR}, K_{2h,HPGR}, K_{3h,HPGR}$: Parâmetros do modelo de HPGR para a zona de compressão
 $K_{p(bordas)}$: Coeficiente de potência na zona das bordas
 $K_{p(compressão)}$: Coeficiente de potência na zona de compressão
 k_{ij} : coeficientes de regressão para estimar os nós que descrevem a distribuição da taxa de quebra em moinhos SAG/AG
 \bar{K} : Fator de taxa de quebra máximo
 K' : Fator para estimar o diâmetro de bola máximo, que depende do tipo de moinho
 L_{CY} : Comprimento da seção cilíndrica do hidrociclone [m]
 $LLen$: Comprimento do revestimento [mm]
 LHr : Idade do revestimento [h]
 LHr_{ref} : Idade do revestimento padrão [h]
 L_R : Comprimento do rolo [m]
 L : *Hold-up* do moinho, ou fração volumétrica do moinho ocupada pelo material de tamanho menor à abertura da grelha
 L_{MT} : Comprimento do moinho [m]
 LF : Fração volumétrica do moinho ocupada pela carga após *grind out* (0,30 – 0,45)
 m_b : Massa da esfera de impacto
 m_p : Massa da partícula
 m_{cm} : Massa do corpo moedor [kg]
 m : Nitidez da classificação
 m_1, m_2 : Constantes do modelo empírico de transferência de massa
 m_i : Fração mássica de partículas contidas na classe i
 N : Número total de estágios hipotéticos de quebra e classificação necessários
 $n_l^{(j)}$: Número médio de impactos necessários para quebrar todas as partículas em uma fração de tamanho determinada
 N_m : Velocidade de rotação do moinho
 N_r : Velocidade de rotação do moinho no raio \bar{r}

P_{80} : Tamanho de partícula do produto, no qual o 80% do material é passante
 P_{95} : Tamanho de partícula do produto, no qual o 95% do material é passante
 p_1 : Malha de separação do teste de Bond
 $P(p_1)$: Percentagem menor que a malha p_1 desejado no produto
 $p_i^{(n)}$: Fração mássica de tamanho i após o estágio de simulação n
 $P_i^{(j)}$: Passante acumulado no tamanho i resultante do estágio de impacto j
 P_b : Potência demandada pelas bolas [kW]
 pH : Potencial de hidrogênio, ou medida da acidez ou alcalinidade de uma solução
 P_m : Potência consumida pelo moinho ou britador [kW]
 $\bar{P}^A(h_T)$: Fração de material na alimentação da peneira, retida em h_T
 $P^A(h_T)$: Fração mássica da alimentação da peneira menor ou igual a h_T
 $P^A(0.5h_T)$: Fração mássica da alimentação da peneira menor ou igual a $0,5h_T$
 $P^A(1.25h_T)$: Fração mássica da alimentação da peneira menor ou igual a $1,25h_T$
 $P^A(0.75h_T)$: Fração mássica da alimentação da peneira menor ou igual a $0,75h_T$
 $p_i^A(d_p)$: Distribuição de tamanhos de partícula da alimentação da peneira
 $p_i^U(d_p)$: Distribuição de tamanhos de partícula do *undersize* da peneira
 $p_i^O(d_p)$: Distribuição de tamanhos de partícula do *oversize* da peneira
 P_{IN} : Pressão de alimentação do hidrociclone [kPa]
 p : Vetor que representa a vazão mássica no produto em cada classe [t/h]
 p_i : Vazão mássica no produto, para o tamanho i [t/h]
 \dot{P}_c : Potência total consumida pelo britador [kW]
 \dot{P}_p : Potência teórica do britador, ou potência requerida pelo dispositivo de impacto de laboratório para atingir a mesma redução de tamanho [kW]
 \dot{P}_n : Potência consumida pelo britador sem carga [kW]
 $P_{sc,HPGR}$: Potência sem carga consumida pelo HPGR [kW]
 $P_{eixo,HPGR}$: Potência no eixo ou potência líquida consumida pelo HPGR [kW]
 $P_{total,HPGR}$: Potência total consumida pelo HPGR [kW]
 p_{X_m} : Vazão volumétrica da água e dos sólidos menores a X_m
 $P_{liq,MT}$: Potência líquida em moinhos de tambor
 $P_{sc,MT}$: Potência sem carga em moinhos de tambor
 Q_f : Vazão volumétrica de alimentação do hidrociclone [m³/h]
 Q_c : Vazão mássica do HPGR (calculada) [t/h]
 Q_m : Vazão mássica do HPGR (medida) [t/h]
 \bar{Q}_m : Vazão volumétrica através da zona da carga moedora [m³/h]
 \bar{Q}_t : Vazão volumétrica através da zona de piscina [m³/h]

Q : Vazão volumétrica de alimentação do moinho
 Q_{real} : Capacidade real do britador [t/h]
 Q_t : Capacidade nominal do britador dada pelas tabelas do fabricante [t/h]
 r : Constante adimensional do modelo de Holmes
 r^* : Razão de progressão geométrica de tamanhos de partícula
 R_f : Partição de água para o produto grosso [%]
 R_v : Recuperação volumétrica da polpa de alimentação para o *underflow* [%]
 r_i : Função seleção para o tamanho i
 r_n : Raio da fila mais externa das aberturas da grelha como uma fração do raio do moinho
 \bar{r} : Raio do moinho
 R_1, R_2, R_3, R_4, R_5 : Nós da distribuição da taxa de quebra para moinhos SAG/AG
 R_r : Razão de recirculação definida para a fração de material entre 20 e 4 mm
 r_M : Raio do moinho
 r_l : Raio da superfície da carga
 S : Posição do deque
 S_{HC} : Divisão da vazão volumétrica (vazão volumétrica no *underflow* dividida pela vazão volumétrica no *overflow*)
 s_{X_m} : Volume de água e sólidos menores a X_m no moinho
 s_i : Carga de partículas de tamanho i dentro do moinho [t]
 S_a : Fator de escalonamento rpm = \ln (rpm do moinho simulado / 23,6)
 S_b : Fator de escalonamento da fração de velocidade crítica = fração de velocidade crítica do moinho simulado / 0,75
 t_{10j} : Índice de quebra para cada intervalo de tamanho j
 t_{10max} : Parâmetro do modelo de função quebra de Tavares
 T : Volume de produção [t/h]
 T_h : Quantidade teórica de *undersize* que pode ser transmitida pela peneira [t/h]
 TPH : Vazão mássica de alimentação do britador em base seca [t/h]
 t_{10} : Índice de quebra (percentagem do material passante que representa 1/10 do tamanho de partícula original)
 t_n : Tamanho relativo ao tamanho de partícula inicial (percentagem de material gerado na quebra menor que o tamanho equivalente a $n\%$ do tamanho de partícula original)
 T_{10} : Parâmetro do Modelo do Britador de Whiten
 $t_{10p,HPGR}$: Parâmetro da função quebra para a zona de pré-britagem
 $t_{10e,HPGR}$: Parâmetro da função quebra para a zona de efeito das bordas

$t_{10h,HPGR}$: Parâmetro da função quebra para zona de compressão
 t_a : Parâmetro obtido por meio do ensaio de abrasão
 t_{BE} : Parâmetro t para baixa energia (quebra por atrição/abrasão)
 t_{AE} : Parâmetro t para alta energia (quebra por impacto)
 U : Velocidade periférica dos rolos [m/s]
 u : Velocidade periférica [m/s]
 U_v : Fração de interstícios da carga do moinho ocupada pela polpa
 V_{ap} : Volume aparente da carga de bolas do moinho [m³]
 W : Potência específica de um equipamento/circuito de cominuição industrial [kWh/t]
 W_i : Índice de Trabalho de Bond [kWh/t]
 $W_{i,o}$: Índice de trabalho operacional de Bond [kWh/t]
 W_b : Peso total da carga de bolas [t]
 W^A : Vazão mássica da alimentação da peneira [t/h]
 W^U : Vazão mássica do *undersize* da peneira [t/h]
 W^O : Vazão mássica do *oversize* da peneira [t/h]
 x : Vetor que representa a vazão mássica que entra no britador em cada fração de tamanho [t/h]
 x_i : Vazão mássica do britador na classe i [t/h]
 x_c : *Gap* crítico [m]
 x_g : *Gap* operacional [m]
 X_m : Tamanho de partícula que limita a função de classificação
 X_g : Abertura efetiva da grelha
 X_p : Abertura do *pebble port*
 $\overline{x_M}$: Tamanho de partícula que delimita o mecanismo de quebra no moinho de bolas
 Y : Módulo de elasticidade [GPa]

Símbolos gregos

- α : Parâmetro da função quebra normalizada
- $\dot{\alpha}$: Fração da alimentação que sofre um curto-circuito para o produto grosso
- α_{CE} : Parâmetro da curva de eficiência de Whiten
- $\alpha_0, \alpha_1, \alpha_2$: Parâmetros da função seleção
- $\beta_0, \beta_1, \beta_2$: Parâmetros da função quebra característicos do material
- γ : Posição radial média das aberturas da grelha (valor entre 0 e 1)
- Γ : Fator de divisão específico do minério
- η : Parâmetro do modelo de função quebra de Tavares
- η_{HC} : Viscosidade do líquido [cP]
- θ : Ângulo de inclinação do deque [radianos]
- θ_{HC} : Ângulo do cone [°]
- θ_S : Posição angular do ombro (*shoulder*)
- θ_T : Posição angular do pé (*toe*)
- λ_R : Parâmetro que quantifica a precisão de separação
- μ : Razão de Poisson
- ρ_b : Densidade do corpo moedor [g/cm³]
- ρ_e : Densidade ou gravidade específica do minério [g/cm³ ou t/m³]
- ρ_a : Densidade aparente do minério [g/cm³ ou t/m³]
- ρ_A : Densidade aparente do minério [kg/m³]
- ρ_p : Densidade da polpa de alimentação do hidrociclone [g/cm³ ou t/m³]
- ρ_g : Densidade dos flocos [g/cm³ ou t/m³]
- ρ_c : Densidade aparente do minério de alimentação [g/cm³ ou t/m³]
- ρ_{cm} : Densidade da carga do moinho
- σ_E^2 : Variância da distribuição Log-normal de energias de fratura
- τ_{HPGR} : Torque no eixo [Nm]
- τ : Tempo de residência médio das partículas dentro do moinho
- \emptyset : Parâmetro do modelo de distribuição de energia de fratura [J/kg]
- ϕ : Fração da velocidade crítica do moinho
- Ω_E : Taxa de desgaste específica [lb/kWh ou g/kWh]
- Ω_t : Taxa de desgaste do corpo moedor [kg/h]
- Ω_M : Taxa de desgaste específica em função do material processado [g/t]

1. INTRODUÇÃO

Segundo as mais recentes projeções do consumo energético no mundo, reportadas pela International Energy Authority (IEA), estima-se que entre o 2007 e 2030 as demandas de energia terão um aumento de 40%. O rápido crescimento populacional e o avanço nas atividades econômicas dos países em desenvolvimento são fatores que influenciam esta tendência (Batterham, 2011). Nesse sentido, o setor industrial em geral está sendo fortemente pressionado para reduzir o consumo energético e as emissões de Gases de Efeito Estufa (GEE), e melhorar a sustentabilidade global de suas operações. Em resposta a isto, na indústria mineral vêm sendo desenvolvidas estratégias visando o aumento da eficiência energética na produção de metais primários. Esta eficiência energética é definida como a proporção da energia total fornecida ao sistema (processo ou equipamento) que é consumida de forma útil. No caso da cominuição de minérios, essa energia útil está associada àquela usada na quebra de partículas (Norgate e Jahanshahi, 2011, Fuerstenau e Abouzeid, 2002).

É comumente aceito (Norgate e Jahanshahi, 2011, Daniel *et al.*, 2010) que da ordem de 70% da energia usada nos circuitos de processamento mineral é gasta na cominuição dos minérios; além disso, estima-se que a cominuição consome entre 2 e 3% da energia total no mundo (Batterham, 2011). Isso se torna mais crítico considerando que as etapas de britagem e moagem apresentam eficiências energéticas que variam consideravelmente; para esta última têm sido reportados valores tão baixos quanto 1% (Norgate e Haque, 2010, Fuerstenau e Abouzeid, 2002).

Quando a energia fornecida aos equipamentos de cominuição é produzida a partir de hidrocarbonetos como petróleo, gás ou carvão tem-se a geração de uma grande quantidade de GEE. Além disso, ainda que a fonte energética não esteja baseada em hidrocarbonetos, outra classe de energia é demandada em grande proporção na cominuição de minérios, dependendo da rota de processamento e do tipo de tecnologia adotada (Musa e Morrison, 2009, Daniel *et al.*, 2010, Pokrajcic *et al.*, 2010). Essa energia é chamada de energia indireta e está associada ao consumo de materiais de desgaste como corpos moedores e revestimentos, os quais geram GEE

durante o seu processo de fabricação, sobretudo quando são compostos por aço e ligas ferrosas.

O Brasil é um dos maiores produtores mundiais de minério de ferro, principal matéria prima usada na fabricação de aço. As reservas de minério de ferro no Brasil alcançam 29 bilhões de toneladas, situando o país em segundo lugar em relação às reservas mundiais (IBRAM, 2012). O conteúdo de ferro nessas reservas apresenta variabilidade dependendo da região; assim, existem minérios denominados de "Hematitas" (com teores da ordem de 60% de ferro), predominantes no Estado de Pará, e "Itabiritos" (com teores, em geral, de até 50% de ferro), predominantes na região de Minas Gerais. A crescente demanda por ferro e aço no mundo tem resultado em incremento na extração desses minérios de forma considerável nos últimos anos. A China é o grande comprador de minério de ferro, demandando mais do 45% das exportações totais do minério de ferro brasileiro. É previsto que até 2020 a China importe do Brasil pelo menos 400 milhões de toneladas por ano (IBRAM, 2012).

A VALE S.A. destaca-se como a principal empresa produtora de minério de ferro do Brasil, com 84,5% da produção nacional (IBRAM, 2012). A maior operação da VALE S.A. encontra-se no complexo minerador de Carajás (Pará), onde o minério possui a maior qualidade do mundo, com teores médios de 67% de ferro. Neste complexo, devido ao alto teor do minério e à grande quantidade de finos naturais contidos nele, o processo de beneficiamento adotado tem sido relativamente simples ao longo dos anos, requerendo poucas etapas de cominuição e classificação para a obtenção de produtos granulados que podem ser destinados diretamente aos altos fornos da indústria siderúrgica, ou também produtos mais finos que servem de alimentação aos processos de sinterização e pelotização. Entretanto, com o passar dos anos, minérios de ferro de alto teor estão se tornando cada vez mais escassos. Assim, novos projetos de expansão da VALE S.A. para o beneficiamento de minérios de ferro de baixo teor (40% de ferro) estão sendo desenvolvidos. Devido ao baixo teor de ferro e à presença de grandes proporções de sílica como principal contaminante, o beneficiamento dos minérios itabiríticos é mais complexo do que dos minérios hematíticos, sendo necessárias etapas adicionais de moagem, e concentração normalmente realizada por flotação. Para estes tipos de minérios, tem sido estabelecida a especificação de granulometria adequada para flotação em um valor aproximado de 95% passante em 150 micrômetros (Powell e Tavares, 2010).

De acordo com Lima *et al.* (2012), novas rotas de cominuição e concentração de itabiritos têm sido avaliadas nos últimos anos. Os resultados dessas avaliações destacam a necessidade de aplicação da moagem para viabilizar o aproveitamento dos itabiritos com baixos teores de ferro e baixos graus de liberação entre os minerais de ferro e os minerais de ganga. Assim, a moagem deverá passar a ser uma operação amplamente utilizada na maioria das usinas de beneficiamento desses tipos de minério nos próximos anos. Essas avaliações também têm mostrado que o consumo de corpos moedores será um dos principais itens de custo das futuras usinas. Portanto, pode-se dizer que o beneficiamento de minérios itabiríticos implica em uma maior demanda energética direta e indireta quando comparado ao dos minérios hematíticos ou de alto teor de ferro. Assim, torna-se necessário avaliar novas tecnologias de cominuição e rotas de processamento que sejam mais eficientes, sobretudo no desenvolvimento de projetos de expansão de usinas existentes e/ou em novos projetos de aproveitamento de itabiritos.

Um estudo recente realizado no Julius Kruttschnitt Mineral Research Centre (JKMRC) da University of Queensland, mostrou que é possível diminuir em uma grande proporção o uso de energia na cominuição de minérios através de uma otimização no projeto de circuitos de beneficiamento e da melhora na disposição de equipamentos da usina (Batterham, 2011). Alguns autores (Batterham, 2011, Rosario *et al.*, 2011, Daniel *et al.*, 2010, Sinnott *et al.*, 2006, Tavares, 2005a) afirmam que o uso de tecnologias como o Moinho de Rolos de Alta Pressão (HPGR) ou de moinhos atritores (*Stirred Mill*) pode contribuir na redução do consumo energético dos circuitos de beneficiamento, quando comparados com as tecnologias convencionais. Essas tecnologias, bem como outras menos recentes como a moagem autógena (AG) e semi-autógena (SAG) ainda não foram aplicadas no beneficiamento de minérios de ferro itabiríticos brasileiros, apesar de terem sido amplamente empregadas ao redor do mundo no processamento de vários tipos de minérios. Porém, alguns testes de laboratório e estudos realizados em escala piloto apontam para a viabilidade da aplicação dessas tecnologias para o beneficiamento de minérios itabiríticos.

A eficiência energética é um componente importante da sustentabilidade de operações industriais. Porém, a sustentabilidade de operações de beneficiamento mineral deve ser analisada em um contexto mais amplo. De fato, a adoção de estratégias de sustentabilidade nas operações de beneficiamento de minérios requer o uso de ferramentas de análise adequadas. Uma das abordagens mais usadas pelas empresas para este propósito é a metodologia de Análise do Ciclo de Vida (ACV), que

permite identificar e quantificar os impactos ambientais dos processos. Desta forma, diferentes alternativas de processamento de um minério específico podem ser analisadas e comparadas, visando encontrar a rota mais eco-eficiente, em termos de minimizar a utilização de insumos (água, energia, materiais de desgaste) e o impacto ambiental (emissões de GEE), o que, por sua vez, pode implicar na redução de custos operacionais.

Tendo em vista a importância do minério de ferro na indústria brasileira, e os esforços mundiais orientados no sentido de reduzir o consumo energético e a geração de GEE das operações industriais, o presente estudo visa desenvolver uma metodologia para comparar diferentes rotas de beneficiamento de um minério de ferro itabirítico da VALE S.A.

2. OBJETIVOS

OBJETIVO GERAL

Desenvolver uma metodologia para comparação de rotas de beneficiamento de um minério de ferro itabirítico da VALE S.A., aplicando conceitos de sustentabilidade e eficiência energética baseada no consumo energético mínimo teórico.

OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Estabelecer uma base de dados com informações referentes à caracterização do minério em estudo, bem como informações de ensaios em bancada e piloto.

Estabelecer fluxogramas alternativos de beneficiamento de um minério de ferro itabirítico e realizar simulações dos circuitos industriais propostos usando ferramentas computacionais apropriadas.

Incorporar o conceito de sustentabilidade no beneficiamento de minérios brasileiros, fazendo uso da ferramenta de ACV, comparando o desempenho das diferentes rotas de processo com base em indicadores de Inventário de Ciclo de Vida (ICV).

Estimar e comparar a Eco-eficiência Energética de diferentes rotas de processo, com base em estimativas do consumo energético global (direto e indireto), usando como critério base de comparação a energia mínima teórica de cominuição, conforme a metodologia proposta por Tavares (2004).

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. EQUIPAMENTOS DE COMINUIÇÃO

A cominuição representa a primeira etapa do processamento mineral após a lavra do minério. Ela visa liberar os minerais valiosos dos minerais de ganga no caso de um material heterogêneo, ou a redução do bloco de rocha até um tamanho adequado à sua utilização. Em alguns casos, a cominuição também pode ser utilizada para facilitar o transporte do minério desde a mina até a usina de processamento (Tavares, 2005b).

Têm sido desenvolvidas algumas tecnologias inovadoras de cominuição, mas a indústria de mineração tem sido relativamente conservadora em sua adoção. Porém, a necessidade de tratar minérios refratários (que são cada vez mais comuns), de forma eficiente e com baixo custo, faz com que a aplicação de novos métodos seja cada vez mais importante (Wills, 1990).

A cominuição na indústria é normalmente dividida nas etapas de britagem e moagem. Britagem é o processo de redução de tamanho do material em partículas mais grosseiras (tipicamente tamanhos maiores que 5 mm). A eficiência de britagem na mineração depende de uma série de fatores, incluindo a eficiência dos processos anteriores (fragmentação da rocha) e que, por sua vez, têm um efeito significativo sobre os processos subsequentes (moagem, classificação e/ou concentração). Moagem é o processo de redução de tamanho do material em partículas finas, geralmente abaixo de 0,1 mm. As usinas de beneficiamento de minérios podem incluir comumente britadores primários, secundários e terciários, moinhos SAG/AG, moinhos de bolas ou de barras (Norgate e Haque, 2010). Esta seção irá discutir algumas das principais tecnologias usadas na britagem e moagem de minérios.

3.1.1 Britagem

Esta operação é quase sempre realizada a seco, em múltiplos estágios. São vários os tipos de britadores utilizados na indústria, cuja aplicabilidade depende do tipo de material, da capacidade, e da razão de redução desejada. A Tabela 1 resume alguns dados utilizados como critério de seleção para uma determinação preliminar do tipo de britador adequado a uma aplicação.

Tabela 1. Critérios de seleção para britadores (Varela, 2011)

Tipo de britador	Máxima relação de redução	Resistência à compressão [MPa]	Teor de Sílica [%]	Umidade [%]
Britador de Martelo de 1 ou 2 eixos	1 : 50 (1 : 100)	< 200	< 3 – 8	< 15 – 20
Britador de Impacto	1 : 15 (1 : 60)	< 300	< 12	< 8
Britador Cônico	1 : 4	< 400	ilimitado	< 8
Britador de Rolos	1 : 4	< 180	< 10	< 30
Britador Sizer	1 : 4 (1 : 6)	< 130	< 10	< 30 (15)
Britador de Mandíbulas de 1 ou 2 eixos	1 : 6	< 250 (500)	< 30 ilimitado	< 10
Britador Giratório tipo Mandíbula	1 : 7 (1 : 10)	< 400 (300)	ilimitado	< 5

A britagem consiste da quebra de material principalmente pela ação de esforços compressivos, aplicados através do movimento periódico de aproximação e afastamento de uma superfície móvel contra outra fixa, e do impacto, resultante da projeção de partículas contra elementos do britador ou do revestimento. Assim, britadores podem ser classificados conforme o mecanismo predominante usado, seja ele a compressão ou o impacto. É comum denominar a primeira etapa de britagem como britagem primária e as etapas subsequentes como rebitagem ou britagem secundária, terciária, e assim por diante (Tavares, 2005b).

3.1.1.1 Britadores Primários

São máquinas muito robustas, usadas para reduzir blocos provenientes da mina até uma granulometria adequada ao transporte e alimentação aos britadores secundários. Eles sempre são operados em circuito aberto, com ou sem grelhas escalpadoras. Britadores de mandíbulas e giratórios são os principais tipos de britadores usados na britagem primária de minérios (Tavares, 2005b).

Os britadores de mandíbulas encontram aplicações principalmente em usinas de baixa e média capacidade. A britagem é realizada a seco e razões de redução entre 2 e 3 são normalmente atingidas. Eles consistem basicamente de uma mandíbula fixa e uma móvel ligada ao excêntrico, que produz o movimento de aproximação e afastamento entre elas. Desta maneira, o bloco de rocha alimentado à boca do britador realiza um movimento descendente à medida que é sujeito à compressão que causa a quebra sucessiva do material. Britadores de mandíbulas são classificados de acordo com o movimento da mandíbula móvel (ou, alternativamente, pelo número de alavancas) (Tavares, 2005b). Assim, têm-se britadores de um eixo e dois eixos (tipo Blake, Figura 1). Nos britadores de dois eixos, a mandíbula móvel realiza movimento pendular, enquanto que os de um eixo têm movimento elíptico. Em termos de custos

de capital, britadores de dois eixos são cerca de 50% mais caros do que aqueles de um eixo, sendo indicados para materiais mais abrasivos e de difícil fragmentação (Figueira *et al.*, 2004).

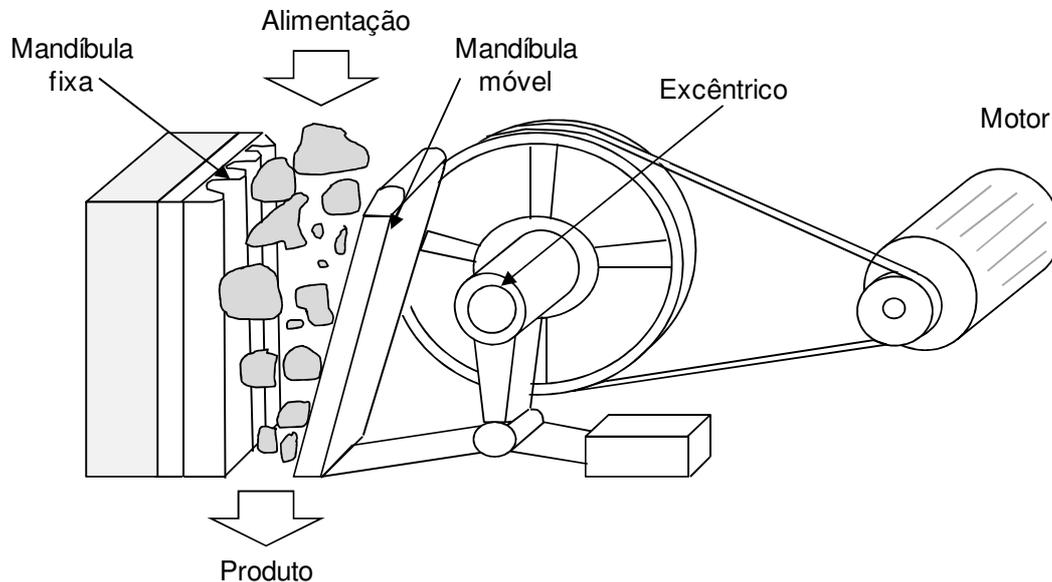


Figura 1. Britador de mandíbulas tipo Blake (adaptado de: Gupta e Yan, 2006)

O britador giratório consiste essencialmente de um longo eixo vertical que carrega um elemento cônico de aço de alta dureza, o qual é apoiado sobre uma luva excêntrica (Figura 2). O eixo é suspenso por uma estrutura chamada “aranha” e, à medida que é girado (entre 85 e 150 rpm), produz um movimento cônico dentro da câmara de britagem, como resultado da ação do excêntrico. Este movimento circular faz com que toda a área da carcaça seja utilizada na britagem, o que garante ao britador giratório uma capacidade superior de processamento, quando comparado ao britador de mandíbulas. Este britador tem baixo custo operacional e grande seção de alimentação (Tavares, 2005b, Figueira *et al.*, 2004).

Britadores giratórios atingem razões de redução tipicamente entre 3 e 4. Eles não exigem alimentação constante e, portanto, o uso de alimentadores, podendo ser alimentados diretamente por caminhões. O eixo do britador giratório é hidráulico, o que permite o controle automático da abertura de saída (APF). Isso é de grande importância no controle automático do processo (Tavares, 2005b).

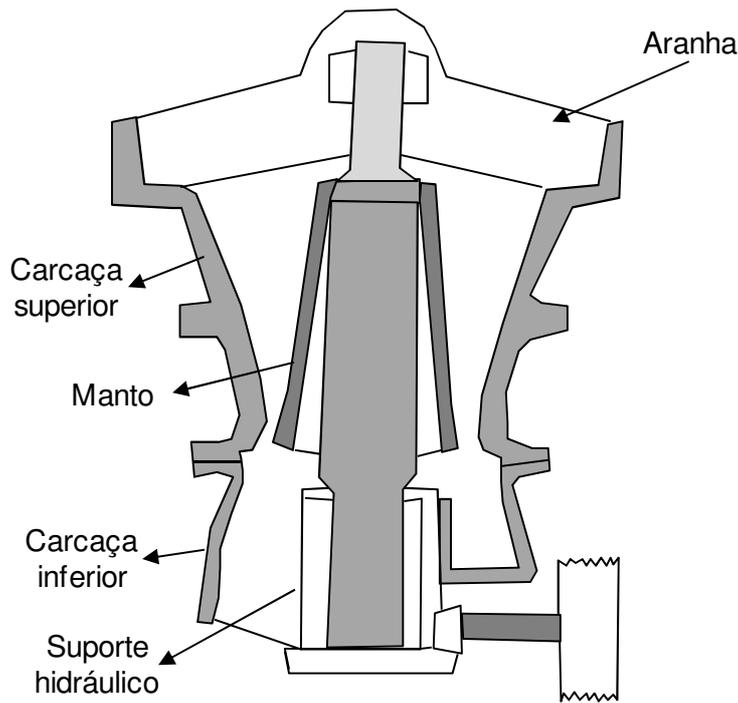


Figura 2. Britador giratório (adaptado de: Gupta e Yan, 2006)

3.1.1.2 Britadores Secundários e Terciários

Os britadores secundários são mais leves que os primários. Eles recebem o produto primário como alimentação, sendo que o tamanho máximo de alimentação normalmente é inferior a 15 cm de diâmetro. Estes britadores também operam a seco, e seu propósito é reduzir o minério até um tamanho adequado para moagem; em alguns casos é necessário um tratamento terciário antes que o material seja encaminhado para os moinhos (Wills e Napier-Munn, 2006).

O britador de rolos consiste de dois rolos de aço girando à mesma velocidade, em sentidos contrários, guardando entre si uma distância definida. São destinados a materiais friáveis ou de fácil fragmentação. A alimentação é feita lançando-se os blocos de minério entre os rolos cujo movimento faz com que os mesmos sejam forçados a passar pela distância fixada previamente por parafusos de ajuste (Figura 3). Esta ação promove a fragmentação dos blocos. Este tipo de britador possui uma forte limitação quanto à granulometria da alimentação, pois a mesma é limitada pela distância fixada entre os rolos e os diâmetros dos mesmos (Figueira *et al.*, 2004).

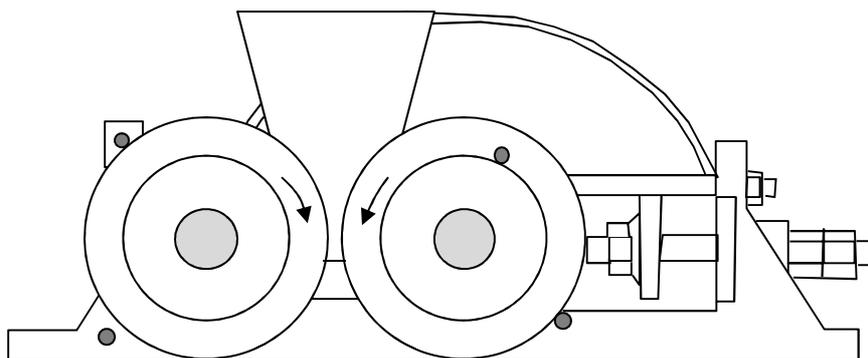


Figura 3. Britador de rolos (adaptado de: Wills e Napier-Munn, 2006)

Vários tipos de revestimentos de rolos são disponíveis: lisos, ondulados ou dentados, dependendo das características do material a ser britado. Britadores com rolos lisos são normalmente usados somente na britagem fina, enquanto na britagem grossa, rolos com superfícies corrugadas ou com dentes são mais comuns. Os dentes penetram na rocha, facilitando a cominuição de partículas grosseiras (Figueira *et al.*, 2004).

O britador tipo *sizer* consiste em dois eixos inseridos em uma câmara de britagem em estrutura parafusada ou soldada. Este britador possui duas variações: o tipo central, e o lateral, sendo a diferença relacionada com o sentido de rotação dos rolos. O tamanho e número de dentes também influenciam na sua aplicação. Em geral, na britagem primária utilizam-se dentes maiores (fator de 10:1 entre o diâmetro do eixo e altura do dente), espaçamento entre dentes maior e um número de dentes menor quando comparado com britagem secundária e/ou terciária.

O britador cônico possui o mesmo princípio de operação do britador giratório (Figura 2). Contrariamente ao que ocorre no britador giratório, no cônico, o manto e o cone apresentam longas superfícies paralelas, para garantir um tempo longo de retenção das partículas nessa região. No britador giratório, a descarga se dá pela ação da gravidade, enquanto que no cônico, a descarga é condicionada ao movimento do cone. O movimento vertical do cone, para cima e para baixo, controla a abertura de saída, para tal, utilizam-se dispositivos hidráulicos (Figueira *et al.*, 2004).

O britador Rhodax[®] é um tipo especial de britador cônico (Figura 4), conhecido também como britador inercial a cone. Foi desenvolvido no Centro de Pesquisa FCB, na França. Este equipamento possui algumas vantagens com respeito aos britadores cônicos convencionais, e o seu princípio de funcionamento é baseado na britagem por

compressão inter-particular. O equipamento consiste em uma estrutura que suporta um cone e um anel móvel, e um conjunto de uniões rígidas formando um conjunto de laços entre as duas partes. A estrutura é suportada em suspensões elásticas que isolam o ambiente de tensões dinâmicas criadas pela ação de britagem; também contém um eixo central fixo. O cone é montado neste eixo e pode girar livremente. Um conjunto de massas desbalanceadas transmite uma força de fragmentação controlada ao anel quando elas giram (Wills e Napier-Munn, 2006).

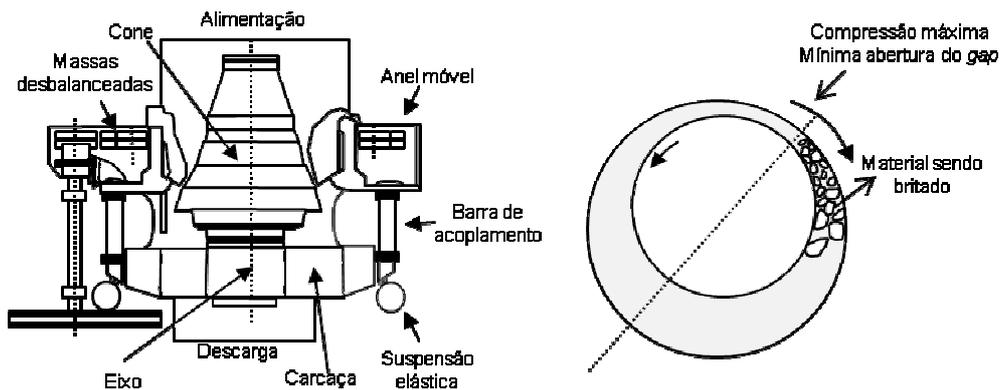


Figura 4. Esquema do britador Rhodax[®] (adaptado de: Wills e Napier-Munn, 2006)

O Rhodax[®] pode atingir razões de redução que variam de 4 a mais de 30 em circuito aberto. Uma das principais vantagens deste britador é a independência da distribuição de tamanho do produto com respeito à abertura e ao desgaste; nos britadores convencionais, por exemplo, existem problemas de variabilidade na qualidade do produto, causados pelo desgaste (Wills e Napier-Munn, 2006).

Dentro dos britadores de impacto de eixo horizontal (*Horizontal Shaft Impactors*) estão o britador de impacto e o britador de martelos. Em britadores de impacto e martelos a quebra se dá, predominantemente, por impacto contra os elementos do britador. A fragmentação da rocha também se dá pela sua projeção contra o revestimento e a grade do equipamento e, se necessário, pela abrasão do mesmo contra a grade. A denominação de “moinho de martelos” é normalmente reservada a equipamentos que apresentam grades de descarga, nos quais o material grosseiro é recirculado dentro da câmara de britagem até que seja cominuído a uma granulometria inferior à abertura da grelha. A granulometria do produto pode ser controlada pelo ajuste da rotação do eixo ou pelo espaçamento entre a ponta dos martelos e a grade. Aberturas da grade de até 3 mm ou 0,5 mm podem ser usadas. Entretanto, a cominuição de materiais com elevada umidade pode representar um problema devido ao entupimento da grade.

Equipamentos com capacidade de até 1.400 t/h encontram-se disponíveis para a britagem de produtos grosseiros (Tavares, 2005b).

Britadores de impacto e de martelos (Figura 5) são normalmente mais adequados à cominuição de materiais de baixa abrasividade, tais como calcário e carvão, e têm apenas limitada aplicação a materiais com média dureza. Esses britadores apresentam grande capacidade e permitem elevadas razões de redução com menor consumo de energia, produzindo partículas com formato isométrico e uma alta porcentagem de finos (Tavares, 2005b).

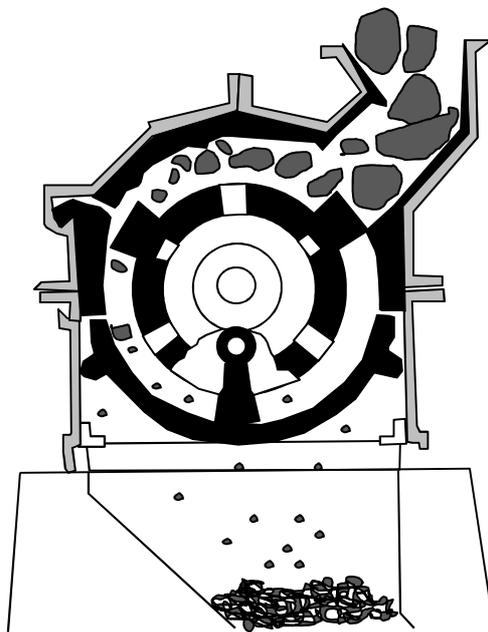


Figura 5. Britador de martelos (adaptado de: Wills e Napier-Munn, 2006)

O britador de impacto de eixo vertical (*Vertical Shaft Impact*) é conhecido como o equipamento capaz de produzir modificações nas partículas, dando-lhes formato cúbico ou arredondado. Essa forma das partículas é atribuída aos mecanismos que ocorrem no rotor e na câmara de britagem do britador: impacto, abrasão e atrição. Parte do material alimentado no britador vai para o interior de um rotor, que projeta esse material a altas velocidades contra as paredes da câmara revestida com o próprio material onde as partículas colidem entre si e são moídas. Em alguns modelos, como é o caso do britador BARMAC[®], parte do material ainda passa por fora do rotor, na forma de cascata e colide contra as partículas que passaram pelo interior do rotor, caracterizando-se como um processo autógeno de cominuição (Figueira *et al.*, 2004).

O britador de rolos de alta pressão, HPGR (*High-Pressure Grinding Rolls*), foi desenvolvido na década de 1980 pelo Prof. Klaus Schönert na Alemanha como resultado de estudos fundamentais do seu grupo na área de fratura de partículas individuais e em leitos. O HPGR é um equipamento de rolo duplo que é alimentado e operado de modo que um leito de partículas se forma entre os rolos produzindo uma pressão superior a 50 MPa (Figura 6). O produto deixa o HPGR sob a forma de uma torta ou flocos, cuja consistência irá depender do material. No HPGR um rolo é fixo e o outro é pressurizado (ou flutuante) de modo que ambos comprimem o leito de partículas (Tavares, 2005b).

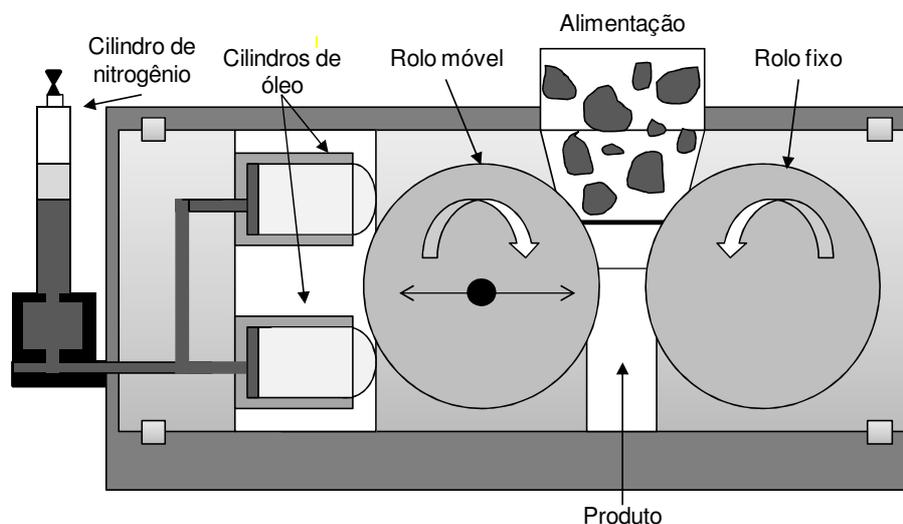


Figura 6. Britador de rolos de alta pressão (HPGR)

Inicialmente o HPGR encontrou grande aplicação na moagem de cimento na Europa, mas vem progressivamente encontrando maior aplicabilidade na indústria mineral, inclusive para rochas muito tenazes. Isto é, devido ao seu potencial para elevar a capacidade e reduzir o consumo energético. As altas tensões geradas no leito de partículas resultam em uma maior geração de finos em comparação à britagem convencional. Além disso, têm sido reportados alguns estudos que evidenciam a capacidade do HPGR de fragilizar diferentes tipos de materiais, entre eles minérios de estanho, clínquer dolomita e carvão (Tavares, 2005a).

3.1.2 Moagem

A moagem usualmente representa a última etapa dos processos de cominuição, na qual as partículas são quebradas pela ação dos mecanismos de impacto e abrasão. A moagem é normalmente realizada em recipientes cilíndricos, chamados moinhos

tubulares, nos quais partículas entre 5 e 250 mm são reduzidas até tamanhos entre 40 e 300 μm (Wills e Napier-Munn, 2006). Esses moinhos contêm corpos moedores, os quais são livres para se mover dentro do moinho, e assim produzir a cominuição do minério (Figura 7). A denominação do tipo de moinho depende do corpo moedor empregado; assim, existem moinhos de bolas, moinhos de barras, moinhos autógenos ou AG (o corpo moedor é o próprio minério) e moinhos semi-autógenos ou SAG (o corpo moedor é uma mistura de bolas e partículas do minério). O movimento dos corpos moedores dentro do cilindro é realizado pela ação rotativa, planetária, vibratória, ou ainda pela agitação (Tavares, 2005b).

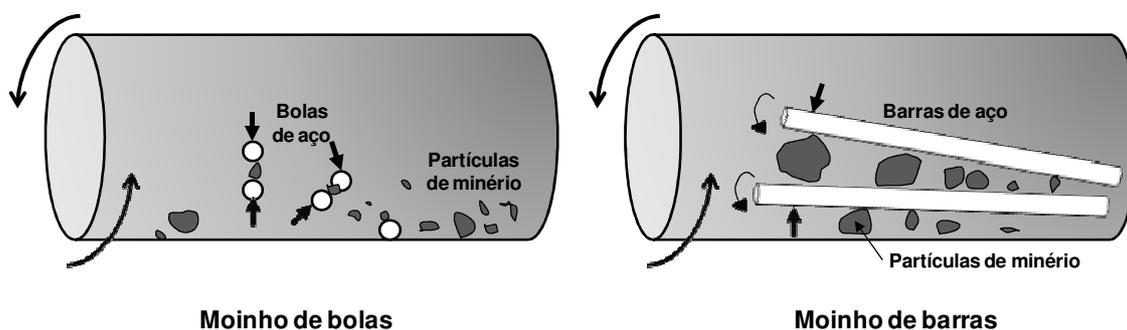


Figura 7. Representação do movimento da carga em moinhos tubulares (adaptado de: Gupta e Yan, 2006)

Estruturalmente, os moinhos tubulares são constituídos por uma carcaça cilíndrica (normalmente orientada com seu eixo na horizontal), revestida internamente com placas de aço e/ou borracha, e provida com uma carga de corpos moedores. O movimento relativo dos corpos moedores é determinado pela ação de tamboramento, a qual é muito influenciada pelo revestimento que é fixado dentro da carcaça do moinho. O revestimento tem os propósitos de proteger a carcaça do moinho do desgaste (uma vez que revestimentos podem ser substituídos) assim como prevenir o escorregamento dos corpos moedores e da polpa em relação à carcaça do moinho (o escorregamento irá consumir energia desnecessariamente) (Tavares, 2005b). O revestimento é feito de várias ligas metálicas ou borracha. São produzidas diferentes formas de revestimentos, cada uma delas aplicável ao tipo de corpo moedor, tamanho, material a processar (tenacidade, tamanho), velocidade de operação, etc. (Figueira *et al.*, 2004).

Como mencionado acima, os moinhos AG e SAG utilizam partículas do próprio minério como corpos moedores. Este tipo de equipamentos é comumente usado com minérios competentes; sua aplicabilidade para um minério específico é determinada por meio

da realização de ensaios em usina piloto. Caso o moinho autógeno apresente uma concentração de fragmentos de granulometria intermediária em seu produto, pode ser usada uma pequena carga de bolas (até 10 % do volume), transformando-se em moinho semi-autógeno. Moinhos AG e SAG têm seu uso principal no primeiro estágio da moagem em instalações que usam moinhos de bolas ou de seixos no segundo estágio. Atualmente, moinhos semi-autógenos competem diretamente com britadores (especialmente com os HPGR) na tarefa de realizar a britagem fina (que também poderia ser chamada de moagem grosseira) do minério. Algumas das vantagens da moagem SAG em comparação com britadores são: menos poeira, baixa intervenção de pessoal devido à automação, elevada capacidade unitária, mínimo de paradas não planejadas e menor custo de instalação (economia de escala) (Tavares, 2005b).

Em moinhos tubulares rotativos convencionais existem limites bem definidos com relação à sua capacidade de receber e transferir energia para os corpos moedores e, por conseguinte, às partículas. Enquanto um aumento da velocidade de rotação do moinho aumenta a potência transferida, este aumento não se dá indefinidamente, pois, eventualmente, a carga centrifugará e a potência transferida irá diminuir. Considerando estas limitações da moagem convencional, foram desenvolvidos os moinhos atritores (também chamados moinhos agitados, de torre e de pérolas, *bead mills*). Esses equipamentos, originalmente utilizados na limpeza superficial de materiais, foram utilizados na moagem somente a partir de 1948. Operam somente a úmido, e se encontram disponíveis com eixos horizontais e verticais. Eles consistem de um tanque cilíndrico estacionário dentro do qual um agitador gira a altas frequências, causando o cisalhamento dos corpos moedores e a suspensão, resultando em um fluxo turbulento dentro da câmara do moinho. A alimentação pode ser introduzida tanto pela base quanto pelo topo do tanque, sendo removida no outro extremo. Devido à menor granulometria dos corpos moedores que podem ser utilizados nesses moinhos, um separador é necessário para garantir que a polpa flua para fora do equipamento, sem que os corpos moedores deixem o tanque (Tavares, 2005b).

Moinhos atritores são diferenciados uns dos outros principalmente pelo formato do agitador que eles incorporam; em geral, pinos ou discos são usados. Um tipo diferente de agitador é usado em moinhos de torre (Figura 8). O agitador tem forma de um parafuso e consiste de uma hélice dupla, a qual imprime um movimento de agitação aos corpos moedores ao mesmo tempo em que os faz erguer e circulá-los dentro da câmara. O moinho de torre é amplamente utilizado na indústria mineral, normalmente

na moagem fina (até granulometrias de 20 a 35 μm), oferecendo um intervalo intermediário entre a escala onde o moinho de bolas é normalmente utilizado e o extremo grosseiro dos moinhos agitados. Isso se deve principalmente à limitação da velocidade máxima de rotação da hélice na forma de parafuso que é usada nesse tipo de moinho. Além da forma do agitador, o moinho de torre diferencia-se dos outros moinhos atritores por estar acoplado a um classificador. À medida que o material sedimenta, ele entra em contato com os corpos moedores, contra os quais sofre as ações da atrição e da abrasão. O material ultrafino é carregado com o fluido e sofre classificação hidráulica dentro do equipamento. O underflow do classificador é bombeado de volta para a parte inferior do moinho e é sujeito novamente à moagem. Algumas das vantagens deste moinho são o uso eficiente da energia, a minimização da sobremoagem e o baixo nível de ruído (Tavares, 2005b).

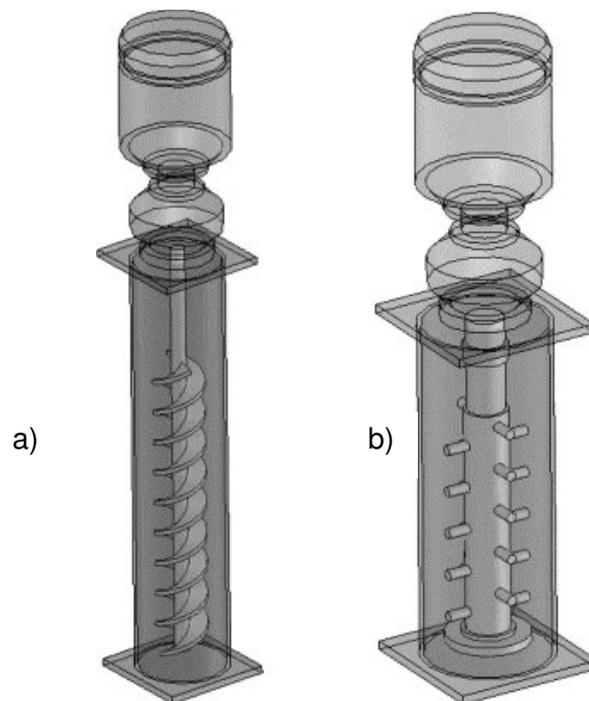


Figura 8. Representação esquemática de Moinhos Atritores Verticais a) Moinho de Torre; b) Moinho de pinos (Sinnott *et al.*, 2006)

A moagem convencional para tamanhos inferiores a 30 μm é altamente ineficiente devido a uma série de fatores, incluindo longos tempos de residência, taxas de quebra e razões de redução baixas, alto consumo de energia e de corpos moedores, bem como altos custos de investimento e manutenção. Além disso, as limitações de tamanho na alimentação associadas aos dispositivos atuais de moagem fina e ultrafina restringem sua aplicação a faixas estreitas de tamanho (Kelly *et al.*, 2010). O Isamill[®],

que foi inicialmente desenvolvido na Alemanha, é um tipo de moinho usado para moagem ultrafina em diversas usinas em várias partes do mundo, tendo sido originalmente empregado na moagem de minérios de zinco e chumbo na Austrália. O moinho é do tipo agitado e horizontal. Os projetos dos moinhos com agitação têm sido melhorados através do tempo, mas ainda consomem quantidades de energia relativamente altas. Alguns novos projetos estão sendo comercializados e poderia esperar-se que, no futuro, serão atingidas reduções significativas no consumo de energia, especialmente no moinho tipo KAD (Batterham, 2011).

O moinho KAD (Kelsey Axial Displacement), que foi introduzido por Kelly e Geraghty em 1999, resolve em certa forma as restrições operacionais da moagem ultrafina, fornecendo uma ampla faixa de tamanhos de alimentação, e dando flexibilidade entre os modos de operação (a seco ou a úmido). Além de diminuir custos eliminando a necessidade de corpos moedores, esta tecnologia poderia reduzir significativamente o consumo de energia e estabelecer um novo padrão para equipamentos de moagem, em relação à capacidade, impactos ambientais e custo. Seu funcionamento é baseado no princípio de geração de cisalhamento e fratura por meio da transferência de energia inter-particular. A quebra ocorre dentro de um leito de partículas comprimido no interior de uma câmara de moagem rotativa com deslocamento axial, sob a influência de campos de força altamente acelerados. A transferência de energia inter-particular ocorre devido a diferenciais de velocidade de partícula criados por discos que interceptam a massa em rotação (Kelly *et al.*, 2010).

Outro tipo de equipamento que poderia ajudar a reduzir o consumo energético é o moinho de rolos e anel Loesche® (*Vertical Roller Mill ou VRM*). Esta tecnologia foi inicialmente desenvolvida para a indústria do cimento, sendo atualmente amplamente aceita para este tipo de aplicação. Nos últimos 30 anos, estes equipamentos têm sido usados para outro tipo de materiais como cerâmicos e materiais de enchimento (fílers). Porém, para esses materiais tem sido reportado um problema inesperado de vibração instável durante a moagem, que poderia causar um dano mecânico ao equipamento se não for devidamente controlado (Fujita e Saito, 2006).

No moinho Loesche®, a cominuição de partículas ocorre em um espaço cheio de material entre a mesa plana de moagem rotativa e os rolos cônicos de moagem (Figura 9). A alimentação é carregada no centro da mesa plana e seu movimento é afetado pelas forças centrífugas e de atrito nas bordas da mesa. Os rolos estão ligados aos cilindros hidráulicos que fornecem as forças de moagem para a

cominuição do material. Potencialmente este tipo de moinho apresenta outras vantagens em comparação à moagem convencional. De modo geral, eles permitem a alimentação de material mais grosso (80-120 mm) se comparado ao moinho de bolas. Por outro lado, o equipamento permite o ajuste da pressão de moagem durante a operação; desta forma o moinho pode lidar com uma ampla gama de flutuações das propriedades da alimentação do moinho, por exemplo, distribuição granulométrica, dureza, umidade, etc. (Schaefer, 2001). Estes equipamentos podem operar em modo *airflow* ou também em modo *overflow*. No primeiro modo, o VRM é combinado com um classificador de alta eficiência em uma mesma unidade, ou seja, a classificação é realizada internamente no moinho. Nesta configuração, o minério é alimentado na câmara de moagem; o produto da moagem que sai da região entre a mesa e os rolos é suspenso na câmara da unidade; assim, o produto fino e médio da moagem é levantado pneumaticamente e enviado para o classificador, o qual separa os finos e permite recircular o material restante. No modo *overflow*, pelo contrário, o classificador é externo e não existe suspensão de sólidos na câmara de moagem do VTM; isso permite a instalação de um ventilador cuja compressão é mais baixa e, portanto, ajuda a melhorar a eficiência energética (Gerold *et al.*, 2012).

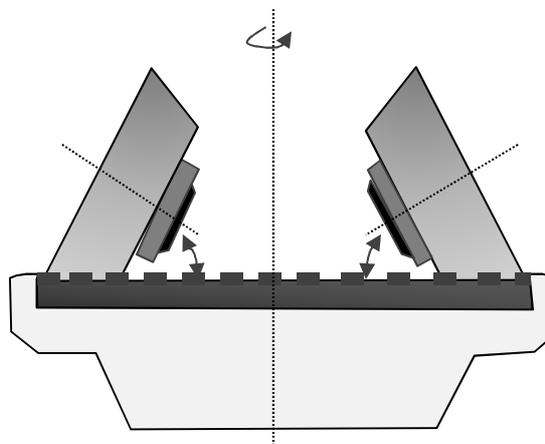


Figura 9. Princípio de cominuição nos moinhos de rolos e anel Loesche® (adaptado de: Gerold *et al.*, 2012)

O desgaste dos rolos cônicos e da mesa no VTM pode ser minimizado ajustando o ângulo entre essas superfícies. Por outro lado, uma redução ou eliminação das forças de cisalhamento resulta em uma diminuição da quantidade de ultrafinos gerados, além de uma redução no consumo energético específico e no desgaste específico; o impacto desses efeitos depende da resposta da estrutura do minério em relação às forças de cisalhamento (Gerold *et al.*, 2012).

3.2 EQUIPAMENTOS DE CLASSIFICAÇÃO

Equipamentos de cominuição requerem controlar de alguma forma o nível de redução de tamanho, a fim de obter um produto final com as características adequadas (grau de liberação, tamanho apropriado para um processo de beneficiamento específico, etc.). Nesse sentido, equipamentos de classificação tais como peneiras e hidrociclones são muito úteis. Eles exercem uma forte influência no desempenho do circuito de cominuição, pois determinam as cargas circulantes, a capacidade do circuito e a granulometria do produto final. Por outro lado, eles oferecem a possibilidade de mudar algumas características (abertura da peneira, adição de água aos hidrociclones, tamanho do *apex* ou do *vortex finder*, número de hidrociclones em operação), e, deste modo, realizar um impacto significativo no desempenho dos circuitos de cominuição. Isso contrasta com os equipamentos de cominuição, os quais oferecem possibilidades limitadas de modificação de suas características (parâmetros operacionais ou do equipamento) para propósitos de otimização (Napier-Munn *et al.*, 1996).

3.3 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE PROCESSOS DE COMINUIÇÃO

Historicamente, a modelagem dos processos de cominuição e a complexidade desses modelos têm sido dependentes dos avanços computacionais. Antes da existência das ferramentas de cálculo, os primeiros trabalhos que foram desenvolvidos na área de cominuição visaram obter uma melhor compreensão da quebra de partículas em equipamentos de britagem e moagem, correlacionando o consumo energético do equipamento de cominuição com o grau de redução de tamanho (usualmente um tamanho no qual uma determinada percentagem de material é passante, tipicamente 50, 80 ou 90%), ou também com a proporção de produto final gerado (Napier-Munn *et al.*, 1996).

Foi Rittinger, em 1867, o primeiro a propor que a nova área da superfície do minério produzida é proporcional ao consumo de energia na quebra, por meio da Equação 1.

$$E = K_{Rittinger} \left(\frac{1}{P_{80}} - \frac{1}{F_{80}} \right), P_{80} < F_{80} \quad \text{Eq. 1}$$

sendo E a energia por unidade de massa; P_{80} e F_{80} os tamanhos de partícula característicos do produto e da alimentação, respectivamente; tipicamente correspondendo a um tamanho de partícula onde o 80% do material é passante.

Por sua parte, Kick em 1883, considerou que o consumo energético era proporcional à razão de redução, de acordo com a seguinte expressão:

$$E = K_{Kick} \left(\ln \left(\frac{1}{P_{80}} \right) - \ln \left(\frac{1}{F_{80}} \right) \right) = K_{Kick} \ln \left(\frac{F_{80}}{P_{80}} \right) \quad \text{Eq. 2}$$

A diferença entre os resultados estimados pelos dois modelos descritos acima provocou uma grande discussão, que culminou no trabalho de Fred Bond, quem publicou no início da década dos 50, as conclusões de sua pesquisa. Bond argumentou que os modelos já mencionados têm uma incorreta interpretação da energia útil. Ele postulou o que seria conhecido como a Terceira Lei da Cominuição, expressa como:

$$E = 10W_i \left(\frac{1}{\sqrt{P_{80}}} - \frac{1}{\sqrt{F_{80}}} \right) \quad \text{Eq. 3}$$

na qual W_i é o índice de trabalho de Bond [kWh/t], definido como a energia por unidade de massa necessária para reduzir a alimentação de um tamanho infinito até um 80% passante em 100 μm ; sendo P_{80} e F_{80} dados em μm .

Holmes (1957, *apud* Kanda e Kotake, 2007) propôs uma modificação à Lei de Bond, substituindo o expoente de 0,5 por r na Equação 3.

$$E = 10W_i \left(\frac{1}{P_{80}^r} - \frac{1}{F_{80}^r} \right) \quad \text{Eq. 4}$$

Ele determinou valores de r para diferentes materiais, os quais variam entre 0,25 e 0,75 (Kanda e Kotake, 2007).

As relações empíricas estabelecidas pelos autores Kick, Rittinger e Bond, que são convencionalmente chamadas Leis de Cominuição, tornaram-se clássicas. Elas têm sido amplamente utilizadas na prática industrial para o cálculo da energia consumida pelos equipamentos de cominuição e no projeto de instalações. A Lei de Bond, que é

mais usada em cálculos de engenharia, tenta incorporar, de forma indireta, as leis de Rittinger e Kick, por meio de fatores de ajuste (Gorlov *et al.*, 2009).

Quando é lançado em gráfico o consumo energético específico em função do tamanho de partícula em escala logarítmica para cada uma das leis descritas acima, pode-se observar que elas são representadas por linhas retas cujos declives (m) correspondem a 0 para a Lei de Kick, -0,5 para a Lei de Bond e -1 para a Lei de Rittinger, cobrindo assim as faixas granulométricas para britagem e moagem convencional, de acordo com a Figura 10.

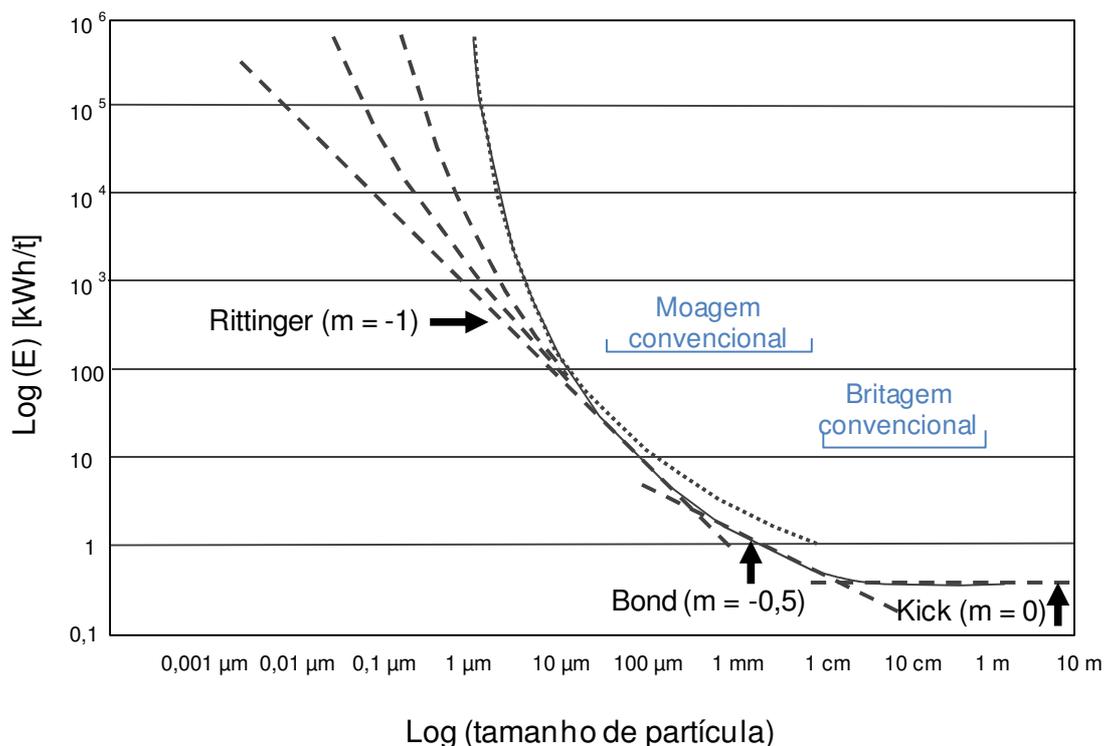


Figura 10. Energia específica em função do tamanho de partícula segundo as diferentes Leis da Cominuição (adaptado de: Hukki, 1962)

Hukki (1962), após revisar uma ampla faixa de equipamentos de cominuição industriais, concluiu que uma única correlação não é adequada, e, portanto, existem regiões de aplicabilidade de cada uma dessas Leis da Cominuição. Como observado na Figura 10, a Lei de Kick é mais apropriada para os tamanhos típicos da britagem, a Lei de Bond é mais adequada para moinhos de barras e de bolas, enquanto a Lei de Rittinger oferece uma descrição mais razoável para tamanhos finos.

Os modelos acima descritos proveem uma descrição macroscópica da quebra total. Porém, eles não consideram o transporte de partículas, ou o consumo de energia que não resulta em quebra. Além disso, estes modelos assumem que a forma da distribuição granulométrica permanece relativamente constante. Isto pode ser adequado para moinhos de bolas e de barras, mas em outros equipamentos como britadores ou moinhos SAG/AG pode gerar estimativas erradas. Com o intuito de superar essas limitações, pesquisadores começaram a considerar a quebra e o transporte em diferentes níveis de complexidade (Napier-Munn *et al.*, 1996).

O desenvolvimento da tecnologia computacional permitiu avanços da modelagem em duas vertentes: o desenvolvimento de modelos de processo, e o desenvolvimento de estruturas de simulação para tornar os modelos acessíveis para o usuário. Assim, a tecnologia ganhou maturidade através da integração bem sucedida das duas. Os modelos triviais claramente têm valor limitado em si mesmos, mas até os modelos mais sofisticados e poderosos não atingem seu verdadeiro potencial a menos que eles possam ser disponibilizados para uma base ampla de usuários em uma forma amigável, através de uma estrutura de simulação apropriada. Existem basicamente três tipos de modelos: empíricos, fenomenológicos e teóricos (Napier-Munn e Lynch, 1992).

Os modelos empíricos são os mais simples, e têm sido desenvolvidos a partir de dados experimentais ou industriais. Estes modelos são aplicados a processos específicos com base em uma ampla base de dados coletados. Exemplos típicos deste tipo de modelos são: a Lei de Bond, as curvas de partição usadas para processos de classificação e separação, e modelos de regressão nos quais os critérios de desempenho do processo são expressos em função de uma correlação simples das variáveis de processo. Apesar de alguns especialistas não aceitarem estes modelos, eles são muito úteis e de fácil uso (Martins e Guillaneau, 1998). A sua aplicabilidade é mais limitada; no entanto, segundo Napier-Munn e Lynch (1992), eles podem ser melhorados por meio da seleção de variáveis independentes que incluam características fenomenológicas. Um bom exemplo disso é o uso da análise dimensional para sugerir termos a serem incluídos na equação de regressão. Cabe ressaltar que estes modelos devem ser usados com cautela, sobre tudo por usuários inexperientes que poderiam chegar a superestimar a sua capacidade e faixa de validade.

Os modelos fenomenológicos têm sido criados a partir da descrição da mecânica dos processos associada a parâmetros que afetam o comportamento do minério. Esses modelos, após uma calibração prévia, podem proporcionar uma previsão realista do processo e seus resultados permitem realizar extrapolações e comparar diferentes fluxogramas de acordo com seus desempenhos (Martins e Guillaneau, 1998). Alguns exemplos são o Modelo de Britagem de Whiten, o Modelo de Mistura Perfeita e o Modelo de Balanço Populacional da moagem (Napier-Munn *et al.*, 1996). Todos eles são baseados em imagens úteis do processo, em vez de uma descrição estritamente determinista.

Os modelos teóricos, fundamentais ou mecanicistas, abrangem os princípios estabelecidos cientificamente pelas leis da física e da química, e os fenômenos de transporte. O desenvolvimento deste tipo de modelos é mais complexo; porém, com o avanço da tecnologia, a adoção desta abordagem está se tornando cada vez mais popular nos últimos anos, criando uma nova geração de modelos, como pode ser verificado nas publicações de Weerasekara *et al.* (2013), Carvalho (2009), Powell e Morrison (2007), e Cleary *et al.* (2004).

A simulação de processos é baseada nos diferentes tipos de modelos mencionados acima, ou uma combinação deles, e pode ser dividida em duas classes: simulação em estado estacionário e simulação dinâmica. A primeira categoria corresponde à predição da operação da usina em condições estáveis, ou seja, assumindo que as propriedades não variam em função do tempo. Quando são simulados os fluxos de água e de minério a partir de umas condições operacionais e características do minério estabelecidas, a simulação é direta; quando é realizado o retro-cálculo ou otimização de parâmetros de configuração da usina, a simulação é inversa. A segunda categoria de simulação leva em conta as variações com respeito ao tempo e é muito usada como uma ajuda operacional para a tomada de decisões na usina e para implementação de estratégias de controle dos processos (Martins e Guillaneau, 1998).

Em termos gerais, pode-se dizer que a simulação de processos oferece grandes oportunidades de otimização nas usinas, quando esta ferramenta é usada de forma adequada. Algumas das principais vantagens e benefícios do uso da simulação nos processos de beneficiamento de minérios são resumidas na Tabela 2:

Tabela 2. Vantagens e benefícios da simulação de processos (Martins e Guillaenau, 1998)

Vantagens	Benefícios
<ul style="list-style-type: none"> • Avaliação de diferentes fluxogramas e condições operacionais sem causar interferência na produção • Avaliação de respostas a partir da extrapolação ou interpolação de informações do processo em condições bem estabelecidas • Análise de processos com sensibilidade e estabilidade em situações extremas e em condições seguras • Fornece uma base consistente para a tomada de decisões • Ferramenta muito ágil, com ganhos significativos em tempo e recursos 	<ul style="list-style-type: none"> • É possível planejar testes de laboratório e piloto com maior objetividade, visando identificar e resolver problemas potenciais, economizando tempo e recursos • Permite identificar problemas no início de operações • Permite o estudo de mudanças no fluxograma sem necessidade de alterar equipamentos industriais e sem redução na produção • Permite a otimização da usina, diminuindo os custos operacionais e aumentando os recursos disponíveis • Possibilita uma análise de dados consistente e sistemática para avaliação econômica em estudos de projeto e viabilidade

A evolução dos computadores permitiu o desenvolvimento de simuladores de processos comerciais, que têm sido amplamente utilizados em processos de beneficiamento de minérios e contribuíram na criação de uma filosofia de pesquisa e planejamento nas indústrias. De acordo com Napier-Munn e Lynch (1992), um bom simulador de processos deve ser julgado pela sua eficácia, o que depende da sua utilidade, sendo robusto e, ao mesmo tempo, de fácil utilização; sua aplicabilidade também vai ser reforçada pelo uso hábil. Além disso, como acontece com qualquer *software* comercial, um simulador deveria: funcionar o tempo todo, estar devidamente documentado, ser atrativo para seu uso, e ser capaz de permitir evolução e desenvolvimento posterior. Alguns dos simuladores de processos mais importantes para tratamento de minérios são os seguintes: MODSIM[®] (e seus derivados MICROSIM[®] e Utah-MODSIM[®]), a série de rotinas de simulação CANMET-CAMP[®], GSIM[®], USIM-PAC[®], MetSim[®], Aspen[®], SysCAD[®] (simulador dinâmico) e seu módulo em estado estacionário ProBal[®], e o JKSimMet[®] (Napier-Munn e Lynch, 1992).

3.4 EFICIÊNCIA ENERGÉTICA DA COMINUIÇÃO

Ainda não existe consenso sobre a melhor maneira de avaliar a eficiência energética de operações de cominuição. A seguir, são descritas algumas das formas que têm sido propostas para a sua avaliação.

3.4.1 Método do Índice de Trabalho Operacional de Bond

Com base na Terceira Lei da Cominuição ou Lei de Bond, descrita na seção 3.3, foi desenvolvida a metodologia mais simples para estimar a eficiência operacional de um processo de cominuição. A partir dessa equação, pode ser calculado o Índice de Trabalho Operacional, $W_{i,o}$ (em kWh/t), conhecendo a potência do motor do equipamento (em kW), a taxa de alimentação do equipamento de cominuição (em toneladas por hora, base seca) e as distribuições granulométricas da alimentação e do produto do circuito/equipamento de cominuição industrial, ou, mais especificamente, os valores de F_{80} e P_{80} (em μm). Reordenando os termos da Equação 3, tem-se:

$$W_{i,o} = \frac{W}{\left(\frac{10}{\sqrt{P_{80}}} - \frac{10}{\sqrt{F_{80}}}\right)} \quad \text{Eq. 5}$$

Na qual W é a energia específica medida do circuito/equipamento de cominuição industrial [kWh/t].

Por outro lado, também é necessário calcular o Índice de Trabalho do Material, W_i , obtido a partir de um ensaio padrão de moagem em escala de laboratório, e usando também a Lei de Bond. Assim, a eficiência energética de um equipamento ou circuito de cominuição industrial pode ser estimada como a razão entre esses dois índices de trabalho. Segundo Musa e Morrison (2009), não existe um consenso formal sobre qual desses dois índices deve ir no numerador. Eles, portanto, adotaram a definição de Rowland (1998), quem estabeleceu a eficiência energética como a razão entre o Índice de Trabalho Operacional e o Índice de Trabalho do material, de acordo com a equação:

$$\text{Eficiência Energética (\%)} = 100 \frac{W_{i,o}}{W_i} \quad \text{Eq. 6}$$

Segundo essa definição, se a eficiência é menor que 100%, isto indica que o circuito de cominuição opera de forma eficiente; mas, se a eficiência é maior que 100%, o circuito é ineficiente. Uma grande diferença com respeito ao valor de 100% poderia indicar que os dois índices não estão na mesma base. Por isso é necessário aplicar os fatores de eficiência a algum dos dois Índices de Trabalho (W_i ou $W_{i,o}$), de modo que eles sejam usados corretamente. Os fatores de eficiência, que foram baseados nos fatores de correção de Bond, podem ser encontrados em outras publicações (Rowland, 1998, King, 2000, Rowland, 1973 *apud* Alves, 2006).

Musa e Morrison (2009) consideram que este método de eficiência operacional de Bond tem algumas limitações como:

- Requer que as distribuições de tamanho da alimentação e do produto sejam paralelas quando são lançadas em gráfico na escala logarítmica.
- O método é válido para circuitos que contêm moinhos de barras e de bolas, mas, se o circuito tem, por exemplo, moinhos de bolas precedidos por moinhos AG ou SAG, é possível ter estimativas incorretas de eficiência energética.
- De acordo com a definição do Índice de Trabalho de Bond, o método é independente do tipo de equipamento de cominuição usado.

Apesar dessas limitações, o método ainda é amplamente utilizado para fornecer uma estimativa geral da demanda energética em circuitos de cominuição, como por exemplo, no trabalho recente de Norgate e Jahanshahi (2011).

3.4.2 Eficiência Energética de Cominuição baseada na Energia Mínima de Cominuição: O Método de Tavares (2004)

Tavares (2004) propôs uma metodologia para calcular a eficiência energética em equipamentos de britagem e moagem, comparando a energia consumida no processo industrial com a energia mínima necessária para a quebra de partículas individuais de minérios. Esta última é uma energia ideal porque representa o processo mais eficiente de cominuir materiais, devido ao fato que não há desperdício de energia por: colisões de corpos moedores diretamente entre si; colisões de corpos moedores contra o revestimento interno do moinho; deformações elásticas ou plásticas resultantes da aplicação de esforços de magnitude insuficiente para a quebra da partícula; atrito; compactação dos fragmentos devido à aplicação de esforços de magnitude excessiva.

O método considera que a quebra de partículas individuais é realizada em N estágios, em cada um dos quais partículas contidas dentro de um intervalo estreito de tamanhos são submetidas, uma a uma, a sucessivos impactos acompanhados de classificação perfeita (peneiramento ideal). Quando nenhum material resta nessa faixa de tamanhos, segue-se ao estágio seguinte, e assim por diante, até que a granulometria do produto seja atingida. O processo é ilustrado esquematicamente na Figura 11.

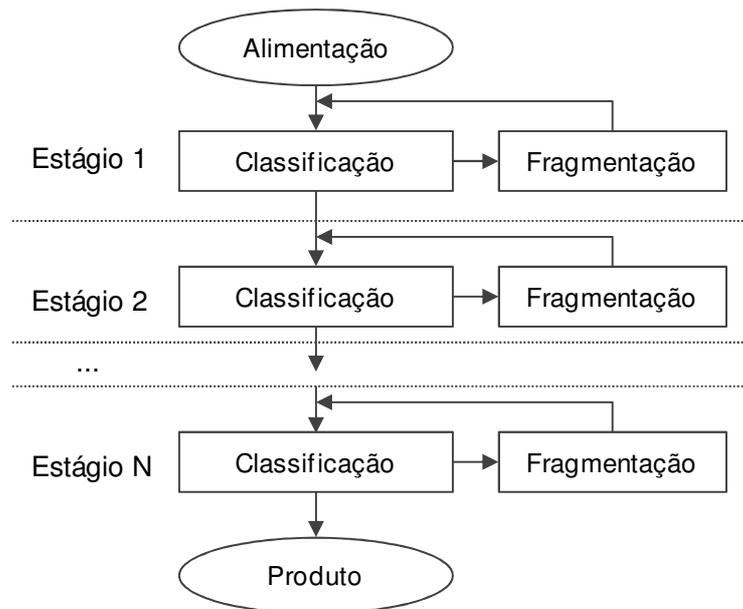


Figura 11. Cominuição em múltiplos estágios com quebra de partículas individuais em faixas granulométricas estreitas (adaptado de: Tavares, 2004)

Assim, esta metodologia permite estimar a energia mínima necessária para cominuição e a distribuição granulométrica do produto após uma sequência hipotética de impactos. Para conseguir isso, são usadas informações que provêm de experimentos de quebra de partículas individuais, realizados na Célula de Carga de Impacto (CCI), também chamada de *Ultra Fast Load Cell* (UFLC), bem como uma rotina computacional, que permitem simular um processo hipotético de cominuição e classificação em múltiplos estágios.

A CCI (Figura 12) é um equipamento que foi desenvolvido na década de 1980 e que tem sido empregado com sucesso na determinação do comportamento de partículas individuais sujeitas a impacto. O equipamento consiste de uma barra de aço longa equipada com extensômetros de alta sensibilidade e que permite a medida das cargas e deformações sofridas por partículas durante o impacto, tornando possível, desta forma, calcular a energia absorvida na fratura de partículas individuais, chamada energia específica de fratura.

Uma vez coletados os fragmentos após o impacto, a CCI, como qualquer equipamento de ensaio por queda de peso (*Drop Weight Tester*), também permite determinar a função quebra para diferentes energias de impacto, bem como a dependência entre o tamanho e a resistência da partícula, e a perda progressiva de resistência sofrida por ela depois de repetidos carregamentos (Tavares e King, 1998).

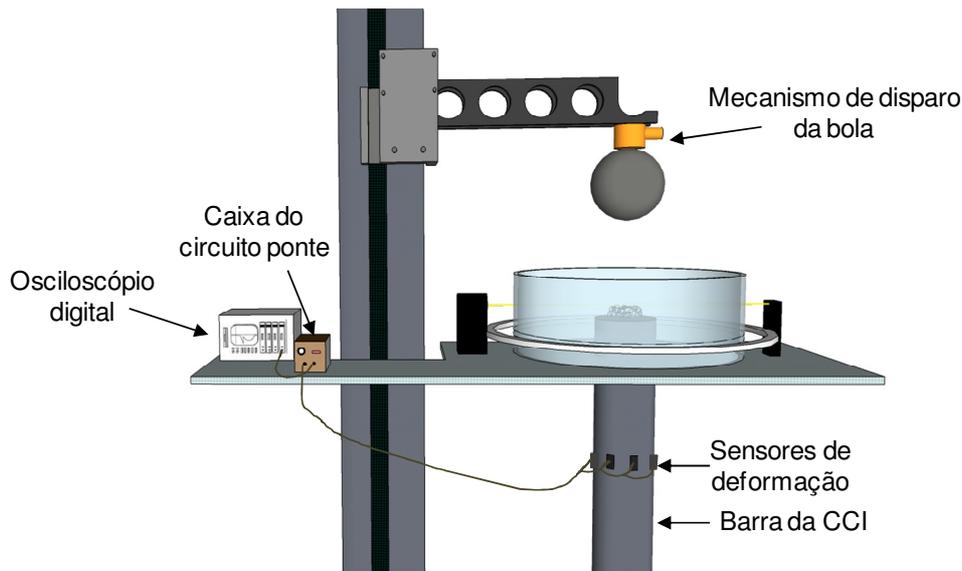


Figura 12. Diagrama esquemático da Célula de Carga de Impacto

A energia específica de impacto, $E_{k,m}$, pode ser controlada variando-se a massa da esfera de impacto, m_b , e a altura de queda, h , como mostrado na Equação 7:

$$E_{k,m} = \frac{m_b g h}{m_p} \quad \text{Eq. 7}$$

sendo g a aceleração da gravidade, e m_p a massa da partícula.

Quando a partícula é sujeita a um único impacto cuja energia aplicada corresponde a $E_{k,m}$, a resposta dessa partícula é determinada principalmente pelo valor da energia de impacto relativa à energia de fratura da partícula (energia total absorvida pela partícula durante o impacto, até sua fratura primária). Se a energia específica de impacto é menor do que a energia específica de fratura, a partícula absorve energia (em grande parte como deformações plásticas e elásticas), mas não quebra. Neste caso, a partícula também pode sofrer um dano interno, devido principalmente ao crescimento ou geração de pequenas falhas próximas à superfície e no interior da partícula e, em consequência, esta se torna mais suscetível a fraturar no próximo impacto. Por outro lado, se a energia de impacto ultrapassa a energia de fratura, a partícula vai quebrar, mas pode haver uma dissipação de energia que faz com que o processo de quebra seja ineficiente. Tem sido verificado que a maior eficiência de impacto é, portanto, o requerimento energético mínimo necessário para a quebra, corresponde àquele valor de energia de impacto que está próximo à energia de fratura média das partículas na zona de impacto (King *et al.*, 1997).

A energia específica de impacto permite determinar a distribuição de tamanho dos fragmentos; quanto maior essa quantidade de energia, maior a proporção de material fino gerado a partir da quebra de partículas individuais (King *et al.*, 1997). A função distribuição de quebra ou função quebra resultante do impacto, sendo considerado como um todo, é a soma de todas as funções quebra individuais de cada partícula que absorve energia suficiente para quebrar (King, 2001).

King (2001) estabelece que as distribuições de tamanho dos fragmentos, determinadas em ensaios de quebra de partículas individuais, podem ser caracterizadas de forma efetiva em termos do parâmetro t_{10j} (índice de quebra para cada intervalo de tamanho j), que irá ter um valor único para um determinado nível de energia de impacto e em um intervalo de tamanho inicial estreito. A partir deste parâmetro é possível reconstruir a função quebra, por meio de uma equação apropriada. Para atingir este objetivo, na metodologia proposta por Tavares (2004) foi usado um modelo baseado na distribuição de Rosin-Rammler truncada (King, 2001), onde a função quebra, B_{ij}^* (definida como a fração de partículas menores que D_i , que resultam do impacto em uma partícula de tamanho representativo d_j), é normalizada em relação ao tamanho de partícula inicial. Esta função é descrita pela equação:

$$B_{ij}^* = B(D_i; d_j) = 1 - (1 - t_{10j}) \left(\frac{d_j/D_i - 1}{d_j/D_i - 1} \right)^\alpha \quad \text{Eq. 8}$$

sendo $d_j = (D_j D_{j+1})^{0,5}$, e α um parâmetro ajustado a partir de dados experimentais. Se os intervalos de tamanho são selecionados de acordo com uma progressão geométrica com razão de redução r^* , então $d_j = D_{j+1} r^*$, e $d_j/D_i = r^{*(i-j+0,5)}$.

O parâmetro t_{10} para cada intervalo de tamanho j pode ser calculado por meio da expressão:

$$t_{10j} = t_{10max} \left(1 - e^{-\eta E_k^{(j)} / E_{50j}} \right) \quad \text{Eq. 9}$$

Na qual t_{10max} e η são parâmetros do modelo, $E_k^{(j)}$ é a energia específica de impacto no intervalo de tamanho j , e E_{50j} é a energia específica de fratura média das partículas

que estão no intervalo de tamanho j . A razão entre $E_k^{(j)}$ e E_{50j} , denotada por E^* , é chamada de energia relativa de impacto.

De acordo com Tavares e King (1998), a energia específica de fratura média apresenta uma forte dependência com o tamanho de partícula. Assim, foram derivadas relações empíricas entre estas duas variáveis. Na Figura 13 é observada a variação da energia específica de fratura média respeito ao tamanho de partícula, para diferentes materiais estudados (Tavares, 2004); de forma que, à medida que o tamanho de partícula aumenta, a energia específica de fratura tende a um valor constante e único para cada material. Nos tamanhos de partícula mais finos, o comportamento tende a ser linear na escala logarítmica. O modelo empírico usado por Tavares (2004) para descrever essa relação entre a energia específica de fratura média e o tamanho de partícula é descrito por:

$$E'_{50j} = E_{\infty} \left[1 + \left(\frac{d_0}{d_j} \right)^{\phi} \right] \quad \text{Eq. 10}$$

No qual E_{∞} , d_0 e ϕ são parâmetros determinados a partir do ajuste do modelo aos dados experimentais.

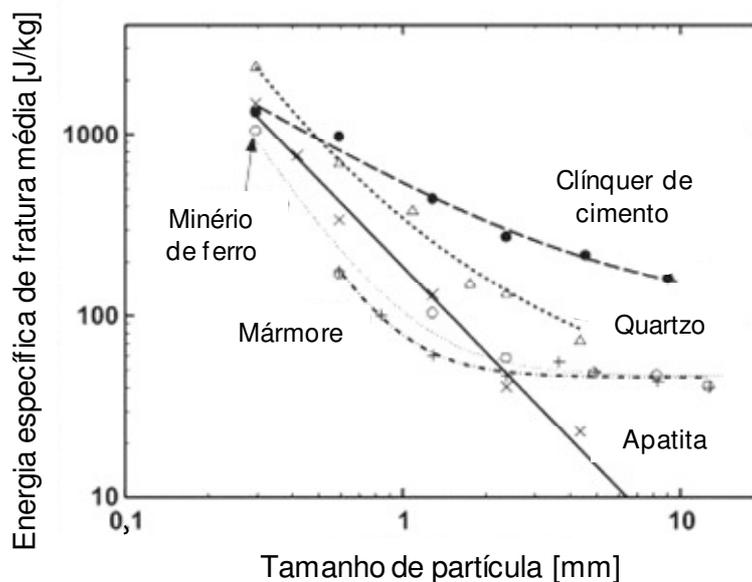


Figura 13. Variação da energia específica de fratura média com o tamanho de partícula para materiais selecionados (Tavares, 2004)

A energia específica de fratura média depende também da rigidez das superfícies em contato. Existem dados tabulados quando o aço é usado como meio (Tavares e King, 1998), mas, se fosse usado outro tipo de superfície, esse efeito pode ser explicado por:

$$E_{50j} = E'_{50j} \left(\frac{k_{aço}}{k_{aço} + k_p} \right) \left(\frac{k_{superfície} + k_p}{k_{superfície}} \right) \quad \text{Eq. 11}$$

Esta equação é baseada na teoria de contato de Hertz e somente aplica para deformações elásticas; no caso de deformações inelásticas poderia resultar em valores muito altos de energia necessária para fraturar as partículas individuais. A rigidez da partícula, k_p , pode ser calculada usando dados de experimentos de fratura de partículas individuais (Tavares e King, 1998). A rigidez de qualquer material pode ser estimada a partir do seu módulo de elasticidade (Y) e da razão de Poisson (μ) por meio da relação $k = Y/(1 - \mu^2)$.

Embora a função quebra descrita pelas equações acima esteja normalizada em relação ao tamanho, ela não é independente dele (Equação 10). Isto é uma vantagem, sabendo que o trabalho experimental com partículas finas é muito tedioso devido ao grande número de partículas que devem ser ensaiadas antes de obter uma amostra que seja representativa para o peneiramento. Esta metodologia permite lidar com aquela dificuldade, pois o parâmetro α pode ser determinado a partir de ensaios de quebra com partículas grosseiras, enquanto os outros parâmetros da Equação 10 (E_∞ , d_0 e ϕ) são os únicos que devem ser determinados testando partículas em todos os tamanhos de interesse.

A energia de fratura de uma partícula é uma propriedade do material que depende também de outras características (tamanho e forma da partícula, presença de falhas); então, pode-se esperar que exista uma ampla variabilidade na medição de energias de fratura (até para partículas contidas em um mesmo intervalo estreito de tamanho), pois não é possível controlar experimentalmente todas essas propriedades. Entretanto, essa variabilidade de energias pode ser aproximada estatisticamente para uma população de partículas, através de uma distribuição Log-normal (King *et al.*, 1997) que é dada pela equação:

$$F_j(E_f) = \frac{1}{2} \left[1 + \operatorname{erf} \left(\frac{\ln E_f - \ln E_{50j}}{\sqrt{2\sigma_E^2}} \right) \right]$$

Eq. 12

sendo $F_j(E_f)$ a distribuição acumulada de energia específica de fratura de partículas no intervalo de tamanho j , e σ_E^2 a variância da distribuição Log-normal de energias de fratura.

Na Figura 14 pode-se observar uma comparação entre os resultados de energia específica de fratura em diferentes materiais, para um determinado intervalo de tamanhos, e a linha que caracteriza o ajuste à distribuição Log-normal:

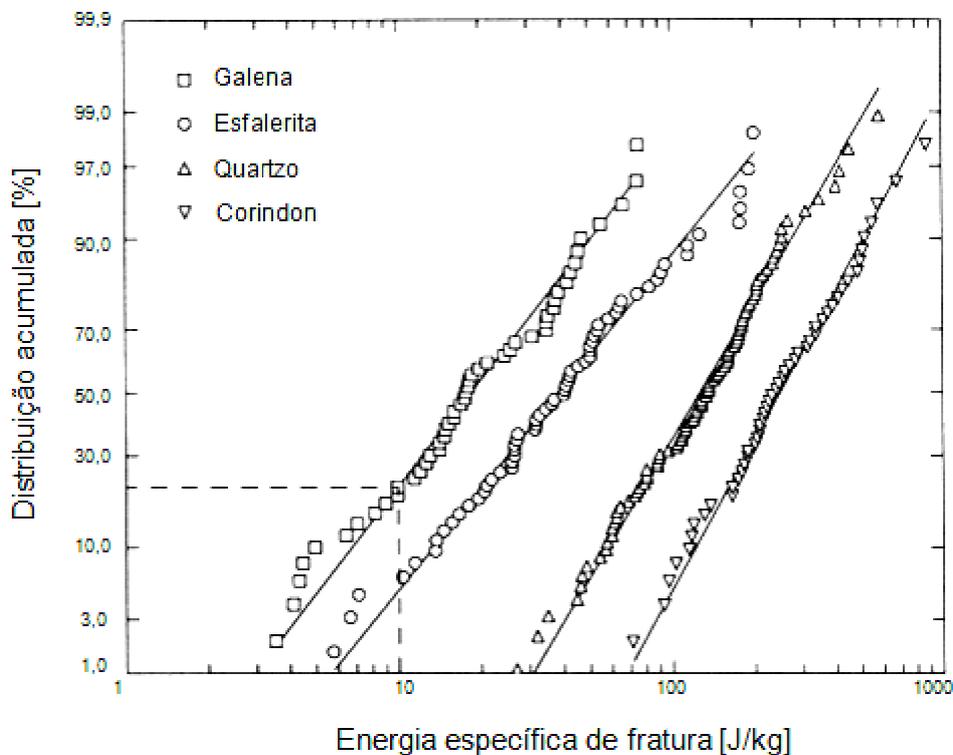


Figura 14. Distribuição de energias de fratura para diferentes materiais na fração de tamanho 2,8x2,0 mm (Tavares e King 1998)

A partir da distribuição de quebra e da probabilidade de fratura, é possível calcular a distribuição granulométrica resultante do impacto de cada partícula uma a uma após n estágios de simulação sequencial (Tavares, 2004):

$$p_i^{(n)} = p_i^{(n-1)} \left[1 - F_i(E_k^{(n)}) \right] + \sum_{j=1}^i F_j(E_k^{(n)}) p_j^{(n-1)} b_{ij}(E_k^{(n)})$$

Eq. 13

sendo $p_i^{(n)}$ a fração mássica de tamanho i após o estágio de simulação n , b_{ij} a função quebra fracionária, definida como a fração mássica dos fragmentos que estão contidos num intervalo de tamanho i , e que resultam da quebra de partículas originalmente contidas no intervalo de tamanho inicial j (cujo tamanho representativo é d_j), quando é aplicada uma energia de impacto (cinética) E_k . $i = 1$ representa a classe mais grosseira da alimentação, sendo que o intervalo i está entre os dois tamanhos de peneira superior D_i e peneira inferior D_{i+1} . $F_i(E_k)$ é a probabilidade de uma partícula na classe de tamanhos i fraturar quando sujeita a uma energia de impacto E_k .

O procedimento proposto por Tavares (2004) requer que todas as partículas contidas em um intervalo de tamanhos da alimentação sejam fragmentadas antes da etapa seguinte ser iniciada. Desta forma, as partículas que não quebraram são novamente submetidas a impacto. Assim, a distribuição granulométrica em forma acumulada do produto após o estágio j de carregamento é dada por:

$$P_i^{(j)} = 1 \quad \text{para } i \leq j \quad \text{Eq. 14}$$

$$P_i^{(j)} = P_i^{(j-1)} + \left(1 - P_j^{(j-1)}\right) \frac{B_{ij}}{B_{jj}} \quad \text{para } i > j \quad \text{Eq. 15}$$

sendo $B_{jj} = B_{ij} - B_{i+1,j}$, e $P_i^{(j)}$ o passante acumulado no tamanho i resultante do estágio de impacto j .

O número total de estágios (N) necessários para a fratura do material até a distribuição granulométrica do produto depende da diferença entre o tamanho da partícula mais grosseiro da alimentação (D_1) e o tamanho das partículas do produto ($D_{prod,máx}$), e também da razão de redução r^* , e pode ser calculado por:

$$N = \frac{\log(D_1/D_{prod,máx})}{\log r^*} \quad \text{Eq. 16}$$

A energia específica de impacto total consumida nos N estágios de fratura, E_t , é dada pela soma da energia consumida em cada estágio:

$$E_t = \sum_{j=1}^N \frac{(1-P_j^{(j-1)})}{B_{jj}} n_i^{(j)} E_k^{(j)} \quad \text{Eq. 17}$$

O número médio de impactos necessários para quebrar todas as partículas de um intervalo de tamanho determinado, $n_I^{(j)}$, é calculado pela razão entre a energia total necessária para quebrar todas as partículas e a energia de impacto para cada evento; o modelo que descreve este efeito é baseado na mecânica de dano e é descrito por Tavares e King (2002).

Para o caso particular onde a energia relativa de impacto (E^*) se mantiver constante nos testes e a variância da distribuição de energias de fratura não muda com o tamanho (de modo que $n_I^{(j)} = n_I$), a Equação 17 se torna:

$$E_t = \frac{n_I E^*}{B_{11}} \sum_{j=1}^N (1 - P_j^{(j-1)}) E'_{50j} \quad \text{Eq. 18}$$

O modelo descrito pela Equação 18 considera que as partículas em cada classe de tamanho têm a mesma massa. Também assume que a resistência de uma partícula não depende da forma na qual esta foi gerada; isso significa que quando a partícula de uma determinada classe é quebrada, a energia necessária para quebrar seus fragmentos num certo tamanho vai ser a mesma sem importar se a quebra ocorre no primeiro, segundo ou outro estágio de cominuição.

Usando este procedimento de simulação, foi analisado o efeito da magnitude dos impactos na energia necessária para alcançar a distribuição granulométrica do produto em diferentes materiais. Na Figura 15 pode-se observar que existe um nível ótimo de energia relativa de impacto para cada material, e também ocorre um aumento significativo no consumo de energia em valores de energia relativa de impacto que sejam muito altos ou baixos. O aumento do consumo energético quando baixas energias relativas de impacto são empregadas se deve à baixa probabilidade de fratura das partículas. Por outro lado, o aumento do consumo energético a altas energias relativas de impacto se deve às perdas por atrito e à aglomeração dos fragmentos.

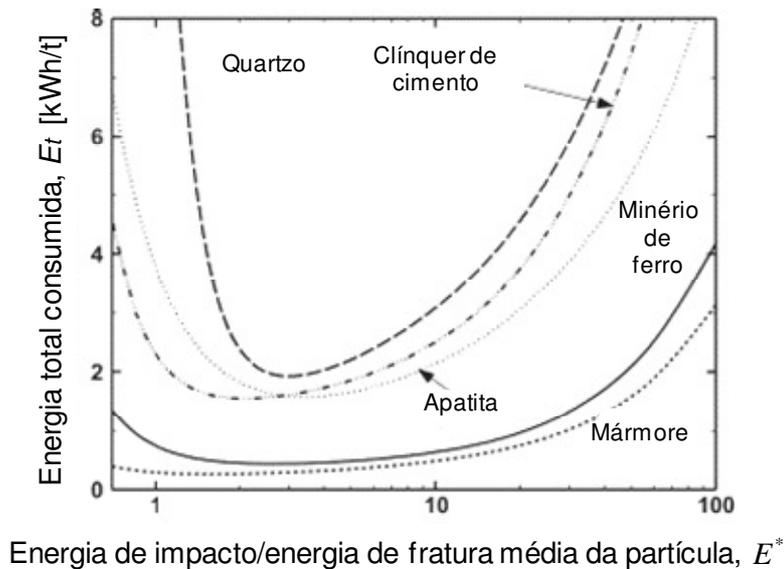


Figura 15. Efeito da energia relativa de impacto na energia total consumida para obter um produto 100 % passante em 0,3 mm a partir de uma alimentação dada por $P_i^{(0)} = (D_i/g)^{0,4}$ (Tavares, 2004)

O método de Tavares (2004) foi utilizado na avaliação da eficiência energética de moinhos de bolas, calculada como a razão entre a energia específica total necessária para gerar um produto de um determinado tamanho pela quebra de partículas individuais (E_t) e a energia específica necessária para produzir o mesmo tamanho representativo em um equipamento de cominuição ($E_{equipamento}$):

$$\text{Eficiência Energética} = 100 \frac{E_t}{E_{equipamento}} \quad \text{Eq. 19}$$

Usando este método, a eficiência energética estimada para o moinho de bolas resultou em uma estimativa de, aproximadamente, 30%. Segundo Tavares (2004), a ineficiência de moinhos, quando comparada à fratura de partículas individuais está associada ao fato de que em moinhos industriais não há garantia de que todas as colisões irão resultar em fratura de partículas, além de não ser possível controlar de forma precisa a energia de impacto que cada partícula estará sujeita. Além disso, nenhum classificador industrial é perfeito, resultando em recirculação de parte do material fino e, conseqüentemente, na deterioração do desempenho do circuito. Por outro lado, muitos dos impactos que ocorrem nos equipamentos de cominuição industriais são devido às colisões entre corpos moedores e também entre eles e o revestimento interno, gerando, assim, um maior desgaste dos consumíveis além do desperdício de energia (King *et al.* 1997). Um aspecto importante a considerar na utilização deste procedimento é que as distribuições granulométricas do produto

obtidas no equipamento de cominuição e na simulação não são necessariamente iguais, mas é indispensável usar o tamanho representativo para fazer uma comparação entre os resultados obtidos experimentalmente e os simulados, como pode ser observado na Figura 16.

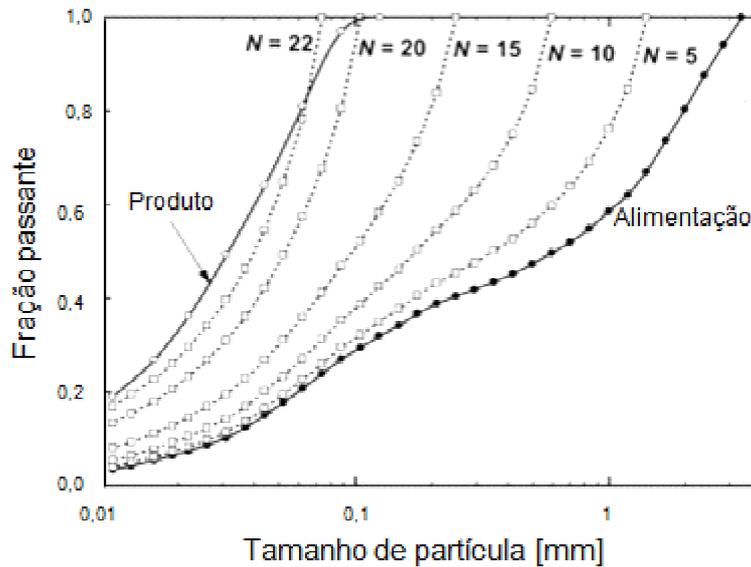


Figura 16. Comparação entre as distribuições medidas da alimentação e do produto com os resultados de simulação para o caso do clínquer (Tavares, 2004)

3.5 DESGASTE DE REVESTIMENTOS E CORPOS MOEDORES

Segundo Radziszewski (2002), a cominuição pode chegar a representar entre 30 e 50% dos custos operacionais totais da mineração. Dentro desses custos, aproximadamente 50% corresponde ao consumo de carga moedora e revestimentos, e 50% às demandas energéticas. Além desse fator de custo, em moinhos de bolas, por exemplo, existe outro grande problema: a determinação da taxa de adição de bolas de reposição ao moinho, bem como a taxa na qual esses corpos moedores são consumidos. Esses fatores são de grande importância no projeto de equipamentos. Portanto, uma previsão confiável do desgaste em moinhos pode desempenhar um papel importante na gestão e controle desses custos (Radziszewski, 2002; Aldrich, 2013).

Têm sido reconhecidos três principais mecanismos de desgaste em equipamentos de cominuição: abrasão, corrosão e impacto, sendo que a incidência destes mecanismos

pode estar influenciada pelas condições operacionais, pelo ambiente da moagem e pelas propriedades do material de desgaste. Por exemplo, em moinhos que operam com baixas velocidades de rotação, o desgaste abrasivo pode predominar (Aldrich, 2013). A presença de minerais como o quartzo aumenta a abrasividade do minério e pode incrementar a penetrabilidade nos corpos moedores, riscando-os e abreviando sua vida útil (Roveri e Chaves, 2011). Quando são usados corpos moedores de aço, o desgaste corrosivo apresenta uma forte correlação com ambientes de moagem úmidos (Aldrich, 2013). Em várias ligas de ferro, por exemplo, pode ocorrer a passivação do metal em meio alcalino; isto sugere a introdução de algum álcali, como a soda, a fim de tentar diminuir a ação corrosiva. A presença de íons de cloreto e de oxigênio dissolvidos na água também pode aumentar a corrosão; nesse caso, é sugerida a desaeração da água a ser utilizada em operações industriais (Roveri e Chaves, 2011).

Diferentes abordagens têm surgido ao longo do tempo para prever a taxa de desgaste de revestimentos e corpos moedores. Algumas dessas abordagens envolvem a realização de ensaios de laboratório e/ou piloto, e também ensaios em equipamentos industriais em operação e/ou compilação de dados históricos de desgaste. No entanto, informações de desgaste obtidas a partir de ensaios de laboratório não são diretamente aplicáveis a sistemas industriais (Aldrich, 2013). Além disso, vários desses métodos baseados em ensaios de bancada não se encontram devidamente padronizados, e as correlações desses ensaios com o desgaste de moinhos em escala industrial não estão bem estabelecidas (Spero *et al.*, 1991). Por outro lado, a realização de ensaios em escala industrial não é tão acessível. Assim, vários autores têm proposto alguns modelos de desgaste, tentando superar essas limitações. Um dos modelos empíricos de desgaste mais antigos foi proposto por Bond (1963, *apud* SGS), o qual estabeleceu equações para a taxa de consumo específico para materiais de desgaste, Ω_E [lb/kWh], em função do índice de abrasão (A_i) para diferentes equipamentos (Tabela 3).

Tabela 3. Correlações empíricas de Bond para estimar a taxa de desgaste específica (Bond 1963, *apud* SGS)

Equipamento	Elemento de desgaste	Equação
Moinho de bolas a úmido	Bolas	$\Omega_E \left[\frac{\text{lb}}{\text{kWh}} \right] = 0,35(A_i - 0,015)^{0,33}$ Eq. 20
	Revestimentos	$\Omega_E \left[\frac{\text{lb}}{\text{kWh}} \right] = 0,026(A_i - 0,015)^{0,3}$ Eq. 21
Moinho de bolas a seco	Bolas	$\Omega_E \left[\frac{\text{lb}}{\text{kWh}} \right] = 0,05(A_i)^{0,5}$ Eq. 22
	Revestimentos	$\Omega_E \left[\frac{\text{lb}}{\text{kWh}} \right] = 0,005(A_i)^{0,5}$ Eq. 23
Britadores (giratórios, de mandíbulas, cônicos)	Revestimentos	$\Omega_E \left[\frac{\text{lb}}{\text{kWh}} \right] = (A_i + 0,22)/11$ Eq. 24
Britadores de rolos	Cilindro externo	$\Omega_E \left[\frac{\text{lb}}{\text{kWh}} \right] = (0,1A_i)^{0,667}$ Eq. 25

Radziszewski (2002) comparou o desgaste de bolas real com aquele estimado pelas relações propostas por Bond (Tabela 3) para moinhos de bolas a úmido processando diferentes minérios. De acordo com esses resultados, o erro médio foi de -73% e o desvio padrão de 192,5%. Essas diferenças foram atribuídas principalmente ao fato de que o ensaio de Bond somente verifica o desgaste que ocorre por abrasão, sendo que, na realidade, o desgaste ocorre devido a diferentes mecanismos, conforme o exposto anteriormente. Rosario (2010) menciona também que uma das deficiências deste modelo tem a ver com as diferenças na qualidade do aço, que não aparece explicitamente nas equações. Além disso, a qualidade do aço tem melhorado significativamente desde o desenvolvimento desses modelos em 1963. Halbe e Smolik (2002 *apud* Rosario, 2010) comentam que para aço de alta qualidade atualmente em uso, os valores calculados de desgaste de bolas usando as equações de Bond poderiam ser reduzidos em até 50%; de maneira que eles recomendam um procedimento que consiste em usar o valor de A_i do minério a ser avaliado e compará-lo com dados operacionais de outras usinas em condições similares e com valores de A_i próximos e, deste modo, realizar uma estimativa razoável do desgaste esperado.

De acordo com Sepúlveda (2004), a *Teoria de Desgaste Linear* é a aproximação mais amplamente aceita atualmente em uso para caracterizar o consumo ou a cinética de desgaste de corpos moedores em moinhos tubulares rotativos. Segundo esta teoria, a taxa de perda de massa de um corpo moedor em um moinho é diretamente proporcional a sua área superficial exposta.

$$\Omega_t = \frac{d(m_{cm})}{dt} = -k_m A_{cm} \quad \text{Eq. 26}$$

Na qual:

Ω_t : taxa de desgaste do corpo moedor [kg/h]

m_{cm} : massa do corpo moedor após t horas no moinho [kg]

A_{cm} : área superficial do corpo moedor exposto ao desgaste [m²]

k_m : constante cinética de desgaste [kg/(hm²)]

Tomando como referência a geometria das bolas, a Equação 26 pode ser reescrita como:

$$\frac{d(d_b)}{dt} = \frac{-2k_m}{\rho_b} = -k_d \quad \text{Eq. 27}$$

sendo d_b o diâmetro de bola [mm] após t horas no moinho, ρ_b a densidade do corpo moedor [g/cm³], e k_d a constante cinética de desgaste linear [mm/h]

Integrando a Equação 27 para o caso de recarga com um único tamanho de bola de diâmetro d^R , resulta em:

$$d_b = d^R - k_d t \quad \text{Eq. 28}$$

sendo o desgaste do corpo moedor, desta forma, uniforme ao longo do tempo (cinética linear).

Dado que a taxa de desgaste de cada corpo moedor é diretamente proporcional a sua própria área superficial exposta, a integração da Equação 26 em toda a faixa de possíveis tamanhos de bola demonstra que o valor de Ω_t para todos os tamanhos de bola no moinho é proporcional à área total exposta da carga moedora. Assim, Ω_t pode ser expressa em termos de d^R , para o caso de uma recarga de bolas de mono-tamanho (Sepúlveda, Methodologies for the evaluation of grinding media consumption rates at full plant scale, 2004).

$$\Omega_t = -4.000 \frac{k_d \rho_b (1-f_v) V_{ap}}{d^R} = -4.000 \frac{k_d W_b}{d^R} \quad \text{Eq. 29}$$

Na qual f_v é a fração volumétrica de vazios nos interstícios (usualmente se assume um valor de 40% ou 0,4), V_{ap} é o volume aparente da carga de bolas do moinho [m³], e W_b é o peso total da carga de bolas [t].

Em termos de energia aplicada ao processo, a taxa de desgaste pode ser caracterizada por Ω_E [g/kWh]:

$$\Omega_E = 1.000 \frac{\Omega_t}{P_b} \quad \text{Eq. 30}$$

sendo P_b a potência demandada pelas bolas [kW]. Substituindo a Equação 29 na Equação 30:

$$\Omega_E = -4 \times 10^6 \frac{k_d W_b}{P_b d^R} \quad \text{Eq. 31}$$

Sepúlveda (2004) estabelece uma nova constante cinética de desgaste, mais representativa e escalonável, k_d^E [$\mu\text{m}/(\text{kWh}/\text{t})$], definida por meio da expressão:

$$k_d = k_d^E \frac{\left(\frac{P_b}{W_b}\right)}{1.000} \quad \text{Eq. 32}$$

Substituindo a Equação 32 na Equação 31:

$$\Omega_E = 4.000 \frac{k_d^E}{d^R} \quad \text{Eq. 33}$$

Deste modo, quando são comparadas diferentes operações que usem a mesma qualidade de corpo moedor, as variações em k_d^E podem ser atribuídas às características do minério ou também ao ambiente da moagem.

No ano 2007 Benavente, juntamente com Moly-Cop Peru, propuseram uma nova correlação empírica baseada em parâmetros operacionais ($F80$, pH), bem como no índice de abrasão de Bond (A_i), para estimar a constante cinética k_d^E . Essa correlação foi recentemente atualizada (Guzmán e Rabanal, 2013), sendo dada por:

$$k_d^E = 1,36 \left[\left(\frac{A_i - 0,05}{0,20} \right)^{0,166} \left(\frac{F80}{5.000} \right)^{0,069} \left(\frac{pH}{10} \right)^{-0,243} \right] \quad \text{Eq. 34}$$

Esta nova correlação foi validada com uma base de dados de 46 moinhos industriais localizados principalmente no Peru, com diâmetros entre 6 e 24 pés, capacidades de processamento entre 10 e 1.780 t/h, diferentes distribuições granulométricas na

alimentação (F_{80} entre 0,3 e 16,1 mm), valores de A_i entre 0,08 e 0,61, e uma ampla variedade de minérios (cobre, molibdênio, chumbo, prata, zinco, ouro e ferro). Para esses dados, o modelo mostrou um erro médio de $\pm 9\%$ e desvio padrão de 5,5%, o que o torna muito mais confiável para os fins propostos.

Radziszewski (2002), propôs um modelo de desgaste semi-empírico, assumindo que o efeito de cada mecanismo de desgaste pode ser determinado independentemente; assim, o efeito total do desgaste é dado pela soma dos efeitos de cada mecanismo individual (abrasão, corrosão, impacto). Este modelo requer a estimativa experimental de alguns parâmetros, o que dificulta sua aplicação; por outra parte, a suposição de aditividade dos diferentes componentes do desgaste pode ser inadequada. Outros autores continuam explorando novos modelos baseados no entendimento dos princípios mecanicistas do desgaste. Estudos recentes estão sendo desenvolvidos com base no Método dos Elementos Discretos (DEM) para construir modelos que permitam a previsão do desgaste em revestimentos de britadores e moinhos (Weerasekara *et al.*, 2013).

3.6 A SUSTENTABILIDADE EM PROJETOS DE COMINUIÇÃO

A indústria minero-metalúrgica está mostrando grande interesse em adotar princípios de sustentabilidade para reduzir os impactos de suas operações. De acordo com McLellan *et al.* (2009), a maior oportunidade que existe para redução do impacto de qualquer operação industrial está nas etapas de planejamento e projeto. Porém, apesar desse grande potencial, poucas experiências e implementações sistemáticas de projetos baseados em princípios de sustentabilidade têm sido empreendidas neste setor industrial. Por esse motivo, nesta seção serão analisados diferentes conceitos relacionados com princípios de sustentabilidade em operações industriais, com especial ênfase na sua aplicação à cominuição de minérios brasileiros.

3.6.1 Desenvolvimento Sustentável e Eco-eficiência

No ano de 1987, a Comissão Mundial da ONU sobre o Meio Ambiente e Desenvolvimento, presidida por Gro Harlem Brundtland e Mansour Khalid, apresentou o documento chamado *Our Common Future* (Nosso Futuro Comum), mais conhecido por relatório *Brundtland*. Aquele relatório propôs o hoje já clássico conceito de desenvolvimento sustentável, definido como “o desenvolvimento que satisfaz as

necessidades do presente sem comprometer a capacidade das futuras gerações satisfazerem suas próprias necessidades”. A partir desse relatório, percebe-se que o mesmo não diz respeito apenas ao impacto da atividade econômica no meio ambiente. Desenvolvimento sustentável é, portanto, a consequência dessa relação na qualidade de vida e no bem-estar da sociedade, tanto presente quanto futura. Então, além da tradicional visão econômica, deve-se considerar também o desempenho nas áreas social e ambiental; esses três aspectos em conjunto são considerados os pilares da sustentabilidade (*Triple Bottom Line*). Como pode ser observado na Figura 17, o conceito de eco-eficiência apenas envolve os aspectos ambientais e econômicos; portanto, a eco-eficiência também precisa levar em conta os aspectos sociais para garantir a sustentabilidade em longo prazo.

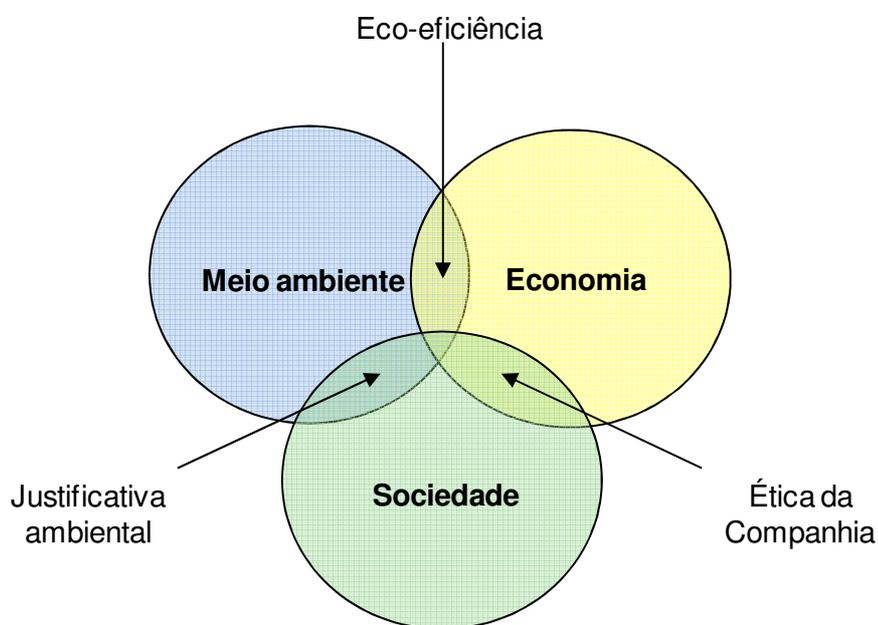


Figura 17. As três dimensões da sustentabilidade (adaptado de: Alting, 2007)

Foi na Conferência das Nações Unidas sobre Meio Ambiente e Desenvolvimento, ou Conferência do Rio em 1992, ou ECO 92 como ficou conhecida, que um Plano de Ação foi acordado. O processo de preparação da Conferência desenvolveu-se ao longo de dois anos, proporcionando, principalmente a realização de negociações e compromissos internacionais prévios que permitiram a elaboração da Declaração do Rio e da Agenda 21 (Villas Bôas, 2011).

A ideia de desenvolvimento sustentável em meados dos anos 1990 fortaleceu a criação dos mecanismos legais e institucionais de defesa do meio ambiente. A

motivação da lei, do mercado e da sociedade constituiu um marco para que a indústria mineral se comprometa com a gestão ambiental e com a responsabilidade para com as gerações futuras (Villas Bôas, 2011).

3.6.2 Emissões de Gases de Efeito Estufa (GEE)

O efeito estufa é um fenômeno natural essencial para permitir a vida no planeta. A camada de gases que envolve a Terra é responsável por mantê-la aquecida; sem ela, o planeta seria coberto de gelo. Essa camada natural de gases é formada por nitrogênio (78%), oxigênio (21%), vapor de água (1%), dióxido de carbono (0,04%), e outros gases em menor proporção. A camada impede que boa parte da radiação solar seja refletida de volta para o espaço. Após o começo da revolução industrial, a concentração de gases causadores do efeito estufa na atmosfera tem aumentado progressivamente, especialmente nos últimos anos.

Segundo cientistas do Painel Intergovernamental de Mudanças do Clima (IPCC), a principal causa deste aumento é a queima de combustíveis fósseis empregados na geração de energia e nos processos de produção de bens de consumo. No Brasil, estas emissões estão sendo amplamente ligadas ao desmatamento, principalmente da Floresta Amazônica. Outras fontes antrópicas de GEE são: os insumos usados na agricultura (nitrogênio), dejetos suínos, processo digestivo de ruminantes, plantações de arroz (metano), e produção de gases refrigerantes (hidrofluorocarbonetos ou HFCs) (Instituto Carbono Brasil, 2003).

As emissões de GEE (CO₂ como o principal gás emitido) na indústria minero-metalúrgica estão associadas principalmente ao consumo de energia em cada etapa da cadeia produtiva, desde a exploração, passando pela mineração, até a produção do metal refinado. Os produtores de metais primários empregam diferentes tecnologias para a extração, cominuição, fundição e refinamento de vários tipos de minério.

O consumo energético varia de acordo com a fonte de energia primária usada que, por sua vez, pode estar relacionada com a localização da usina. A energia elétrica é gerada principalmente a partir de hidrelétricas, energia nuclear, gás natural, óleo e carvão, e precisa ser identificada essa fonte para cada unidade de produção e, assim, estimar corretamente suas emissões de carbono. Cada fonte de geração de energia tem uma taxa de produção específica de CO₂, variando de cerca de 340 kg/kWh (750 lb/kWh) gerada a partir de estações de energia a carvão, até aproximadamente 180

kg/kWh (397 lb/kWh) para o gás natural. Esses valores de emissões também precisam ser ajustados considerando a eficiência térmica da estação de energia (tipicamente entre 35% e 50%) e também as perdas de transmissão entre o gerador e a localização da usina (Farrel, 2009).

3.6.3 Mercado de Carbono e Dióxido de Carbono Equivalente

Anualmente são lançados mais de 46,5 bilhões de toneladas de CO₂ na atmosfera (incluindo mudanças no uso da terra e florestas), sendo este o principal gás causador do aquecimento global (Instituto Carbono Brasil, 2003). Para diminuir esse número, foram criados mecanismos de redução de emissões de GEE através do mercado de carbono, permitindo uma negociação da redução das emissões, e auxiliando teoricamente na mitigação das mudanças climáticas. Para compor tal sistema, é preciso a elaboração de uma série de metodologias, regulamentações e estruturas de monitoramento e comercialização dos 'créditos' de redução das emissões.

Atualmente o comércio de crédito de carbono, tanto no mercado compulsório quanto voluntário, está movimentando a economia de grandes atores da economia global, como os integrantes da União Europeia, Austrália, Nova Zelândia e o Estado de Califórnia (EU). A União Europeia tem estabelecido o maior mercado de carbono para cumprir seus compromissos sob o Protocolo de Quioto, no qual o mercado de carbono é usado como mecanismo que busca diminuir custos para se chegar a um corte absoluto sobre as emissões. Assim, os países ou empresas têm que montar estratégias para se manter abaixo da cota de emissões, o que possibilita o surgimento do comércio de permissões (quando um agente emite menos que a cota e vende para outro que está acima dela) ou de compensações de emissão (Instituto Carbono Brasil, 2003).

Apesar dos problemas enfrentados pelo Esquema de Comércio de Emissões (*Emissions Trading Scheme* ou ETS) da União Europeia, devido à falta de entendimento dos países envolvidos nas negociações internacionais do clima, e à falta de uma perspectiva de abordagem global para a precificação do carbono, outros países como China, Coreia do Sul, México e Brasil estão tendo iniciativas, ainda menos desenvolvidas, orientadas neste sentido. De acordo com um recente relatório do Banco Mundial divulgado em junho de 2013 (World Bank, 2013), mais de 40 países e 20 jurisdições subnacionais já implementaram ou estão considerando colocar um

preço sobre o carbono; o Brasil encontra-se nesta segunda categoria (Instituto Carbono Brasil, 2003).

Através da Política Nacional sobre a Mudança do Clima (PNMC), instituída em 2009, o Brasil oficializou o seu compromisso voluntário, junto à Convenção-Quadro da ONU sobre Mudança do Clima, de redução das emissões de gases de efeito estufa. Segundo o Decreto nº 7.390/2010, que regulamenta a Política Nacional sobre Mudança do Clima no Brasil, a linha de base de emissões de GEE para 2020 foi estimada em 3,236 Gt de CO_{2eq} (emissões de CO_2 equivalentes). Assim, a redução absoluta correspondente ficou estabelecida entre 1,168 Gt de CO_{2eq} e 1,259 Gt CO_{2eq} , 36,1% e 38,9% de redução de emissões, respectivamente (Ministério do Meio Ambiente). A PNMC inclui como uma de suas ferramentas a criação do mercado brasileiro de redução de emissões, porém, diferentes opções de precificação do carbono ainda estão sendo consideradas. O Brasil também faz parte da Parceria para a Preparação dos Mercados, coordenada pelo Banco Mundial. Regionalmente, esquemas de comércio de emissões estão sendo discutidos nos Estados de São Paulo e Rio de Janeiro, porém, têm encontrado muita oposição (Instituto Carbono Brasil, 2003).

O custo das emissões é definido usando como referência uma medição baseada diretamente na quantidade de emissões produzidas, por exemplo, de acordo com as toneladas de CO_2 equivalentes (CO_{2eq}). Em alguns casos, os países também implementam impostos sobre as emissões por combustível fóssil empregado, ou outro tipo de taxas, com o objetivo de reduzir a geração de GEE. Na Tabela 4 são apresentadas algumas taxas sobre as emissões de GEE atualmente implementadas ou em processo de implementação ao redor do mundo (World Bank, 2013).

Existe também um mercado de carbono respaldado por iniciativas voluntárias de redução de emissões, que está sendo implementado em diversos níveis ao redor do mundo, desde individual, corporativo e até regional, seguindo o mesmo raciocínio de compensação das emissões que o estabelecido no Mecanismo de Desenvolvimento Limpo (MDL), criado pelo Protocolo de Quioto. As negociações no ambiente voluntário são guiadas pelas regras comuns de mercado, podendo ser efetuadas em bolsas, através de intermediários ou diretamente entre as partes interessadas. A convenção para a transação dos créditos é o CO_2 equivalente (Instituto Carbono Brasil, 2003).

Tabela 4. Exemplos de custos às emissões implementados ou em processo de implementação ao redor do mundo (World Bank, 2013)

País ou Jurisdição	Custo das emissões de GEE (USD / t CO_{2eq})	Comentários
Austrália	24	Incremento anual de 2,5%
Columbia Britânica (Canadá)	29	A partir de 2012 (começou em 2008)
Dinamarca	26	A partir de 2010 (começou em 1992). Varia dependendo do tipo de combustível (valor aproximado). Incremento anual de 1,8% entre 2008 – 2015
Finlândia	39 – 78	Começou em 1990. Varia segundo o tipo de combustível
Irlanda	13 – 26	Começou em 2010. Varia segundo o tipo de combustível
Japão	3	Começou em outubro de 2012. Incremento gradual nos próximos 3,5 anos
Noruega	4 – 71	Começou em 1991. Varia segundo o tipo de combustível
África do Sul	13	A começar em janeiro de 2015. Incremento anual de 10% entre 2015 – 2020
Suécia	163	A partir de 2009 (começou em 1991)
Reino Unido (UK)	7	Começou em abril de 2013. Varia anualmente dependendo do preço do carvão dos Estados Unidos

A EPA ou *Environmental Protection Agency*, define o CO₂ equivalente como uma medida empregada para comparar as emissões de diferentes GEE com base no seu Potencial de Aquecimento Global (*Global Warming Potential* ou GWP) ou energia total absorvida pelo gás em um período de tempo especificado (usualmente 100 anos). O CO₂ equivalente para um determinado gás é comumente expresso como “milhões de toneladas métricas de dióxido de carbono equivalentes” (Mt CO_{2eq}), sendo calculado como o produto das toneladas do gás em questão pelo seu valor de GWP:

$$\text{Mt CO}_{2eq} = (\text{Mt de um gás}) (\text{GWP do gás}) \quad \text{Eq. 35}$$

Por convenção, o valor de GWP para o dióxido de carbono é de 1, ou seja, o CO₂ é tomado como gás de referência para quantificar todas as emissões de GEE em uma mesma base. A Tabela 5 apresenta diferentes valores do potencial de aquecimento global reportados para outros gases de efeito estufa em relação ao CO₂. Por exemplo, tomando como referência os valores de GWP da última coluna, tem-se que uma tonelada de metano tem o mesmo potencial de aquecimento global do que 25 toneladas de CO₂ para um período de tempo de 100 anos.

Tabela 5. Potencial de aquecimento global dos principais GEE (Base de dados do IPCC Inventory Software, 2006)

Gas de Efeito Estufa	Potencial de Aquecimento Global (GWP) para um período de tempo de 100 anos		
	SAR ^a	TAR ^b	AR4 ^c
CO ₂ - Dióxido de Carbono	1	1	1
CH ₄ – Metano	21	23	25
N ₂ O - Óxido nitroso	310	296	298
HFCs – Hidrofluorcarbonetos	140 – 11700	12 – 12000	12 – 14800
PFCs – Perfluorcarbonetos	6500 – 9200	5700 – 11900	7390 – 12200
SF ₆ - Hexafluoreto de enxofre	23900	22200	22800

^a IPCC Second Assessment Report: Climate Change (1995)

^b IPCC Third Assessment Report: Climate Change (2001)

^c IPCC Fourth Assessment Report: Climate Change (2007)

Evidentemente, quando o CO₂ é o único gás de efeito estufa sendo emitido, por exemplo, na geração de energia elétrica, é menos confuso falar em termos de emissões de CO₂ ao invés de emissões de CO_{2,eq}, tornando-se, neste caso, irrelevante a utilização de fatores de conversão entre gases, tais como o GWP.

3.6.4 A Matriz Energética Brasileira e Emissões de CO₂ Associadas ao Consumo de Energia Elétrica

No Brasil, a Empresa de Pesquisa Energética (EPE) é a entidade responsável por elaborar e publicar anualmente o Balanço Energético Nacional (BEN), cuja finalidade é apresentar a contabilização relativa à oferta e ao consumo de energia no Brasil, contemplando as atividades de extração de recursos energéticos primários, sua conversão em formas secundárias, importação e exportação, a distribuição e o uso final da energia.

A seguir serão apresentados alguns dos resultados do BEN – ano base 2012, que reúne as informações mais atualizadas sobre o consumo e uso da energia no Brasil em 2012. Durante este ano, a participação de fontes de energia renováveis na Matriz Energética Brasileira Global continuou se mantendo entre as mais elevadas do mundo, como é apresentado na Figura 18 (EPE, 2013).

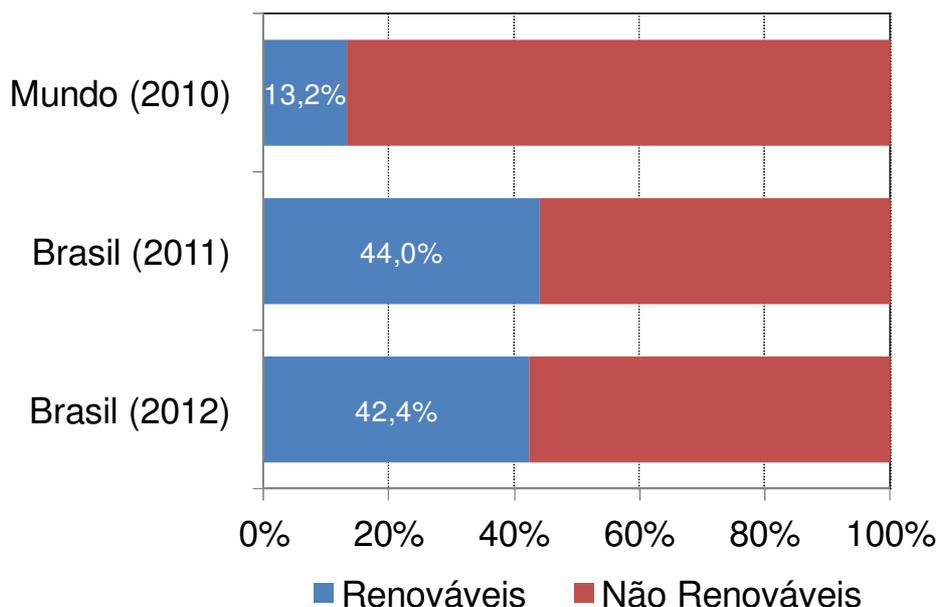


Figura 18. Participação de energias renováveis na Matriz Energética Brasileira Global (adaptado de: EPE, 2013)

A repartição da oferta interna de energia renovável e não renovável no Brasil em 2012 é dada pela Tabela 6.

Tabela 6. Repartição da oferta interna de energia total no Brasil em 2012 (EPE, 2013)

Tipo de Fonte	Fonte	Contribuição (%)
Renovável (42,4 %)	Biomassa de cana	15,4
	Hidroelétrica	13,8
	Lenha e carvão vegetal	9,1
	Outras fontes	4,1
Não renovável (57,6 %)	Petróleo e derivados	39,2
	Gás natural	11,5
	Carvão mineral	5,4
	Urânio	1,5

Pode-se observar que, a pesar de Brasil ser um dos países com maior uso de energias renováveis, ainda continua dependendo em grande proporção dos combustíveis fósseis para abastecer a demanda energética nacional. Portanto, a redução na geração de GEE não é uma questão simples de resolver, mas também não é impossível, na medida em que sejam apoiadas iniciativas orientadas ao aumento no uso de fontes de energia renovável, bem como a um melhor aproveitamento da energia consumida. É, neste último aspecto, onde torna-se

importante para a indústria mineral, especialmente na área de beneficiamento, a avaliação de novas tecnologias de cominuição, e a otimização no projeto de novos circuitos ou nos processos existentes.

Com relação às emissões antrópicas de GEE no Brasil, em total foram produzidas 429 Mt de CO_{2eq} durante o 2012. Desse total, aproximadamente 48,8% corresponderam ao setor de transportes, 20,9% ao setor industrial, 4,1% ao setor residencial, e 26,2% a outros setores (agropecuário, serviços, energético, elétrico e emissões fugitivas). Para o caso particular da produção de energia elétrica, em 2012 foram gerados 82 kg de CO_{2eq} por cada MWh gerado. Esse valor indica que o setor elétrico brasileiro emite muito menos CO_{2eq} do que o setor elétrico de outros países e regiões como China, Estados Unidos e a União Europeia (Figura 19), devido à grande participação de energias renováveis na matriz energética brasileira.

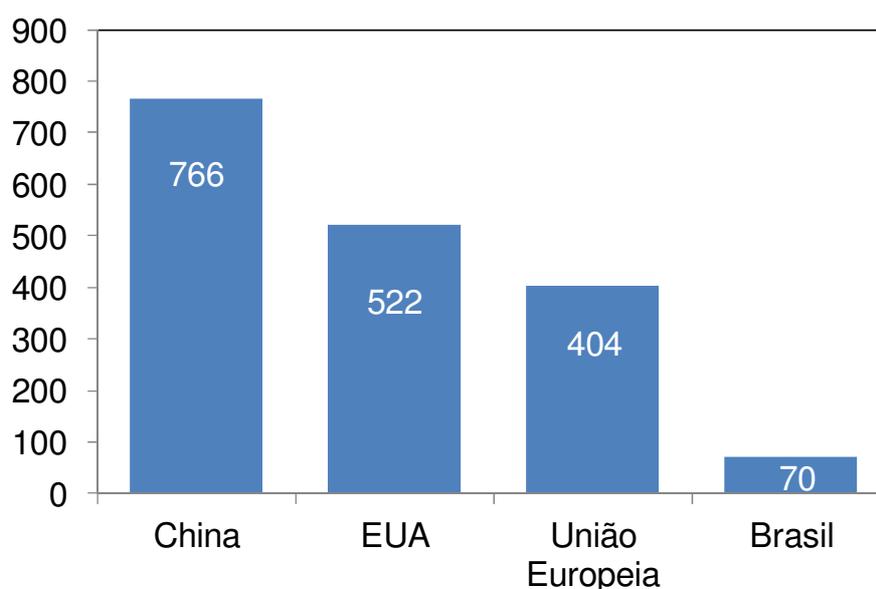


Figura 19. Emissões de CO_2 na geração de energia elétrica em diferentes países – Ano base 2010 (adaptado de: EPE, 2013)

Na base de dados do Ministério da Ciência, Tecnologia e Inovação (MCTI), aparecem reportados os fatores de emissão de CO_2 médios pela geração de energia elétrica no Sistema Interligado Nacional (SIN) do Brasil. O MCTI publica dois tipos de fatores de emissão de CO_2 para energia elétrica: um para ser usado em projetos de MDL (Mecanismo de Desenvolvimento Limpo), e outro para ser usado em inventários. O primeiro visa estimar a contribuição, em termos de redução de emissões de CO_2 , de um projeto de MDL que gere eletricidade para a rede; ou seja, é uma combinação do

fator de emissão da margem de operação com o fator de emissão da margem de construção, que reflete a intensidade das emissões de CO₂ das últimas usinas construídas, e assim quantificar a contribuição futura de uma usina que vai gerar energia elétrica para a rede em relação a um cenário de base.

O segundo fator tem como objetivo estimar a quantidade de CO₂ associada a uma geração de energia elétrica determinada, calculando a média das emissões da geração, e considerando todas as usinas que estão gerando energia, e não apenas aquelas que estejam funcionando na margem. Se todos os consumidores de energia elétrica do SIN calculassem as suas emissões multiplicando a energia consumida por esse fator de emissão, o somatório corresponderia às emissões do SIN. Nesse sentido, ele deve ser usado quando o objetivo for quantificar as emissões da energia elétrica que estão sendo geradas em determinado momento. Ele serve, portanto, para inventários em geral, corporativos ou de outra natureza (MCTI, 2008). Valores de emissões de CO₂ médias para o 2012 com base nas duas metodologias mencionadas são apresentados na Tabela 7, e valores médios para o período 2006 – 2012 se encontram na Figura 20, bem como valores projetados até 2030 (Henriques JR, 2010). Na Tabela 8 são reportados alguns fatores de emissão de CO₂ usados em outros estudos.

Tabela 7. Fator de emissão de CO₂ médio anual pela geração de energia elétrica no Sistema Interligado Nacional do Brasil – Ano base 2012 (MCTI, 2008)

t CO _{2eq} / MWh	Metodologia MDL	Metodologia Inventário
	0,2010	0,0653

Tabela 8. Fatores de emissão de CO₂ reportados por outros autores em diversos estudos de caso

Estudo de caso	Comentário	Fator de emissão, t CO _{2eq} / MWh	Referência
Processamento de minério de ferro (magnetita)	Usina localizada na Austrália	1	(McNab <i>et al.</i> , 2009)
Produção de aço - BF/BOF	Energia elétrica baseada em carvão a 35% de eficiência	0,350	(Rankin, 2012)
Circuito de cominuição	Diferentes fontes de energia avaliadas	0,997 (carvão) 0,596 (gás natural) 0,528 (diesel) 0 (renovável)	(Pokrajcic <i>et al.</i> , 2010)

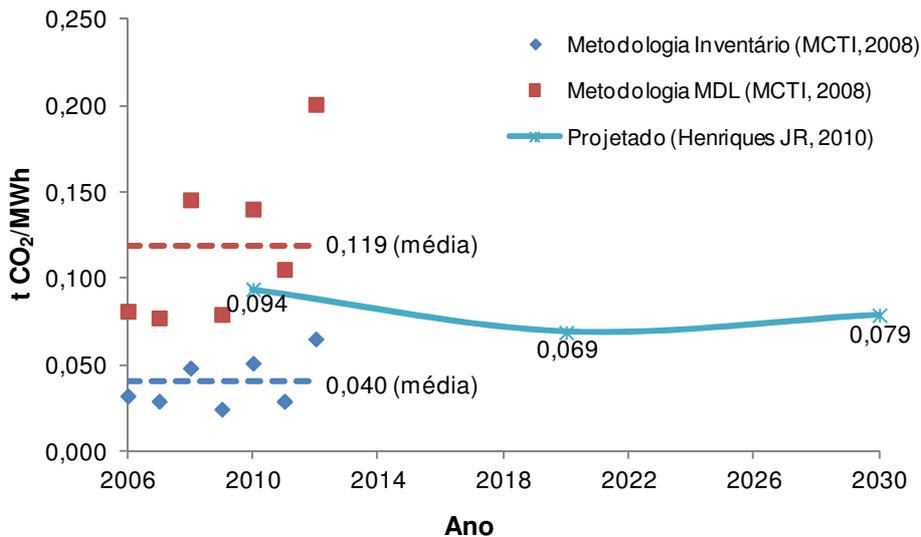


Figura 20. Fatores de emissão de CO₂ médios anuais para geração de energia elétrica no SIN do Brasil: valores estimados (período 2006 – 2012) e projetados até 2030

De acordo com os dados anteriores, é claro que o fator de emissão depende fortemente do tipo de fonte energética usada na geração de energia elétrica, e, em termos mais específicos, da região de localização da usina. Esse é um aspecto importante a considerar quando se está projetando uma nova usina do ponto de vista da eco-eficiência. Portanto, é lógico que o fator de emissão brasileiro seja tão baixo (Tabela 7 e Figura 20) quando comparado com os valores usados em outros estudos (Tabela 8), tendo em vista a alta proporção de energias renováveis usadas no Brasil, fazendo com que o impacto da operação no meio ambiente seja bem menor em comparação a outros países como China ou Austrália onde, até o momento, o carvão mineral e outros combustíveis fósseis continuam sendo as principais fontes de energia.

3.6.5 Consumo Energético e Emissões de CO₂ na Produção de Materiais de Desgaste Usados para Cominuição de Minérios

Conforme mencionado anteriormente, a cominuição é uma das etapas que demanda mais energia em uma usina de beneficiamento de minérios. Uma das principais causas dessa alta demanda é a grande ineficiência energética. De acordo com alguns estudos, somente da ordem de 3% da energia direta demandada pelos equipamentos de cominuição é usada de forma efetiva na redução de tamanho de partículas, sendo os 97% restantes correspondentes a uma energia que não é aproveitada na quebra, mas é dissipada como energia mecânica e calor (Pokrajcic *et al.*, 2010; Alvarado *et al.*,

1998). Entretanto, ainda existe outra energia demandada pelos processos de cominuição. Essa é chamada de energia indireta, e refere-se principalmente à demanda energética implícita na produção de materiais de desgaste ou consumíveis, necessários nos processos de cominuição, tais como revestimentos e corpos moedores. A principal matéria prima desses materiais é o aço, mas, algumas tecnologias podem usar outro tipo de materiais, como por exemplo, materiais cerâmicos e borracha. Estudos recentes apontam que o consumo de energia indireta na cominuição pode chegar a ser representativo, dependendo da rota de processamento adotada (Musa e Morrison, 2009; Daniel *et al.*, 2010; Pokrajcic *et al.*, 2010).

Na produção de metais primários e ligas metálicas, existe também uma demanda de energia direta e indireta, de maneira que a soma dessas energias ao longo de toda a cadeia produtiva (mineração, beneficiamento, extração) é chamada de energia embutida do metal (*Embodied Energy*). De fato, as etapas de transformação química (lixiviação, fundição, eletrorecuperação, etc.) contribuem enormemente a essa demanda energética (Rankin, 2012). Na Tabela 9 são apresentados alguns valores reportados por diferentes estudos sobre energia embutida na fabricação de materiais que sofrem desgaste nos processos de cominuição de minérios, principalmente aço e materiais cerâmicos.

Tabela 9. Energia embutida na fabricação de materiais que sofrem desgaste

Aço [kWh/kg aço]	Cerâmica [kWh/kg cerâmico]	Referência
6,0	10	Pokrajcic <i>et al.</i> (2010)
6,3	-	Rankin (2012)
6,0	-	Daniel <i>et al.</i> (2010)
5,9	-	Barati (2010)
5,6 – 13,9	-	Brooks e Subagyo (2002)
5,6	-	World Steel Association (2013)
6,6	-	Henriques JR (2010)

Segundo Henriques JR (2010), a média do consumo específico de energia final na produção de aço do Brasil, tomando-se como referência as usinas integradas a carvão mineral, que representam aproximadamente o 73% da fabricação do aço no Brasil, situa-se em 23,9 GJ/t de aço (6,6 kWh/kg aço). Uma usina modelo, que aplica as tecnologias mais avançadas, pode apresentar um consumo mais baixo, da ordem de 14,8 GJ/t de aço (4,1 kWh/kg aço).

Os principais fatores que determinam a quantidade de energia embutida na produção de metais e ligas metálicas (como o aço, por exemplo) são os seguintes (Rankin, 2012):

- A estabilidade dos minérios a partir dos quais o material é produzido (determinada pela Energia Livre de Formação de Gibbs).
- O teor do minério: quanto menor o teor, maior é a quantidade de minério que precisa ser processado por unidade de material produzido.
- O grau de moagem requerida para atingir a liberação desejada, tendo em vista que esta é a operação que mais consome energia no beneficiamento de minérios.
- A recuperação global, sendo que as perdas ao longo da cadeia produtiva implicam uma maior quantidade de minério a ser processado por unidade de material produzido.

De acordo com isso, torna-se ainda mais necessário incrementar a eficiência energética dos processos de cominuição. Isso se torna ainda mais crítico no caso de minérios de ferro de baixo teor, pois eles exercem um impacto direto no consumo de energia embutida e na geração de GEE da produção de aço. Porém, as restrições termodinâmicas impõem um limite à possibilidade de redução de demanda energética. Entretanto, Rankin (2012) lembra que as tecnologias recentes estão muito longe desse limite. Por exemplo, o limite teórico para fabricação de aço a partir de hematita estaria em torno de 1,94 kWh/kg aço, valor significativamente menor quando comparado com os dados apresentados na Tabela 9.

Com relação às emissões de GEE associadas à produção de aço, têm sido reportados alguns fatores de emissão em toneladas de CO₂ geradas por tonelada de aço produzida, como mostrado na Tabela 10.

Tabela 10. Fatores de emissão de CO₂ para a produção de aço

Fator de emissão [t CO_{2eq} / t aço]	Comentário	Referência
2,19	Energia elétrica baseada em carvão, 35% de eficiência.	Rankin (2012)
1,31 1,41 1,45 1,92	HDRI – CRISP ^a HDRI – EAF ^b CDRI – EAF ^c BF – BOF ^d	Barati (2010)
1,69	Ano base 2012, com base na quota de produção de aço usando diferentes rotas de processo	World Steel Association (2013)
1,54	Ano base 2012, com base na produção brasileira de aço	Instituto Aço Brasil (2013)

^a Hot Direct Reduced Iron - Continuous Reduced Iron Steelmaking Process

^b Hot Direct Reduced Iron - Electric Arc Furnace

^c Cold Direct Reduced Iron - Electric Arc Furnace

^d Blast Furnace - Basic Oxygen Furnace

De acordo com um recente relatório da Confederação Nacional da Indústria e do Instituto Aço Brasil (CNI/IAB, 2012), no Brasil, 77% do aço provém de usinas integradas, que produzem a liga a partir de matérias primas brutas como o minério de ferro e o carvão (mineral ou vegetal), sendo este último o agente redutor nos altos fornos, para a obtenção do ferro metálico. O 23% restante é produzido em usinas semi-integradas, as quais não dispõem da etapa de redução e usam sucata de aço e ferro gusa para alimentar as aciarias elétricas, portanto, permitem uma redução considerável na geração de emissões de GEE quando comparadas com a rota integrada.

Segundo esse mesmo relatório, a produção de aço via rota integrada a carvão vegetal é um diferencial do Brasil em relação à siderurgia dos demais países. Quase 11% da produção brasileira de aço por meio da rota integrada é obtida a partir do uso do carvão vegetal como redutor em substituição ao coque (carvão mineral). O carvão vegetal é obtido a partir da madeira extraída de florestas (biomassa), sendo, portanto, de origem renovável. Além disso, as emissões de CO₂ geradas no processo industrial são compensadas pelo processo de fotossíntese que ocorre nas florestas plantadas para a obtenção do carvão vegetal. No entanto, não é viável substituir a produção total de aço via rota integrada a coque, a qual é responsável pelo 70% da produção de aço instalada no Brasil, pela de carvão vegetal. Por uma questão de economia de escala e de competitividade com os produtores mundiais, essas empresas possuem altos fornos de grande porte que não usam carvão vegetal na carga de alimentação devido às características desse material (muito friável), o que comprometeria o processo (CNI/IAB, 2012).

O Instituto Aço Brasil tem trabalhado junto às empresas do setor para padronizar a forma de acompanhamento das emissões de GEE, incentivando o inventário com base na metodologia definida pela World Steel Association (WSA). Em 2012, todas as empresas associadas realizaram inventário de suas emissões de CO₂. Para esse ano, as emissões totais de gases de efeito estufa decorrentes das atividades do setor somaram 45,46 Mt CO₂. Esse total de emissões resultou em um índice médio de 1,54 toneladas de CO₂ por tonelada de aço bruto produzida em 2012, valor que se encontra abaixo da média mundial publicada pela WSA para o mesmo ano de referência (Tabela 10), sendo que essa média mundial é calculada apenas com dados de países desenvolvidos (estima-se que a China, Rússia e Índia possuam níveis ainda mais elevados de emissões) (MDIC, 2013).

Além do uso de carvão vegetal, outros fatores que contribuíram na redução de emissões de CO₂ para a produção de aço brasileiro foram: o reaproveitamento de gases de processo, a injeção de finos de carvão e a substituição de óleo combustível por gás natural (Instituto Aço Brasil, 2013).

3.6.6 A Metodologia de Análise de Ciclo de Vida (ACV)

A elevada conscientização acerca da importância da proteção ambiental e dos possíveis impactos associados aos produtos manufaturados e consumidos está se tornando cada vez mais importante tanto para os governos como para o setor industrial, como foi mostrado na seção anterior. O compromisso de redução de emissões de GEE implica em adotar metodologias que ajudem a compreender melhor e a reduzir esses impactos. Uma das técnicas mais usadas para esta finalidade é a Análise do Ciclo de Vida (ACV), ferramenta que faz parte da série de normas da ISO 14000 para sua implementação voluntária nos sistemas de administração ambiental das empresas (Suppen *et al.*, 2005).

A ACV considera os aspectos e impactos ambientais potenciais associados ao produto, desde a extração da matéria prima até a disposição final (ciclo de vida do produto), mediante:

- Inventário das entradas e saídas relevantes de um sistema definido.
- Avaliação dos impactos ambientais potenciais associados a essas entradas e saídas.
- Interpretação dos resultados da análise do inventário e das etapas de avaliação do impacto em relação aos objetivos do estudo (Suppen *et al.*, 2005).

A Figura 21 ilustra a estrutura de uma ACV, enquanto a Tabela 11 define cada uma das etapas do procedimento.

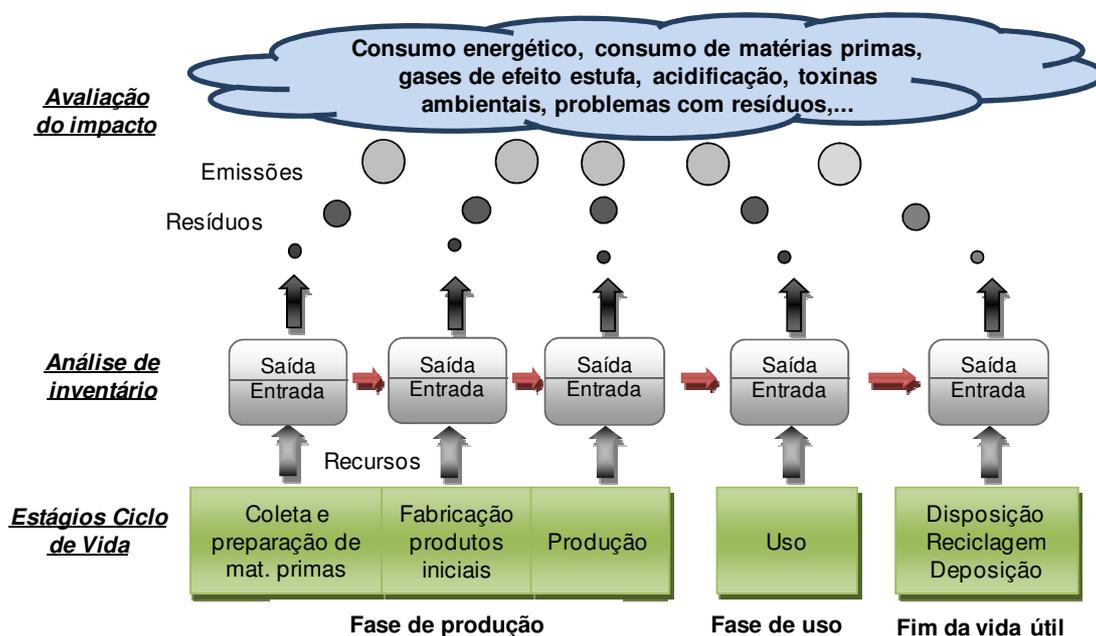


Figura 21. Estrutura de ACV (adaptado de: Caldeira-Pires, 2010)

Tabela 11. Definições do procedimento de ACV (Barbosa JR *et al.*, 2008)

Estrutura de ACV	Definições
1) Definição de objetivo e abrangência	<p>Objetivo: O objetivo deve declarar inequivocamente a aplicação pretendida, as razões para conduzir o estudo e para quem se pretende comunicar os resultados do estudo.</p> <p>Abrangência: Nesta definição devem ser considerados e claramente descritos os seguintes itens:</p> <ol style="list-style-type: none"> Função e unidade funcional; Fronteiras do sistema; Requisitos da qualidade dos dados; Comparações entre sistemas; Considerações sobre análise crítica.
2) Análise de inventário	Envolve a coleta de dados e procedimentos de cálculo para quantificar as entradas e saídas pertinentes a um sistema de produto. A partir dessas informações é realizada a avaliação de impacto do ciclo de vida.
3) Avaliação de impacto	Avaliação da significância de impactos ambientais potenciais. Em geral, esse processo é a tentativa de compreender esses impactos.
4) Interpretação dos resultados	Fase na qual os resultados da análise de inventário e da avaliação de impacto são combinados de forma consistente, com o objetivo e a abrangência definidos, visando alcançar conclusões e recomendações.

Dentro da metodologia de ACV, a componente mais desenvolvida e usada corresponde ao Inventário de Ciclo de Vida (ICV). Nesta base de dados técnicos são quantificadas as necessidades de recursos (entradas), e as emissões atmosféricas, efluentes líquidos e resíduos sólidos (saídas), através do ciclo de vida de um produto, processo, material ou atividade. Os resultados de um ICV são apresentados como emissões totais de uma substância determinada ou como o uso total de um recurso por unidade funcional (Alting, 2007).

3.6.7 Aplicação da Metodologia de ACV em Processos de Cominuição

Segundo Norgate e Jahanshahi (2011), existem grandes oportunidades de reduzir o consumo energético e as emissões de gases de efeito estufa na produção de metais primários; nesse sentido, os esforços devem centrar-se nos processos de extração, especialmente na área de cominuição.

Um dos primeiros estudos publicados sobre implementação de ACV na área de cominuição foi realizado por Landfield e Karra (2000). Neste estudo, a Nordberg, companhia fabricante de britadores, aplicou a ferramenta de ACV a um dos seus produtos, o Britador Cônico HP400 SX, com o objetivo de identificar oportunidades de melhoramento no design e eficiência energética deste produto. Assim, foram abordadas as diferentes etapas do ciclo de vida do produto, desde a extração de matérias primas até o fim da vida útil do equipamento, como observado na Figura 22, tomando como referência um cenário base de 25 anos. A unidade funcional usada para normalizar cada uma das entradas e saídas do processo foi 907 toneladas métricas de rocha britada até tamanhos menores ou iguais a 3,2 cm. O estudo permitiu concluir que a etapa de maior impacto no ambiente em termos de consumo de matérias primas e geração de GEE foi a fase de uso do britador, com 94% das contribuições totais em consumo de ferro (associado à exigência de reposição de peças de desgaste), e 99% ou mais das contribuições totais em emissões de GEE e consumo energético. Dentro desta fase, o consumo de energia elétrica foi o aspecto dominante em termos de impacto ao ambiente.

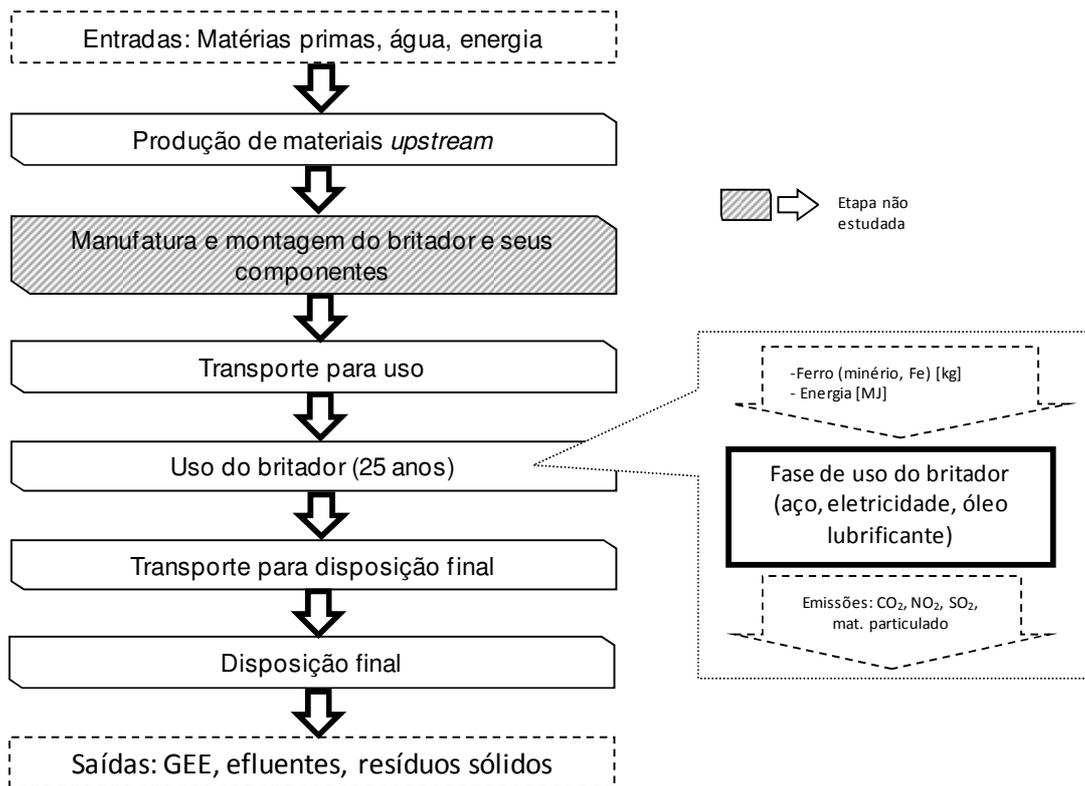


Figura 22. ACV para um Britador Cônico Nordberg HP400 SX (adaptado de: Landfield e Karra, 2000)

Norgate e Jahanshahi (2011) mostraram que a quantidade de energia primária global necessária para a produção dos principais minérios metálicos projetada até o 2030 será aproximadamente quatro vezes a taxa de consumo atual, como pode ser observado na Tabela 12. Isto é, levando em consideração as tendências de diminuição dos teores dos minérios e a necessidade de moagem até tamanhos progressivamente mais finos, para atingir o grau de liberação de partícula desejado (Norgate e Haque, 2010).

Tabela 12. Energia de cominuição global para os principais minérios metálicos (Norgate e Jahanshahi, 2011)

Metal	Consumo de energia global, PJ/a (TWh/a)			
	Atual	Futuro (2030) ^a		
		Somente produção	Produção + teor do minério	Produção + teor do minério + tamanho de partícula do produto
Metais básicos	775 (215)	1.536 (427)	1.946 (541)	6.234 (1.732)
Alumínio	785 (218)	1.686 (468)	1.686 (468) ^b	1.686 (468) ^b
Ferro/Aço	410 (114)	785 (218)	785 (218) ^b	785 (218) ^b
Total	1.970 (547)	4.007 (1.113)	4.417 (1.227)	8.705 (2.418)

^a Baseado nas tecnologias atuais para produção de metais.

^b Para o caso de alumínio e ferro/aço não foram considerados os efeitos de uma diminuição no teor do minério ou de um requerimento de moagem até tamanhos mais finos, somente o efeito de um aumento na produção desses materiais.

Norgate e Haque (2010) fizeram um estudo para determinar as demandas de energia e as emissões de GEE associadas às operações de mineração e beneficiamento mineral na indústria australiana para minérios de cobre, ferro e alumínio (bauxita), visando identificar as áreas que potencialmente podem ser melhoradas em seu desempenho ambiental. A unidade funcional selecionada foi uma tonelada de minério ou concentrado pronto para carregamento de navio, e as categorias de impacto consideradas foram: energia bruta requerida e emissões de gases de efeito estufa expressas como $\text{kg } CO_{2eq}/\text{t}$ de minério ou concentrado. Eles concluíram que o minério de cobre demanda muito maior consumo de energia e também é responsável pela maior geração de gases de efeito estufa em comparação aos outros minérios. Observou-se que 39% do consumo de energia total e 47% das emissões de GEE foram atribuídos às etapas de britagem e moagem. Isto se deve ao fato que os minérios de cobre apresentam teores mais baixos, quando comparados aos minérios de ferro e bauxita estudados, demandando estágios de preparação adicional (britagem e moagem) e concentração do minério para produzir um concentrado de teor desejável.

Musa e Morrison (2009) estabeleceram uma metodologia para análise da eficiência energética dos processos de cominuição baseada em princípios de sustentabilidade, onde foram incluídas não somente a energia elétrica demandada pelos moinhos e britadores (energia direta), como também a energia associada ao consumo de materiais de desgaste (energia indireta). A partir das fontes de energia adotadas, foram estimadas as emissões de gases de efeito estufa associadas direta ou indiretamente aos processos de cominuição. Assim, eles definiram a eco-eficiência energética como aquela eficiência baseada no consumo energético global da usina.

O consumo de energia direta normalmente é um dado medido nas usinas em operação e também um dado utilizado pelos engenheiros de processo para projetar novos circuitos. Uma tolerância de 5% é geralmente adicionada à potência do motor durante o projeto por causa das perdas. Este consumo pode ser calculado a partir da expressão:

$$E_{dir} = \frac{\sum P_m}{T} \quad \text{Eq. 36}$$

na qual P_m é a potência consumida pelo moinho ou britador [kW] e T a tonelagem de produção [t/h].

O consumo de energia indireta é dado pela Equação 37

$$E_{ind} = \frac{\sum_m E_m E_{aço} + \sum_m C_m E_{cerâmica}}{T} \quad \text{Eq. 37}$$

sendo E_m o consumo de aço no moinho ou britador [t], C_m o consumo de cerâmica no moinho [t], $E_{aço}$ a energia necessária para produzir 1 tonelada de aço [kWh/t], e $E_{cerâmica}$ a energia necessária para produzir 1 tonelada de cerâmica [kWh/t].

A combinação das energias direta e indireta fornece uma maneira mais equilibrada de comparar diferentes processos, sendo calculada conforme a Equação 38

$$E_{TOTAL} = E_{dir} + E_{ind} \quad \text{Eq. 38}$$

A geração de GEE pode ser estimada a partir da equação:

$$CO_{2eq} = E_c FE \quad \text{Eq. 39}$$

na qual E_c representa a energia consumida [kWh], e FE corresponde o fator de emissão de GEE [t CO₂/kWh].

Desta forma, Musa e Morrison (2009) desenvolveram uma metodologia que permite avaliar circuitos de cominuição em função de fatores relacionados com a eco-eficiência. No entanto, eles não estabeleceram um indicador de eco-eficiência que defina uma relação entre a energia total (direta e indireta) e a energia teórica necessária para a quebra de partículas.

França (2011) desenvolveu uma pesquisa para determinar a eficiência energética de dois circuitos de cominuição industrial: um circuito de britagem localizado em Matias Barbosa (Minas Gerais) e operado pela Pedra Sul Mineração Ltda., e um circuito de moagem da Mina de Sossego operado pela VALE S.A., próximo à cidade de Canaã dos Carajás (Pará). Os materiais processados foram: pedra britada no circuito de britagem, e minério de cobre no circuito de moagem. O consumo energético teórico foi calculado com base no método proposto por Tavares (2004), o qual foi modificado usando princípios da modelagem mecanicista, através de uma rotina de cálculo implementada no LTM usando o software MatLab[®] (MathWorks). Assim, a energia consumida na usina industrial, medida pelas potências dos equipamentos, foi

comparada com a energia necessária para a quebra de partículas individuais. Esta metodologia foi, por sua vez, comparada com aquela metodologia convencional baseada no Índice de Trabalho Operacional de Bond.

França (2011) também estimou a eco-eficiência energética, comparando o consumo energético teórico obtido pelas simulações (Tavares 2004), com a soma do consumo energético direto (obtido pelas potências dos equipamentos) e indireto (obtido pela taxa de desgaste dos equipamentos estimada por meio das correlações empíricas de Bond). Esses resultados podem ser observados na Tabela 13 para ambos os circuitos estudados. Entretanto, os elevados valores de eco-eficiência energética encontrados para o circuito de Sossego podem representar uma anomalia, devido à dificuldade encontrada na caracterização da fratura das partículas finas, o que teria levado à sua superestimação, bem como do valor final de eco-eficiência.

Tabela 13. Eco-eficiência energética dos circuitos Pedra Sul Mineração e Mina de Sossego (França, 2011)

Circuito	Energia Teórica (kWh/t)	Energia Direta (kWh/t)	Energia Indireta (kWh/t)	Energia Total (kWh/t)	Eco-eficiência Energética (%)
Pedra Sul Mineração	0,25	0,94	0,08	1,02	24,7
Mina de Sossego	17,13	22,49	4,78	27,27	62,8

4. METODOLOGIA

4.1 ESTUDO DE CASO: MINÉRIO DE FERRO ITABIRÍTICO DA VALE S.A.

Os minérios de ferro Brasileiros podem ser classificados, em modo geral, em dois grupos principais: os minérios de alto teor ou hematíticos, quimicamente mais homogêneos e ricos em óxidos de ferro e com teores muito reduzidos de quartzo; e os minérios de baixo teor ou itabiríticos, com alto conteúdo de quartzo, mais heterogêneos e contendo óxidos e hidróxidos de ferro. Os minérios hematíticos resultam do metamorfismo da rocha de itabirito, que pode localmente solubilizar e remover o quartzo, produzindo corpos de hematita pura. Os minérios itabiríticos, por sua parte, resultam da alteração por intemperismo da rocha do mesmo nome. No complexo de minas da região do Quadrilátero Ferrífero no Estado de Minas Gerais são lavrados atualmente esses dois tipos de minérios (Carvalho B. C., 2012). O presente estudo de caso é baseado no aproveitamento de um tipo específico de itabirito proveniente daquela região (Figura 23), destinado à produção de *pellet feed*. Atualmente o projeto referente ao minério em estudo se encontra em fase de implantação, e está previsto para entrar em operação ainda em 2014.

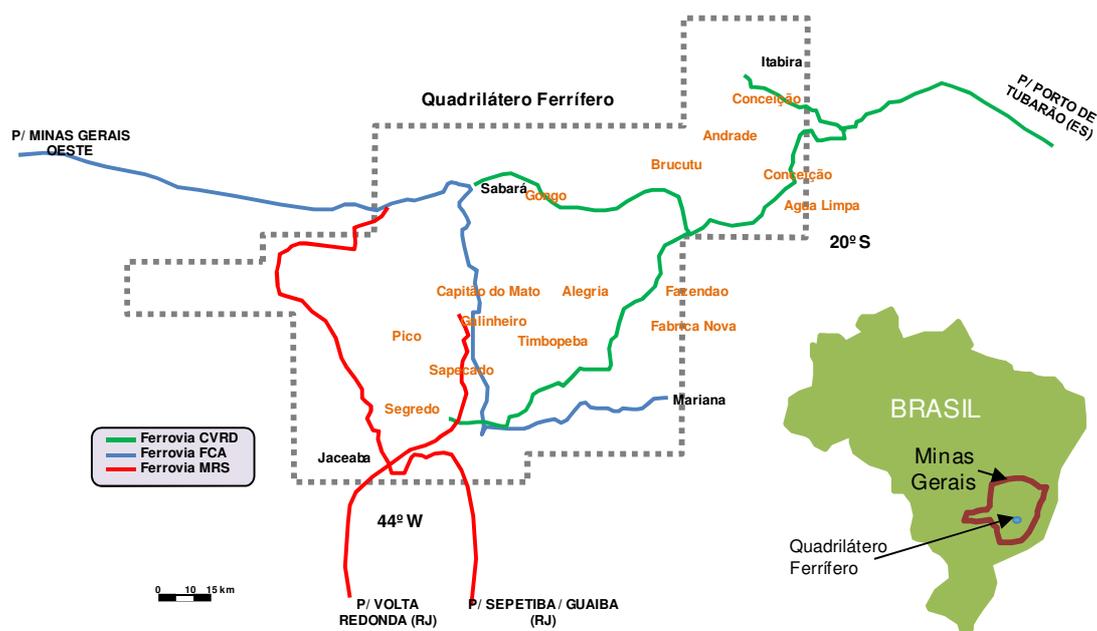


Figura 23. Complexo mineiro da Região do Quadrilátero Ferrífero (MG) (adaptado de: Carvalho, 2012)

O trabalho aqui desenvolvido centra-se principalmente nas etapas de britagem, moagem e classificação até a alimentação da etapa de deslamagem. A rota de processo estabelecida pela VALE S.A. para este minério consiste basicamente na utilização de vários estágios de britagem e peneiramento, seguidos por duas etapas de moagem em moinhos de bolas e classificação usando hidrociclones. O *overflow* da classificação é enviado às subseqüentes etapas de deslamagem e flotação para a obtenção do concentrado final. Assim, o fluxograma do circuito projetado e construído foi utilizado como referência, sendo o mesmo comparado a rotas alternativas de preparação do minério.

4.2 COLETA DE INFORMAÇÕES RELACIONADAS AO MINÉRIO EM ESTUDO

Diferentes informações foram coletadas ao longo do período de desenvolvimento do presente trabalho, referentes ao minério em estudo, bem como a outros itabiritos com características similares, que também se encontram na região do Quadrilátero Ferrífero (Figura 23). As informações consistiram principalmente em ensaios de caracterização dos minérios, ensaios de moagem em bancada, ensaios de moagem em escala piloto, e algumas estimações de desgaste de revestimentos e corpos moedores. Essas informações foram obtidas principalmente de diferentes estudos publicados em artigos, dissertações, teses, relatórios, dados fornecidos pela VALE S.A., e também informações contidas na base de dados do LTM. Também foram realizados pela autora alguns ensaios adicionais necessários para a estimativa da energia teórica de cominuição com base no método proposto por Tavares (2004). Os principais procedimentos empregados para caracterização das propriedades do minério de estudo se encontram referenciados na Tabela 14.

Tabela 14. Metodologias e medidas usadas para caracterizar as propriedades do minério itabirítico EM estudo

Propriedade / Ensaio	Referência
Densidade específica (ρ_e)	Napier-Munn <i>et al.</i> (1996)
Índice de trabalho de Bond (W_i)	
Índice de abrasividade de Bond (A_i)	
Ensaio de moagem em batelada	
Ensaio de quebra de partículas individuais - <i>JK Drop Weight Test</i> (DWT)	
Parâmetro de Abrasão (t_a)	Barrios <i>et al.</i> (2011)
Ensaio de quebra de leitos de partículas	

4.3 SELEÇÃO DE ROTAS DE COMINUIÇÃO PARA O MINÉRIO EM ESTUDO

Foram projetadas diferentes rotas de processamento do minério itabirítico em estudo, tomando como base caracterizações realizadas na amostra do *Run of Mine* (RoM) do minério. Também foram levadas em consideração algumas recomendações sugeridas por Powell e Tavares (2010), bem como informações adicionais consultadas em uma extensa revisão bibliográfica sobre circuitos de cominuição.

O minério de ferro itabirítico em estudo apresenta um teor aproximado de 42,6% de ferro, sendo composto principalmente pelos minerais de ferro hematita, goethita, hematita especular e magnetita, tendo como principal impureza a sílica (37,2% de SiO₂). Tendo em vista que o beneficiamento deste minério é projetado para produção de *pellet feed*, o circuito de cominuição é estabelecido visando gerar um produto com granulometria adequada para alimentar as etapas de deslamagem e concentração por flotação. O tamanho de partícula no qual se considera que ocorre liberação suficiente do minério corresponde a 150 µm (Souza, 2005; Powell e Tavares, 2010). Assim, pelo menos 95% do material no produto deveria se encontrar na faixa menor a 150 µm após a etapa de preparação. Por outro lado, o excesso de lamas pode levar a uma operação ineficiente em etapas posteriores, de maneira que a quantidade de ultrafinos no produto final da moagem (partículas menores a 10 µm) deve ser minimizada.

A capacidade nominal do circuito estabelecida é de 3.235 t/h de minério seco, equivalendo a uma capacidade anual de 17 Mt, sendo considerado um rendimento operacional de 60%. A distribuição granulométrica da alimentação dos circuitos é representada na Figura 24 (informações técnicas fornecidas pela VALE S.A.). Esta distribuição, na verdade, corresponde ao produto da britagem primária do circuito atualmente projetado na usina, que será o ponto de início para o projeto das diferentes rotas de cominuição do presente trabalho.

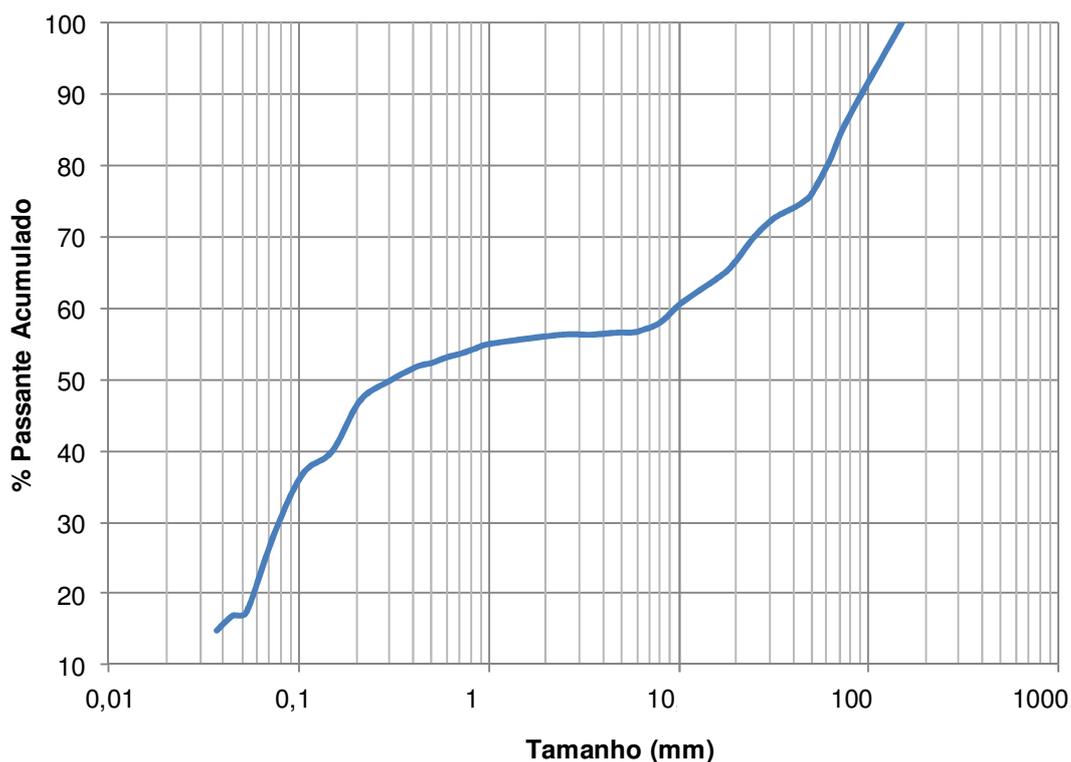


Figura 24. Distribuição granulométrica do produto da britagem primária do itabirito em estudo

De acordo com a Figura 24, o produto da britagem primária apresenta uma grande percentagem de material fino, com valores de 80% passante em 60 mm, 55% passante em 1 mm, e 38% do material passante em 150 μm . Assim, seria lógico pensar em uma opção de bypass no circuito, que poderia conduzir à otimização da usina com relação ao consumo energético. No entanto, essa possibilidade poderia estar limitada para alguns tipos de itabiritos.

Estudos preliminares (Souza, 2005) foram conduzidos em dois tipos amostras de itabiritos, na faixa menor a 150 micrômetros: amostras provenientes da britagem-moagem de diferentes minérios, e amostras provenientes dos finos naturais desses minérios. Os estudos evidenciaram que a granulometria destas últimas amostras poderia ser um pouco mais grossa. Além disso, o grau de liberação do quartzo e da hematita em faixas de tamanho equivalentes foi maior nas amostras moídas em relação às amostras de finos naturais. Quando essas amostras foram submetidas a ensaios de flotação em bancada em condições de operação equivalentes, verificou-se que os concentrados provenientes da amostra de finos naturais após deslamagem gerou produtos com teores de SiO_2 muito maiores que o limite para o *pellet feed* de redução direta (0,80%), enquanto as amostras moídas submetidas a flotação geraram concentrados dentro da especificação, como observado na Tabela 15.

Tabela 15. Resumo dos resultados obtidos em ensaios de flotação em amostras de minério itabirítico (Souza, 2005)

Amostra	Rendimento do concentrado (%)		Teor de SiO ₂ Concentrado		Recuperação de Ferro (%)	
	Natural	Moída	Natural	Moída	Natural	Moída
1	31,6	37,4	2,74	0,72	52,6	62,7
2	45,1	35,7	3,70	0,18	70,3	58,5
3	47,3	48,6	2,37	0,29	71,6	73,3
4	46,4	51,4	1,05	0,22	70,4	71,7

O exposto acima sugere que, embora os finos naturais de alguns itabiritos estejam na faixa de tamanhos adequada para flotação, há a necessidade da utilização de algum tipo de condicionamento na moagem. De fato, informações fornecidas pelo pessoal da VALE S.A. apontam que, em alguns tipos de minérios de ferro itabiríticos, finos naturais contidos no RoM possuem um revestimento de lamas que dificulta a recuperação do minério nas etapas de flotação.

Outro aspecto a considerar na avaliação de possíveis rotas de processamento é a redução de custos operacionais, que pode variar dependendo da complexidade dos processos e dos equipamentos adotados. Esses custos estão relacionados de forma indireta a fatores ambientais como o consumo de água e de energia, cuja redução está se tornando cada vez mais importante no contexto do desenvolvimento sustentável na indústria mineral, e, por sua vez, torna-se um fator determinante da competitividade do negócio.

Já que o Brasil se destaca por ter uma grande proporção de uso de fontes energéticas renováveis como a hidroeletricidade, deve-se direcionar esforços não só na redução do consumo de energia direto dos equipamentos, mas também em aquela energia indireta que se encontra associada ao desgaste de materiais que precisam ser substituídos ou, em alguns casos, fornecidos de forma permanente aos processos de cominuição, tais como revestimentos e corpos moedores.

Existem tecnologias de cominuição relativamente novas que têm mostrado ao longo do tempo grandes benefícios na indústria mineral, quando comparadas às tecnologias tradicionais de britagem e moagem. No entanto, elas apenas recentemente passaram a ser avaliadas e/ou implementadas para minérios de ferro itabiríticos no Brasil. Isso cria um grande desafio no momento da escolha de equipamentos e alternativas de processamento, que deve ser suportado adequadamente por estudos de pré-viabilidade.

Partindo dessas premissas, são propostas a seguir diferentes alternativas de processo, as quais serão analisadas comparativamente sob a ótica da eco-eficiência e da emissão de GEE.

4.3.1 Alternativa 1 ou Caso Base: Britagem Convencional em 4 etapas + Moagem em 2 etapas

Este tipo de circuitos está presente em diferentes usinas de processamento de minérios de ferro itabiríticos no Brasil, com algumas variações na configuração (Figura 25). Neste circuito o produto do britador primário alimenta uma peneira que opera em circuito aberto com um britador cônico. O produto combinado do britador cônico e o *undersize* da peneira são enviados para uma peneira de duplo deque, cujos retidos alimentam os estágios de britagem subsequentes. O produto desse circuito alimenta moinhos de bolas primários que operam em circuito aberto, cujo produto é encaminhado a uma bateria de hidrociclones. O *underflow* da classificação alimenta moinhos de bolas secundários, enquanto o *overflow* alimenta os ciclones deslamadores.

De modo geral, é uma alternativa bem conhecida, flexível e com capacidade relativamente estável, tendo em vista que as razões de redução são relativamente baixas em cada etapa. Portanto, pode ser considerada como uma opção controlável do ponto de vista operacional. Porém, o número de equipamentos e a complexidade do circuito são relativamente maiores em comparação àquelas rotas apresentadas a seguir.

Embora as etapas de britagem talvez não representem uma parcela significativa do consumo energético, a quantidade de material de desgaste demandada especialmente pelos corpos moedores da moagem primária e secundária, bem como o consumo de água nas etapas de moagem e classificação, poderiam incrementar a demanda energética global e os custos operacionais.

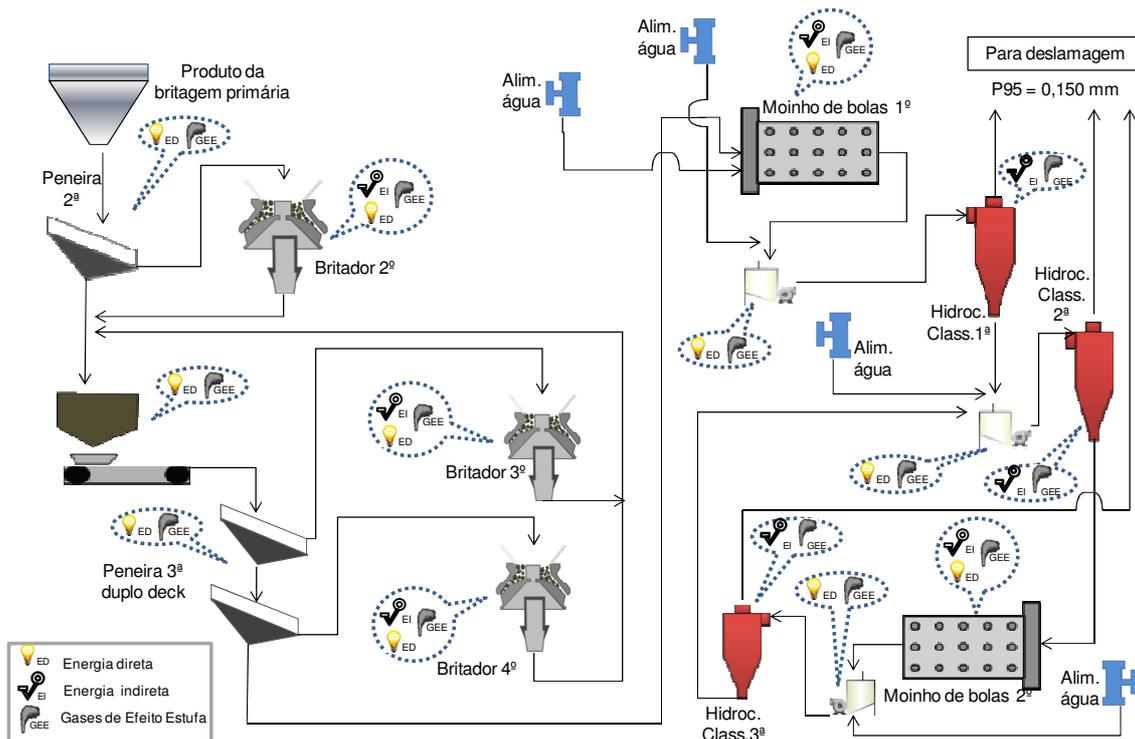


Figura 25. Fluxograma da Alternativa I

4.3.2 Alternativa II: Britagem Convencional em 4 etapas + Moinho de Rolos e Anel

O emprego do Moinho de Rolos e Anel poderia representar, em princípio, uma redução significativa em custos operacionais, tendo em vista que o equipamento é operado a seco, possui um sistema de classificação interna muito eficiente (configuração *airflow*) que poderia eliminar a necessidade de deslamagem a úmido no produto da moagem (dependendo da configuração do equipamento), embora esse sistema possa demandar um importante consumo energético. Este tipo de tecnologia também pode vir a substituir algumas etapas de britagem e moagem empregadas no circuito convencional. Outra vantagem própria desta tecnologia é o princípio de operação que é baseado na quebra principalmente por compressão (especialmente quando são usados os rolos especiais tipo *shear-free*), o que torna o processo mais eficiente com relação ao consumo energético direto. O uso de rolos tipo *shear-free* também pode trazer uma importante redução na geração de ultrafinos, quando comparada com a quantidade de ultrafinos originada pelos moinhos de bolas na rota de processo convencional (Gerold *et al.*, 2012).

No entanto, deve-se lembrar que existem evidências de problemas inesperados de vibração instável durante a moagem para alguns materiais, e que esse comportamento

anômalo está associado com as propriedades do material moído. O descrito acima talvez seja um importante fator que pode definir a tomada de decisões no momento da escolha desta tecnologia para uma nova aplicação como no caso do minério de ferro itabirítico, porém seu uso em outras aplicações como no caso do cimento seja bem sucedido. De acordo com isso, é recomendável realizar estudos adicionais que permitam uma avaliação mais detalhada em termos de prever o comportamento desse equipamento em diferentes condições operacionais para esta nova aplicação. É importante destacar, entretanto, que estudos recentes mostraram a possibilidade de aplicar este tipo de tecnologia em minérios de ferro brasileiros (Gerold *et al.*, 2012).

Uma alternativa um pouco mais conservadora para o uso desta tecnologia seria possivelmente uma substituição parcial de equipamentos, ou seja, manter as etapas de britagem convencional idênticas às aquelas usadas na Alternativa I, as quais, do ponto de vista energético são consideradas muito eficientes, e somente substituir as etapas de moagem de bolas por moinhos de rolos e anel, como é proposto na Figura 26. Desta forma, o circuito apresentaria uma maior capacidade de resposta às flutuações nas características do minério e, assim, poderia fornecer maior estabilidade à alimentação do moinho de rolos e anel, em comparação com a alternativa de substituir uma ou várias etapas de britagem convencional.

Além do exposto anteriormente, se fosse aplicada esta tecnologia para o itabirito em estudo, teriam que ser avaliadas de forma cuidadosa a capacidade do equipamento, bem como a taxa de desgaste (rolos e mesa) em escala real, e também o grau de liberação do produto da moagem. Este último poderia ser maior se comparado à rota convencional, potencialmente permitindo a moagem até tamanhos mais grossos que 150 μm , comumente adotado na moagem convencional.

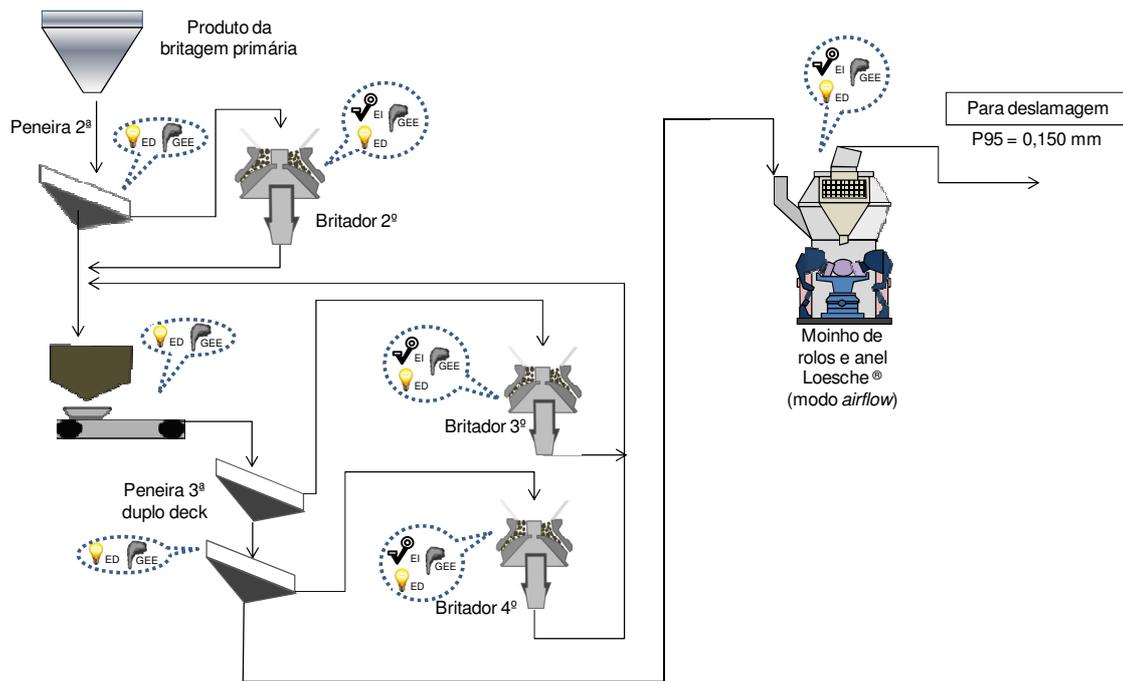


Figura 26. Fluxograma da Alternativa II

4.3.3 Alternativa III: Britagem Secundária + HPGR (alimentação natural) + Moinho de Bolas

O HPGR é uma tecnologia que está se tornando cada vez mais atraente na indústria mineral, porém não tem sido aplicada amplamente no beneficiamento de minérios de ferro itabiríticos do Brasil. Esta tecnologia tem algumas semelhanças em comparação ao moinho de rolos e anel, sobretudo no que diz respeito ao princípio de operação (esforços compressivos) e pelo fato de operar a seco. Este equipamento também pode lidar com capacidades relativamente altas e apresenta, aparentemente, um baixo consumo em material de desgaste. Porém, o custo específico do material usado na fabricação dos rolos do HPGR (em dólares por tonelada de material de desgaste) é relativamente mais alto do que o custo do aço (material comumente usado na fabricação de corpos moedores e revestimentos de moinhos), especialmente quando são usadas superfícies de rolos tipo Hexadur® (Daniel, 2002).

O HPGR, em algumas aplicações, pode ainda demandar uma etapa posterior de desagregação de partículas antes da moagem. No entanto, neste caso é adicionada água ao produto do HPGR, o qual é destinado ao hidrociclone, de maneira que talvez não seja necessária a desagregação mecânica. Por outro lado, existe a expectativa que esta tecnologia poderia gerar uma maior quantidade de material ultrafino no produto, tendo em vista que, embora o mecanismo de fratura intergranular favoreça a

liberação do minério, ele também pode gerar sobremoagem do material. Nesse sentido, também seria necessário aprofundar estudos comparativos que permitam avaliar o grau de liberação atingido no produto da moagem e, assim, verificar a real necessidade de moagem até 150 μm . Na rota de processo proposta (Figura 27), o HPGR foi projetado para operar em circuito aberto, considerando a grande proporção de finos no RoM, mas, a adoção dessa configuração dependerá da granulometria final do produto do HPGR, dado que a presença de partículas muito grossas pode aumentar a deterioração dos revestimentos dos hidrociclones usados nos estágios posteriores de classificação.

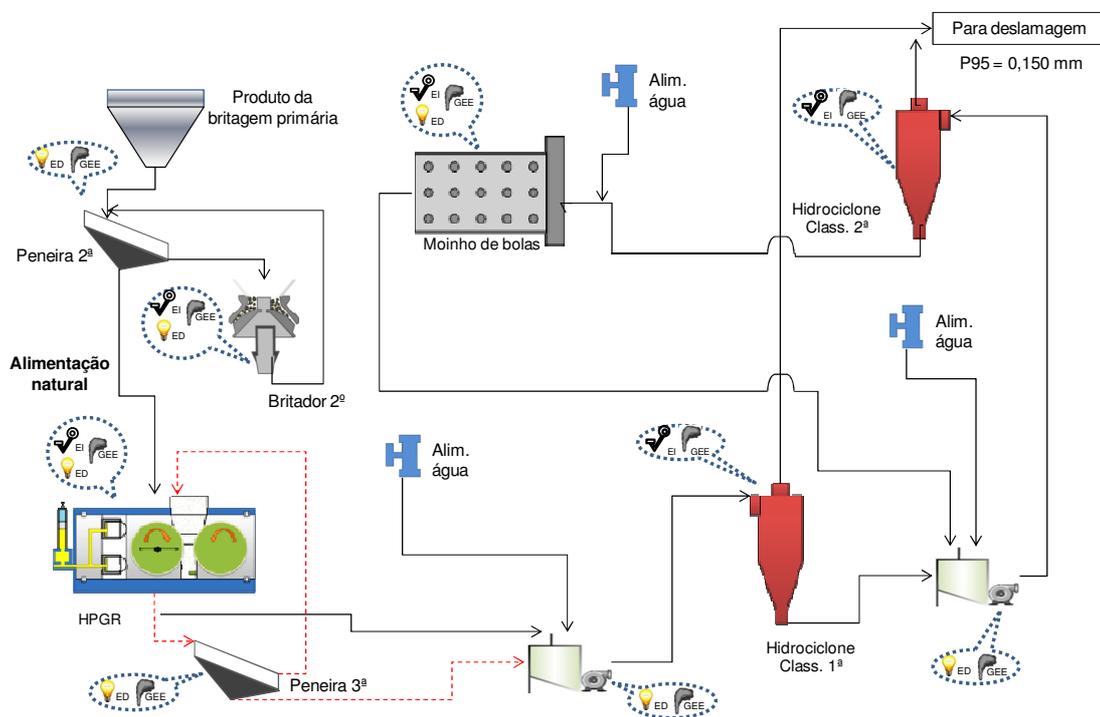


Figura 27. Fluxograma da Alternativa III

Tal como no caso do Moinho de Rolos e Anel, o HPGR pode simplificar o *layout* da usina, substituindo algumas etapas de britagem e/ou moagem, com reduções no consumo energético. Tem sido recomendado (Powell e Tavares, 2010) que sua aplicação seja, preferivelmente, na substituição das etapas de britagem terciária e/ou quaternária e de moagem primária, em vez de usá-lo como substituto nas etapas de britagem convencional. Também é fundamental que a umidade na alimentação do equipamento seja mantida em um nível baixo (menor a 8%), e assim garantir o correto funcionamento do equipamento, evitando aumento no desgaste de rolos e redução na capacidade. Cabe destacar, entretanto, que as aplicações recentes mais bem

sucedidas dessa tecnologia na britagem estão associadas a minérios com elevada resistência mecânica (Rosario, 2010), o que não é o caso dos itabiritos.

4.3.4 Alternativa IV: Britagem Secundária + HPGR (alimentação escalpada) + Moinho de Bolas

Considerando a grande proporção de partículas finas presentes no RoM, é possível que o HPGR opere de forma mais eficiente, em termos de aproveitamento de energia e de capacidade, se a fração de material fino dessa alimentação fosse enviada diretamente às etapas seguintes de classificação e moagem. Essa situação poderia ser avaliada, assumindo que a pré-moagem das partículas finas para efeitos de remoção dos recobrimentos de lamelas não fosse necessária. Assim, pode-se pensar em uma modificação ao circuito anteriormente projetado, a qual é mostrada na Figura 28.

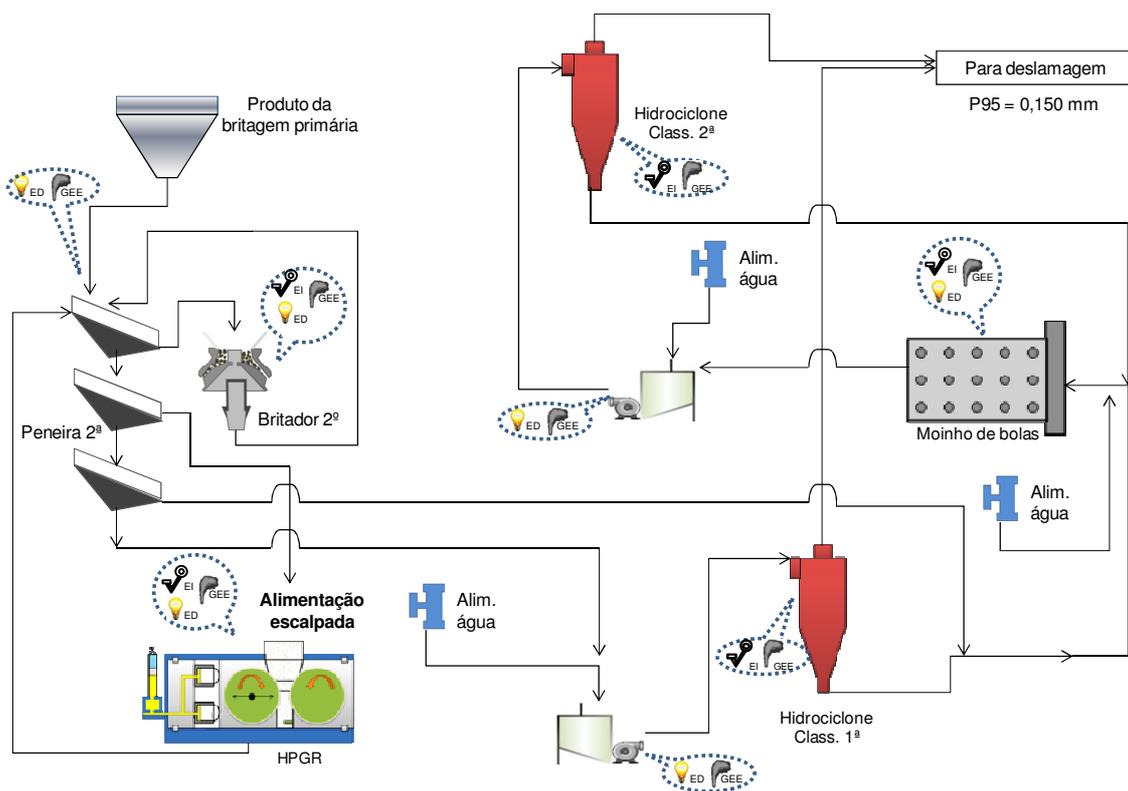


Figura 28. Fluxograma da Alternativa IV

Nesta nova configuração, poderia se esperar um incremento no consumo de energia direta ou de corpos moedores no moinho de bolas, quando comparada com a Alternativa III, pois uma fração do material não seria submetida à fratura intergranular que ocorre pela ação dos esforços compressivos do HPGR. Por outro lado, essa rota

poderia ser vantajosa na redução na geração de ultrafinos, bem como na redução da demanda global de consumíveis do circuito.

4.3.5 Alternativa V: Moinho SAG/AG + Moinho de Bolas

A utilização da moagem autógena (AG) e semiautógena (SAG) na cominuição de minérios tem aumentado nas últimas décadas em comparação aos circuitos de britagem convencional em múltiplos estágios e posterior moagem em moinho de bolas. O moinho SAG/AG pode ser alimentado diretamente com o produto da britagem primária, reduzindo assim os custos de investimento e operacionais em pelo menos uma etapa de britagem e classificação. Além disso, o moinho SAG/AG não possui problemas associados ao confinamento de partículas na faixa de 25 a 50 mm, diferente dos britadores cônicos. Nestes últimos, o seu desempenho pode ser afetado devido à rigidez da sua estrutura e da movimentação da carga; assim, quando eles são operados com partículas mais finas, são demandados intensos esforços na ruptura das partículas individuais, que podem representar perdas significativas de energia pela aglomeração de partículas na câmara de britagem e também pela deformação elástica do britador, reduzindo o tempo de vida dos componentes do britador (Rimmer, 1995).

Tendo em vista que o minério de estudo apresenta resistência mecânica relativamente baixa, não se considera necessário o uso de um britador de reciclo junto ao moinho SAG. A eficiência deste tipo de circuitos em comparação a circuitos que usam tecnologias como o HPGR é ainda discutível.

Algumas das possíveis desvantagens desta rota de processo estão associadas ao alto custo de corpos moedores no caso do moinho SAG, e à dificuldade para ajustar e manter sob controle a operação dessas unidades quando as características do minério da alimentação variam. Assim, a viabilidade desta rota de processo (Figura 29) depende principalmente da disponibilidade de corpos moedores autógenos com uma competência suficiente na alimentação do moinho, para garantir a quebra autógena ou semi-autógena do minério.

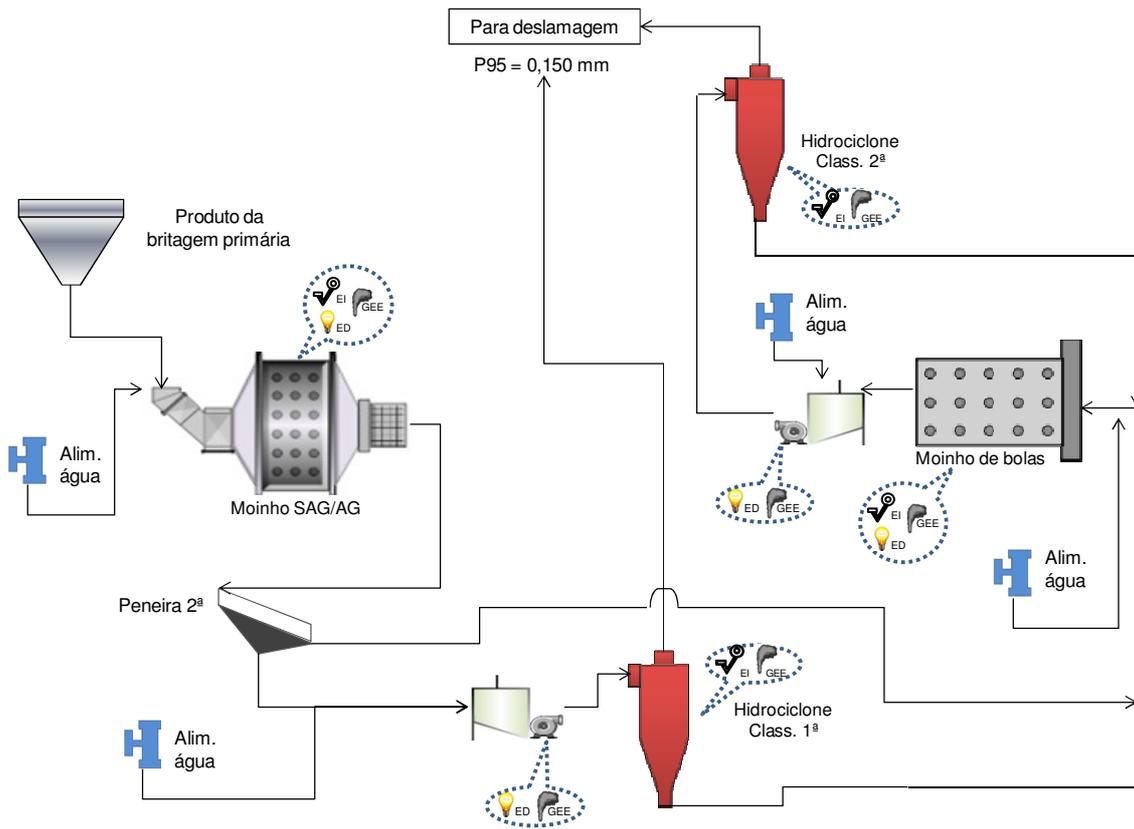


Figura 29. Fluxograma da Alternativa V

4.4 MODELAGEM E SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE ROTAS DE COMINUIÇÃO

Para simular o desempenho dos equipamentos de cominuição e classificação das rotas de processamento propostas na seção 4.3 foi selecionado o simulador de processos JKSimMet[®] Versão 5.2 (JKTech Pty Ltd, 2003). Essa escolha foi devido sobretudo ao seu amplo e bem sucedido uso na avaliação de rotas de processamento de diferentes minérios na indústria mineral. Entretanto, tendo em vista que alguns dos modelos utilizados no presente trabalho não se encontram disponíveis neste *software*, também foi necessário o uso de outras ferramentas computacionais como o Excel e o *software* Moly-Cop Tools[®] Versão 3.0 (Sepúlveda, 2012). Na Tabela 16 são resumidos os métodos empregados para simulação de cada uma das operações unitárias que compõem as rotas de processo previamente definidas, enquanto nos Anexos I e II são apresentados detalhes desses modelos para equipamentos de classificação e cominuição, respectivamente.

Tabela 16. Modelos matemáticos e ferramentas computacionais usadas para modelagem e simulação das rotas de cominuição

Operação unitária	Modelo Matemático	Ferramenta computacional	Referência
Peneira Vibratória	Modelo de Karra	Microsoft Office Excel	Karra (1979 <i>apud</i> King, 2001)
	Modelo de Curva de Eficiência	JKSimMet® Versão 5.2	Napier-Munn <i>et al.</i> (1996)
Hidrociclone	Modelo de Curva de Eficiência	JKSimMet® Versão 5.2	Napier-Munn <i>et al.</i> (1996)
	Modelo de Nageswararao	JKSimMet® Versão 5.2	Napier-Munn <i>et al.</i> (1996), Nageswararao <i>et al.</i> (2004)
	Modelo de Plitt Modificado	Moly-Cop Tools® Versão 3.0	Napier-Munn <i>et al.</i> (1996), Nageswararao <i>et al.</i> (2004)
Britador Cônico	Modelo de Britagem de Whiten	JKSimMet® Versão 5.2	Napier-Munn <i>et al.</i> (1996)
HPGR	Modelo do JKMRRC	JKSimMet® Versão 5.2	Morrell <i>et al.</i> (1996 <i>apud</i> Daniel e Morrell, 2004)
Moinho SAG/AG	Modelo de Leung / JKMRRC	JKSimMet® Versão 5.2	Napier-Munn <i>et al.</i> (1996)
Moinho de Bolas	Modelo de Mistura Perfeita de Whiten	JKSimMet® Versão 5.2	Napier-Munn <i>et al.</i> (1996)
	Modelo de Balanço Populacional para Moagem	Moly-Cop Tools® Versão 3.0	Sepúlveda (2012), Austin e Concha (1993)

Resultados de ensaios realizados em escala piloto tiveram que ser processados previamente ao seu uso na simulação usando ferramentas de balanços de massas e de ajuste de parâmetros de modelos. Uma descrição sucinta dessas operações é apresentada no Anexo III. Os procedimentos empregados para o dimensionamento, escalonamento e simulação de equipamentos de classificação e cominuição com base nos modelos matemáticos da Tabela 16 são descritos nas próximas seções.

4.4.1 Dimensionamento e simulação de peneiras e britadores cônicos

Os equipamentos de britagem e peneiramento propostos para cada rota de processamento foram projetados e selecionados com base em especificações técnicas extraídas do Manual de Britagem da Metso Minerals (Metso Minerals, 2005). Foi necessário corrigir as capacidades nominais dos britadores cônicos especificadas pelo fabricante, pois elas foram estabelecidas para um minério/rocha padrão. Para isso, foi empregada a Equação 40, que considera o efeito das propriedades do minério e as

características da alimentação (os fatores são determinados a partir de dados fornecidos no manual do fabricante).

$$Q_{real} = Q_t FA FB FC FD \quad \text{Eq. 40}$$

sendo: Q_{real} a capacidade real do britador [t/h]; Q_t a capacidade nominal do britador dada pelas tabelas do fabricante [t/h], FA o fator de densidade aparente, FB o fator de índice de trabalho do material; FC o fator do tamanho da alimentação; FD o fator de umidade do minério (os fatores de correção são adimensionais).

Foi necessário adotar um procedimento iterativo para a seleção de equipamentos, visando minimizar o número de unidades por etapa para atingir a capacidade e a especificação desejada de produto a ser enviado para o circuito de moagem. O número de equipamentos necessários calculado foi sobredimensionado em 20%.

A fim de simular os britadores cônicos secundários foram usados coeficientes de regressão (que descrevem a classificação das partículas no Modelo do Britador de Whiten) baseados em critérios adotados para outro projeto com um minério similar. Para os britadores cônicos terciários e quaternários foram usados os parâmetros *default* do JKSimMet[®]. Para simulação das peneiras utilizou-se um procedimento iterativo que consistiu em estimar as distribuições granulométricas dos produtos de cada uma das peneiras em circuito aberto usando a metodologia de Karra. Posteriormente, foram encontrados os parâmetros do modelo de curva de eficiência equivalentes por meio do ajuste de parâmetros usando as distribuições granulométricas do *undersize* e do *oversize* anteriormente calculadas. Depois, simulou-se o circuito fechado e, desta forma, foram estimadas as novas taxas e distribuições granulométricas da alimentação de cada uma dessas peneiras, e novamente calculadas as distribuições granulométricas dos produtos.

4.4.2 Dimensionamento e simulação de moinhos de bolas

O dimensionamento dos moinhos de bolas em geral foi baseado nas especificações técnicas de um moinho atualmente em operação na usina de Timbopeba (Minas Gerais) da VALE S.A., de acordo com algumas referências consultadas (Souza, 2005, Alves *et al.*, 2007, Powell e Tavares, 2010, Tavares *et al.*, 2012). Duas metodologias foram comparadas para a modelagem do moinho de bolas: a primeira, baseada no Modelo de Mistura Perfeita (Napier-Munn *et al.* 1996) e usando o simulador

JKSimMet[®] Versão 5.2; a segunda, baseada no modelo de balanço de massa por tamanhos (Austin e Concha, 1993) implementado no software Moly-Cop Tools[®] Versão 3.0. Para isso, foi usado como referência o moinho de bolas primário em circuito aberto da Alternativa I. Conforme é apresentado na seção 5.2.2, o modelo implementado no *software* Moly-Cop Tools[®] se mostrou mais apropriado para representar o comportamento dos moinhos para este tipo de minério e, portanto, decidiu-se usar esta ferramenta na modelagem dos moinhos de bolas de todas as alternativas de processamento anteriormente propostas.

4.4.3 Dimensionamento e simulação de hidrociclones de classificação primária

Os hidrociclones usados na classificação primária foram dimensionados e simulados usando o JKSimMet[®] com base em informações sobre uma curva de eficiência característica para corte em 0,150 mm, utilizando hidrociclones de 26 polegadas de diâmetro. Esta curva foi obtida a partir de uma amostragem realizada no circuito de concentração da usina Cauê, localizada em Itabira, Minas Gerais (Souza, 2005), e a partir dela foram obtidos os parâmetros utilizados para simulação do hidrociclone com o modelo de curva de eficiência. O procedimento de obtenção desses parâmetros se encontra descrito no Anexo IV.

A partir desses parâmetros, e com a distribuição granulométrica da alimentação do hidrociclone (obtida também por simulação), foi simulado o hidrociclone de classificação primária no JKSimMet[®], usando o Modelo de Curva de Eficiência. Assim, foram estimadas as distribuições granulométricas dos produtos do hidrociclone. Usando essas distribuições, e também utilizando os parâmetros do modelo de Nageswararao calibrados para outro hidrociclone de referência em condições de material de alimentação similares, foram dimensionados hidrociclones de 26" de diâmetro. O procedimento consistiu em ajustar as características dos hidrociclones (número de equipamentos, diâmetro de entrada, diâmetro do *vortex finder*, diâmetro do *apex*, comprimento da seção cilíndrica), até atingir as características de desempenho e a granulometria dos produtos descritas pelo método de curva de eficiência.

4.4.4 Dimensionamento e simulação de hidrociclones de classificação secundária

Os hidrociclones de classificação secundária foram dimensionados e simulados usando a ferramenta Moly-CopTools[®], que usa um modelo empírico baseado no

modelo de Plitt (Napier-Munn *et al.*, 1996). Devido à indisponibilidade de dados experimentais, foram usados os parâmetros de classificação *default* do *software*. As simulações foram realizadas visando obter a especificação do produto e, por sua vez, otimizando a quantidade de equipamentos (moinhos e hidrociclones). Foram selecionados hidrociclones de 26 polegadas de diâmetro e ajustadas as características dos hidrociclones (número de equipamentos, diâmetro de entrada, diâmetro do *vortex finder*, diâmetro do *apex*, comprimento do hidrociclone), até atingir a granulometria do *oversize* apropriada de acordo com a especificação do produto e visando, ao mesmo tempo, obter um desempenho apropriado dos moinhos de bolas que fazem parte do circuito de moagem.

4.4.5 Dimensionamento e simulação de HPGR

O dimensionamento e a simulação de HPGR foram conduzidos com base em ensaios com uma unidade HPGR piloto, realizados por Alves (2012) em amostras de um minério de ferro itabirítico com características similares ao minério em estudo. Esses dados foram usados para calibração dos parâmetros do modelo de HPGR disponível em JKSimMet[®] e, posteriormente, usados para simular o HPGR em escala industrial. As dimensões do HPGR industrial foram baseadas em equipamentos projetados para outro minério itabirítico brasileiro (Mazzinghy *et al.*, 2013).

4.4.6 Dimensionamento e simulação do moinho SAG

O dimensionamento e a simulação do moinho SAG foram baseados em informações de ensaios realizados em um equipamento SAG piloto, usando amostras de diferentes minérios de ferro itabiríticos. Essas informações foram reportadas em um relatório interno preparado pela empresa SGS para a companhia VALE S.A. no ano 2012. Para este estudo foram selecionados os dados de um ensaio específico, correspondente a um minério com propriedades e distribuição granulométrica de alimentação similar ao minério em estudo. O escalonamento do SAG foi realizado selecionando as dimensões apropriadas para processar a capacidade projetada, com base em especificações de um fabricante destes equipamentos.

4.5 ACV E CÁLCULO DA ECO-EFICIÊNCIA ENERGÉTICA EM CIRCUITOS DE COMINUIÇÃO

A seguir é proposta uma metodologia para avaliar circuitos de cominuição com base no método de Análise de Ciclo de Vida (ACV). O primeiro passo consiste em delimitar as fronteiras do sistema em estudo. Para este caso, o sistema corresponde a cada uma das rotas de cominuição propostas nos fluxogramas da seção 4.3. Nesses fluxogramas aparecem siglas que se referem às demandas de Energia Direta (ED) e Energia Indireta (EI), bem como às emissões de Gases de Efeito Estufa (GEE) associadas a cada uma dessas energias. A fim de normalizar as entradas e saídas de cada sistema deve ser selecionada uma unidade funcional. No presente estudo de caso foram selecionadas duas unidades funcionais:

- Entrada ou saída em função da taxa de alimentação nova do circuito (3.235 t/h de minério)
- Entrada ou saída em função do produto final total gerado (quantidade de sólidos na faixa entre 150 e 10 μm)

Para propósitos de comparação de cada uma das rotas de cominuição propostas, o estudo centrou-se na fase de uso do ciclo de vida, que, de acordo com um estudo similar aplicado a um equipamento de cominuição (Landfield e Karra, 2000), corresponde à fase do ciclo de vida que cria um maior impacto em termos de consumo de matérias primas e geração de GEE. Assim, foram estabelecidas as entradas e saídas de cada sistema, de acordo com a Figura 30.

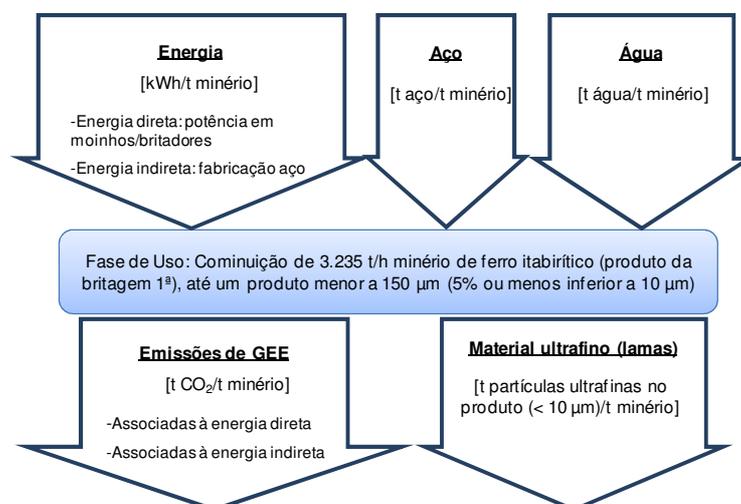


Figura 30. Esquema da aplicação da ACV na avaliação dos circuitos de cominuição

As estimativas de consumo de energia direta dos equipamentos de cominuição, bem como do consumo de água e da quantidade de material ultrafino gerado em cada rota de processo, foram obtidas a partir dos resultados das simulações computacionais. O consumo de material de desgaste (principalmente aço) em cada equipamento de cominuição foi determinado a partir de correlações empíricas e estimativas de desgaste realizadas por outros autores, para minérios de ferro itabiríticos com características similares ao minério de estudo. O consumo de energia indireta foi calculado multiplicando as taxas de desgaste de cada equipamento (g de aço/kWh) pela potência simulada do equipamento correspondente (kW), e por um fator de consumo energético de 6,6 kWh/kg aço, que corresponde aproximadamente à média do consumo específico de energia final na produção de aço no Brasil (Tabela 9), ou seja, presumindo que as peças de desgaste são produzidas a partir de aço produzido no Brasil.

As emissões de GEE associadas à energia direta foram estimadas para cada circuito, multiplicando a soma das potências simuladas de cada um dos equipamentos de cominuição por um fator de emissão de 0,0653 t CO₂/MWh (Tabela 7). As emissões de GEE associadas à energia indireta foram calculadas multiplicando a taxa de material total desgastado (kg aço/h) por um fator de emissão de 1,54 t CO₂/t aço (Tabela 10). Para calcular o consumo energético associado ao uso de carbeto de tungstênio (ou WC, material de fabricação dos *studs* do HPGR), foi considerado um fator de 400 MJ/kg de WC (111,11 kWh/kg de WC), de acordo o reportado por Dahmus e Gutowski (2004). Para estimar as emissões de CO₂ associadas à produção de WC foi necessário usar informações de um material com uma rota de obtenção similar, o carbeto de boro, cujo fator de emissão médio é de aproximadamente 9 t CO₂/t carbeto (Rashid *et al.*, 2011).

A partir das estimativas de consumo energético específico direto e indireto em cada circuito de cominuição, e da metodologia proposta por Tavares (2004) para estimação do consumo energético mínimo necessário para a quebra do minério até uma granulometria adequada para alimentação à etapa de deslamagem (E_t), é possível definir uma Eco-eficiência Energética:

$$\text{Eco-eficiência Energética} = 100 \frac{E_t}{E_{total,dir} + E_{total,ind}} \quad \text{Eq. 41}$$

na qual $E_{total,dir}$ e $E_{total,ind}$ correspondem às energias específicas direta e indireta totais em cada rota de processo [kWh/t].

A metodologia descrita acima é apresentada de forma esquemática na Figura 31, e consiste basicamente em uma etapa inicial na qual, a partir das informações coletadas, podem ser simuladas cada uma das rotas de processamento estabelecidas. Com esses resultados, além das estimativas de desgaste de revestimentos e corpos moedores, dos fatores de emissão de CO₂ (associados ao consumo de eletricidade e à produção de materiais de desgaste) e dos fatores de consumo energético específico na produção de materiais de desgaste, é possível realizar o Inventário de Ciclo de Vida dos sistemas selecionados. Além disso, aplicando a metodologia proposta por Tavares (2004), pode ser estimada a Eco-eficiência Energética de cada rota de processo, com base no cálculo da energia mínima teórica de cominuição. Esses resultados podem ser considerados indicadores de desempenho de cada um dos processos, em termos econômicos e ambientais. É ainda importante destacar que esta metodologia pode ser aplicada para qualquer circuito de cominuição, independentemente do minério processado. Do mesmo modo, as fronteiras do sistema podem ser ampliadas e incluir outras etapas de processamento como, por exemplo, os processos de concentração do minério e extração do metal.

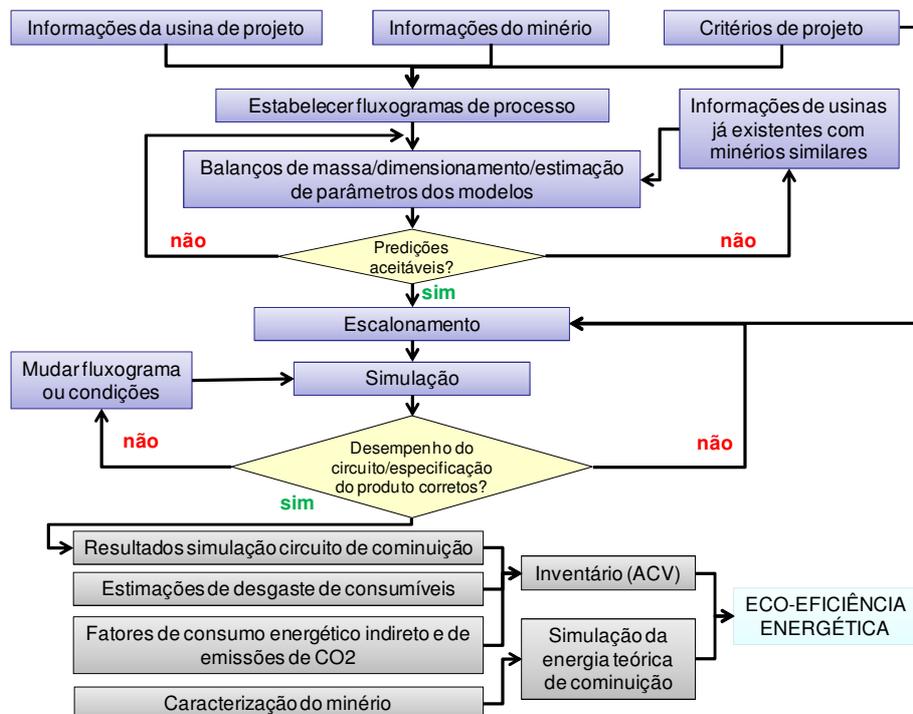


Figura 31. Metodologia geral proposta de ACV e cálculo da Eco-Eficiência Energética em circuitos de cominuição

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 CARACTERIZAÇÃO DO MINÉRIO

A seguir são apresentadas, resumidamente, as principais características do itabirito em estudo adotadas para o projeto e simulação das diferentes rotas de processamento que serão descritas nas próximas seções. Estas informações foram obtidas a partir de estudos de caracterização realizados no Laboratório de Tecnologia Mineral (LTM) da COPPE/UFRJ com amostras representativas do *Run of Mine* (RoM) do minério em estudo, e também usando dados de projeto fornecidos pela VALE S.A.. A distribuição granulométrica da alimentação do minério anteriormente usada como critério para estabelecer cada uma das rotas de processo corresponde à Figura 24. Essa distribuição é usada como dado de entrada em cada um dos circuitos de cominuição/classificação simulados.

Tabela 17. Principais critérios de projeto e características do minério de ferro itabirítico em estudo

Parâmetro de projeto	Valor
Vazão mássica de sólidos de alimentação [t/h]	3.235
Massa específica do minério [kg/m^3]	3,81
Massa específica aparente do minério [kg/m^3]	2,25
Umidade do minério [%]	0
F_{80} do circuito [mm]	60,3
P_{95} do produto final (alimentação deslamagem) [mm]	0,150
Índice de Abrasividade de Bond, A_i [g]	0,081
Índice de Trabalho do Impacto [kWh/t]	5,4
Índice de Trabalho de Bond [kWh/t]	8,0
Parâmetro de ensaio DWT, $A^* \times b^*$	$63,05 \times 2,26 = 142,8$
Parâmetro de ensaio de abrasão, t_a	2,56

De acordo com o Índice de Abrasividade de Bond da Tabela 17, o minério em estudo apresenta baixa abrasividade quando comparado com os valores de A_i de outros minérios como magnetita, minério de cobre ou quartzo, entre outros (Gupta e Yan, 2006). Entretanto, deve-se atentar para o fato que esse ensaio tende a gerar baixos valores quando minérios também apresentam baixa resistência mecânica.

O parâmetro $A^* \times b^*$ e o parâmetro t_a estão associados com a resistência do minério à quebra pelos mecanismos de impacto e abrasão, respectivamente. Quanto maiores sejam esses valores, menor a resistência do minério a quebrar por meio de algum desses mecanismos de quebra. Na Tabela 18 é apresentada uma classificação da dureza de minérios com base nesses parâmetros. Pode ser observado que o minério em questão apresenta muito baixa resistência à quebra, segundo os valores de $A^* \times b^*$ e t_a reportados na Tabela 17. Esses valores de A^* , b^* e t_a também foram usados para simular a moagem SAG usando JKSimMet®.

Tabela 18. Classificação da resistência à quebra de um minério em função dos parâmetros $A^* \times b^*$ e t_a (adaptado de: JKTech, 2011)

Parâmetro	Classificação do minério em relação à resistência à quebra						
	Muito alta	Alta	Mod. Alta	Média	Mod. Baixa	Baixa	Muito baixa
$A^* \times b^*$	< 30	30 – 38	38 - 43	43 - 56	56 - 67	67 - 127	> 127
t_a	< 0,24	0,24 - 0,35	0,35 - 0,41	0,41 - 0,54	0,54 - 0,65	0,65 - 1,38	> 1,38

A partir dos resultados do ensaio DWT realizado no LTM em diferentes lotes de partículas do minério em estudo (amostras do RoM), foram extraídos valores de t_{10} - t_n , bem como valores de E_{cs} para diferentes t_{10} e tamanhos de partícula iniciais usados durante os testes. Essas informações do minério são empregadas para a modelagem de britadores cônicos e HPGR em JKSimMet®. Os resultados se encontram na Tabela 19 e na Tabela 20.

Tabela 19. Função quebra de partículas individuais usada na modelagem de britadores cônicos e HPGR para o minério em estudo

Parâmetro de quebra t_{10} (%)	Tamanho relativo ao tamanho inicial (t_n)				
	t_{75}	t_{50}	t_{25}	t_4	t_2
10	8,05	8,51	9,60	15,62	28,84
20	13,96	14,75	16,82	30,25	50,19
30	19,57	20,65	23,65	43,80	66,52

Tabela 20. Valores de E_{cs} (kWh/t) para diferentes t_{10} na quebra de partículas individuais, usados na modelagem de britadores cônicos e HPGR para o minério em estudo

Parâmetro de quebra t_{10} (%)	Tamanho de partícula inicial (mm)		
	20,63	41,08	57,78
10	0,091	0,083	0,082
20	0,201	0,184	0,182
30	0,337	0,310	0,310

A fim de descrever a quebra por compressão de leitos em HPGR foram usados os mesmos dados da função quebra de partículas individuais, conforme sugerido por Daniel (2002). Para isso, foram estimados valores de t_n correspondentes a um valor de t_{10} de 50% (Tabela 21), usando as curvas $t_{10} - t_n$ (Anexo V) obtidas por meio da função beta incompleta (Carvalho, 2009), fazendo uso de uma rotina de otimização implementada em MatLab® que se encontra disponível no LTM. Também foram empregados os valores *default* de energia específica de cominuição para quebra de partículas contidas em leitos.

Tabela 21. Função quebra para descrever a quebra por compressão de leitos, usada na modelagem de HPGR para o minério em estudo

Parâmetro de quebra t_{10} (%)	Tamanho relativo ao tamanho inicial (t_n)				
	t_{75}	t_{50}	t_{25}	t_4	t_2
10	8,05	8,51	9,60	15,62	28,84
30	19,57	20,65	23,65	43,80	66,52
50	31,05	32,68	37,39	67,41	87,53

5.2 ALTERNATIVA I. BRITAGEM CONVENCIONAL EM QUATRO ESTÁGIOS E MOAGEM EM DUPLO ESTAGIO

5.2.1 Circuito de Britagem

Os parâmetros empregados na modelagem de peneiras e britadores se encontram resumidos na Tabela 22 e na Tabela 23. Na Figura 32 são apresentadas as distribuições granulométricas das correntes de processo. A Tabela 24 relaciona os resultados do dimensionamento dos britadores e peneiras com as correspondentes especificações dos equipamentos (Metso Minerals, 2005), e os consumos energéticos resultantes da simulação (somente para os britadores). Para o caso das peneiras, recomenda-se usar peneiras com inclinações múltiplas (tipo banana), sendo que elas são mais eficientes de aquelas dimensionadas pelo método de Karra, cuja inclinação é fixa.

Tabela 22. Parâmetros usados para simulação de peneiras com o Modelo de Curva de Eficiência

Parâmetro	Alternativa I			Alternativa III		Alternativa IV			Alt. V
	Pen. 2ª	Pen. 3ª deck 1	Pen. 3ª deck 2	Pen. 2ª	Pen. 3ª	Pen. 2ª deck 1	Pen. 2ª deck 2	Pen. 2ª deck 3	Pen. 2ª
Alfa, α_{CE}	7,753	9,454	7,963	7,753	8,781	7,753	7,963	8,781	8,781
Partição de água ao produto fino, c [%]	100	100	100	100	100	100	100	100	100
d_{50c} [mm]	61,94	39,76	11,98	61,94	5,80	61,94	11,98	5,80	5,80

Tabela 23. Parâmetros usados no Modelo do Britador de Whiten

Parâmetro	Alternativas I, III e IV	Alternativa I	
	Britador 2º	Britador 3º	Britador 4º
A_4	36,48	0	0
$K_3 = C_0$	2,3	2,3	2,3
D_3	3,431	15	15
A_0	0,766	0,8	0,8
B_0	1,501	2,5	2,5
$B_5, D_0, A_1, B_1, D_1, A_2, B_2, D_2, A_3, B_3, B_4$	0	0	0

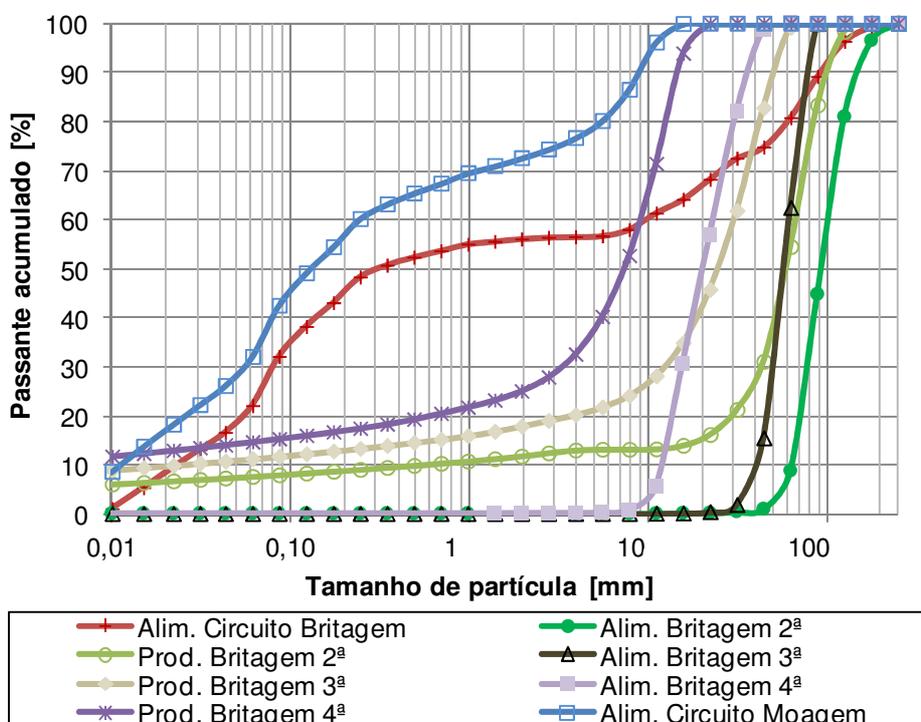


Figura 32. Distribuições granulométricas circuito de britagem - Alternativa I

Tabela 24. Dimensionamento de britadores e peneiras - Alternativa I

Item	Peneira 2ª	Peneira 3ª deck 1	Peneira 3ª deck 2	Britador 2º	Britador 3º	Britador 4º
Abertura peneira [mm]	63,5	44,5	12,7	-	-	-
Area total necessária [m ²]	21,1	42,6	91,3	-	-	-
Área total disponível [m ²]	42	126	126	-	-	-
Abertura do britador em posição fechada, CSS [mm]	-	-	-	51	32	10
Potência total simulada [kW]	-	-	-	144,1	178,4	200,2
Potência máxima recomendada [kW]	-	-	-	315	315	600
Vazão mássica nominal [t/h]	3.235	5.335	4.437	740	1.032	1.386
Vazão mássica estimada [t/h]	3.235	5.335	4.437	628	898	1.202
No. de equip. necessários	2	6		1	2	3
Modelo/Referência	10'x24' (Metso)	10'x24' Duplo Deck (Metso)		HP 400 - câmara standard / material médio	HP 400 - câmara standard / material médio	HP 800 - câmara cabeça curta / mat. Médio

5.2.2 Moagem Primária

Como descrito na seção 4.4.2, duas metodologias foram comparadas para simulação do moinho de bolas primário desta alternativa de processamento: a primeira, baseada no *software* JKSimMet®, e a segunda, baseada no *software* Moly-Cop Tools®. No Anexo VI se encontram os resultados e a discussão da aplicação da primeira metodologia para a moagem primária desta alternativa de cominuição, cujos resultados indicaram que esse modelo matemático não é o mais adequado para este tipo de minério. Portanto, decidiu-se avaliar outro modelo matemático de moinho de bolas que se encontra implementado no *software* Moly-Cop Tools®. Este modelo faz uso de correlações empíricas da função quebra e da função seleção, cujos parâmetros são determinados experimentalmente a partir de ensaios de moagem em batelada. Para o caso da função seleção, o ensaio de moagem em batelada em moinho equipado com sensor de torque requer amostras de material com a mesma granulometria de alimentação que será fornecida ao moinho industrial. Além disso, as bolas usadas durante o ensaio deveriam apresentar uma distribuição de tamanhos equivalente àquela do moinho simulado. Alves *et al.* (2007) realizaram ensaios de moagem em moinho de torque para um itabirito compacto com características similares ao minério em estudo, usando uma amostra de material proveniente da britagem em quatro estágios em uma usina piloto. Nesses ensaios foram empregadas bolas com tamanho máximo de 38 mm.

Na Figura 33 foi realizada uma comparação entre a granulometria de alimentação do moinho de torque em batelada com o produto do circuito de britagem industrial (ou alimentação do moinho de bolas primário) simulado no JKSimMet[®]. É observado que a distribuição granulométrica usada para estimar os parâmetros da função seleção foi mais grossa, mas também quase paralela à distribuição granulométrica de alimentação do moinho industrial até o valor de P_{80} onde ambas as granulometrias se cruzam. Já para tamanhos maiores que P_{80} , a distribuição granulométrica de alimentação do moinho industrial (simulada) foi um pouco mais grossa. Para propósitos de análise de pré-viabilidade do projeto, a utilização destes parâmetros considerou-se adequada.

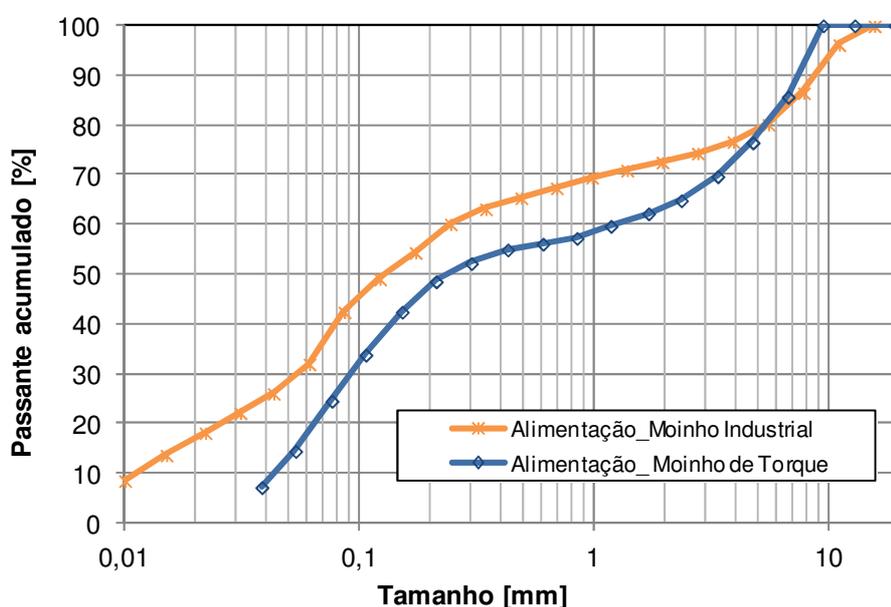


Figura 33. Distribuição granulométrica da alimentação ao moinho de torque vs. alimentação do moinho industrial simulada

O passo seguinte consistiu em escalonar os parâmetros da função seleção estimados por Alves *et al.* (2007), usando as Equações 130-135, tomando como referência os parâmetros operacionais do moinho industrial (Tabela 61), usando um tamanho de bola de 38 mm (máximo tamanho de bola empregado na moagem em batelada). Os parâmetros das funções seleção e quebra utilizados para simulação do moinho escalonado no *software* Moly-Cop Tools[®] Versão 3.0 são sumarizados na Tabela 25.

Tabela 25. Parâmetros das funções seleção/quebra para o moinho de bolas primário - Alternativa I

Parâmetros função seleção				Parâmetros função quebra		
α_0	α_1	α_2	d_{crit}	β_0	β_1	β_2
0,00038	1,597	0,1	1.597,0	0,54516	0,638	5,0

A partir desses parâmetros foi simulado o moinho industrial, através da componente 'BallSim_Open'. Na Figura 34 é comparada a distribuição granulométrica da descarga do moinho simulada usando Moly-Cop Tools®, para um tamanho de bola de 38 mm, com a correspondente distribuição granulométrica simulada usando o software JKSimMet® (Figura 71 e Anexo VI). De acordo com o gráfico, esta última ferramenta computacional tende a superestimar a proporção de material grosso e a subestimar a proporção de material fino no produto da moagem. Portanto, para propósitos de modelagem e simulação dos moinhos de bolas nesta e em outras rotas de processamento, optou-se por usar a ferramenta Moly-Cop Tools®.

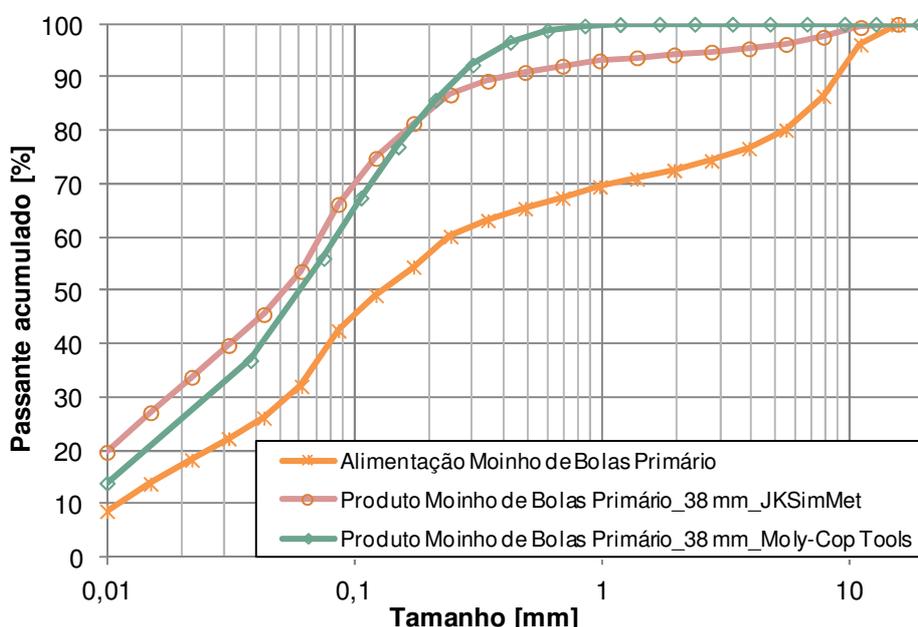


Figura 34. Comparação da distribuição granulométrica da descarga do moinho de bolas primário simulada usando diferentes métodos

5.2.2.1 Avaliação do diâmetro de bola ótimo

O tamanho de bola é uma variável que pode ser otimizada na operação de moinhos de bolas. O uso de bolas menores produz menos impactos enérgicos e cada um desses impactos influencia uma menor quantidade de partículas nas imediações do ponto de impacto entre quaisquer duas bolas. A zona ativa entre bolas na polpa do moinho é também reduzida quando são usadas bolas menores. As bolas menores também são menos eficientes fraturando as partículas maiores. Em contrapartida, a diminuição no tamanho de bolas aumenta a frequência de impactos devido a um maior número de bolas (King, 2001). Como regra geral, quanto mais fina a alimentação, menor deveria

ser o tamanho de bolas necessário. Porém, algumas vezes na indústria essa regra não é aplicada devido ao maior custo operacional associado ao uso de bolas menores. Nesses casos, é comum a utilização de bolas com tamanhos uma ou duas vezes maiores em relação ao tamanho ótimo. Existem algumas correlações empíricas que permitem estimar o diâmetro de bola ótimo (Napier-Munn *et al.*, 1996), como aquelas detalhadas na Tabela 26.

Tabela 26. Correlações para calcular o diâmetro de bola máximo (Napier-Munn *et al.*, 1996)

Correlação	Fórmula		d_{bMAX} para o moinho de bolas 1º (mm)
Allis Chalmers	$d_{bMAX} = 25,4 \left[\left(\frac{F80}{K'} \sqrt[3]{\frac{\rho_e W_i}{C_s \sqrt{3,281 D}}} \right) \right]$	Eq. 42	45,3
Dunn	$d_{bMAX} = 6,3 \frac{F80^{0,29} W_i^{0,4}}{(N_m D)^{0,25}}$	Eq. 43	58,2

d_{bMAX} corresponde ao diâmetro de bola máximo [mm], $F80$ é a percentagem de material na alimentação passante em 80% [μm], ρ_e é o peso específico do minério de alimentação, C_s é a percentagem de velocidade crítica, D é o diâmetro interno do moinho [m], W_i é o índice de trabalho de Bond do minério de alimentação [kWh/st], N_m é a velocidade de rotação do moinho [rpm], e K' é um fator que depende do tipo de moinho, sendo 350 para moagem a úmido e descarga tipo *overflow*.

Usando as correlações descritas acima, juntamente com as variáveis de projeto da Tabela 17 e da Tabela 61, foi estimado o diâmetro de bola ótimo para o moinho de bolas primário (Tabela 26). Deste modo, pode-se dizer que o diâmetro de bola a usar no moinho de bolas primário poderia ser incrementado entre 20 e 50%, de acordo com os resultados das correlações empíricas; isso pode reduzir os custos operacionais associados ao menor desgaste, mas, também deve ser considerado o efeito que essa modificação pode trazer na geração de material fino e ultrafino. Segundo Lima *et al.* (2012), também deve ser avaliado o efeito do corpo moedor sobre outras variáveis: consumo de energia na moagem, granulometria do produto moído, carga circulante e efeito na vida útil dos revestimentos da moagem.

Lima *et al.* (2012) fizeram estudos de moagem em escala piloto usando amostras representativas de minério com características similares ao minério em estudo. Eles também avaliaram a taxa de desgaste através de ensaios de moagem em batelada para diferentes tamanhos de bola e, com base nessas informações, realizaram

simulações e estimações que permitiram avaliar o efeito do tamanho de bola na moagem, bem como nos custos operacionais. Os resultados dessas simulações indicaram que a utilização de corpos moedores de 3 polegadas (76,2 mm) de diâmetro na moagem primária, e de 2,5 polegadas (63,5 mm) de diâmetro na moagem secundária permite um melhor aproveitamento energético, garantindo a obtenção de um produto dentro da especificação granulométrica, gerando uma menor quantidade de ultrafinos e reduzindo significativamente o consumo de aço (bolas).

Tomando como base esse estudo, foram realizadas simulações do moinho de bolas primário em Moly-Cop Tools® Versão 3.0, usando diferentes tamanhos máximos de bola (*make-up ball size*), e escalonando os parâmetros da função seleção para cada caso. As distribuições granulométricas dos produtos, obtidas através dessas simulações, são apresentadas na Figura 35, e os parâmetros das funções quebra e seleção usados em cada simulação se encontram na Tabela 27. Os resultados do dimensionamento dos moinhos para cada tamanho de bola se encontram sumarizados na Tabela 28. É observado que quanto maior o tamanho de bola empregado, mais grossa a granulometria do produto, gerando, por sua vez, uma menor quantidade de material fino e ultrafino. Tendo em vista que, segundo os resultados destas simulações, o impacto na granulometria do produto não é tão relevante como o impacto no custo operacional quando são usadas bolas de tamanho menor (Lima *et al.*, 2012), e também visando minimizar as perdas do material de interesse na forma de lamas, considera-se apropriado operar o moinho de bolas primário com um tamanho de bola máximo de 76,2 mm.

Tabela 27. Parâmetros das funções seleção e quebra utilizados para simulação do moinho de bolas primário, usando diferentes tamanhos máximos de bola

Diâmetro de bola máximo [mm]	Parâmetro função seleção				Parâmetro função quebra		
	α_0	α_1	α_2	d_{crit}	β_0	β_1	β_2
38,0	0,00038	1,597	0,1	1.597	0,54516	0,638	5,0
50,8	0,00028	1,597	0,1	2.135	0,54516	0,638	5,0
63,5	0,00022	1,597	0,1	2.669	0,54516	0,638	5,0
76,2	0,00019	1,597	0,1	3.202	0,54516	0,638	5,0

Tabela 28. Dimensionamento do moinho de bolas primário - Alternativa I

Item	Diâmetro de bola <i>Top Size</i>			
	38 mm	50,8 mm	63,5 mm	76,2 mm
Quantidade de equipamentos	1	1	1	1
Potência líquida (Moly-Cop Tools®) [kW]	2.647	2.647	2.647	2.647
Potência total simulada (Moly-Cop Tools®) [kW]	2.729	2.729	2.729	2.729

Potência total simulada (Morrell) [kW]	2.614	2.614	2.614	2.614
Potência máxima recomendada [kW]	2.800	2.800	2.800	2.800
Diâmetro interno [m]	4,85	4,85	4,85	4,85
Comprimento interno [m]	7,6	7,6	7,6	7,6
Fração de velocidade crítica	0,75	0,75	0,75	0,75
Fração de enchimento da carga	0,28	0,28	0,28	0,28
Fração de enchimento de bolas	0,28	0,28	0,28	0,28
Preenchimento de vazios [%]	100	100	100	100
Ângulo de elevação [°] (<i>default</i>)	32	32	32	32
Índice de trabalho operacional [kWh/t]	1,34	1,44	1,52	1,58
Energia específica (Moly-Cop Tools®) [kWh/t]	0,84	0,84	0,84	0,84
Energia específica (Morrell) [kWh/t]	0,81	0,81	0,81	0,81
Densidade de bolas [t/m ³]	7,8	7,8	7,8	7,8
Taxa de alimentação de sólidos [t/h]	3.235	3.235	3.235	3.235
Alimentação de água ao moinho [t/h]	808,8	808,8	808,8	808,8
Sólidos na descarga [%]	80	80	80	80
Densidade da polpa no moinho [t/m ³]	2,439	2,439	2,439	2,439
Vazão volumétrica da polpa no moinho [m ³ /h]	1.657,8	1.657,8	1.657,8	1.657,8
<i>Arbiter's Flow Number</i>	3,88	3,88	3,88	3,88
<i>F</i> 80 [mm]	5,235	5,235	5,235	5,235
<i>P</i> 80 [mm]	0,170	0,191	0,209	0,222
% passante em 150 µm no produto	76,98	73,87	71,58	70,31
% passante em 10 µm no produto	13,88	13,07	12,51	12,22

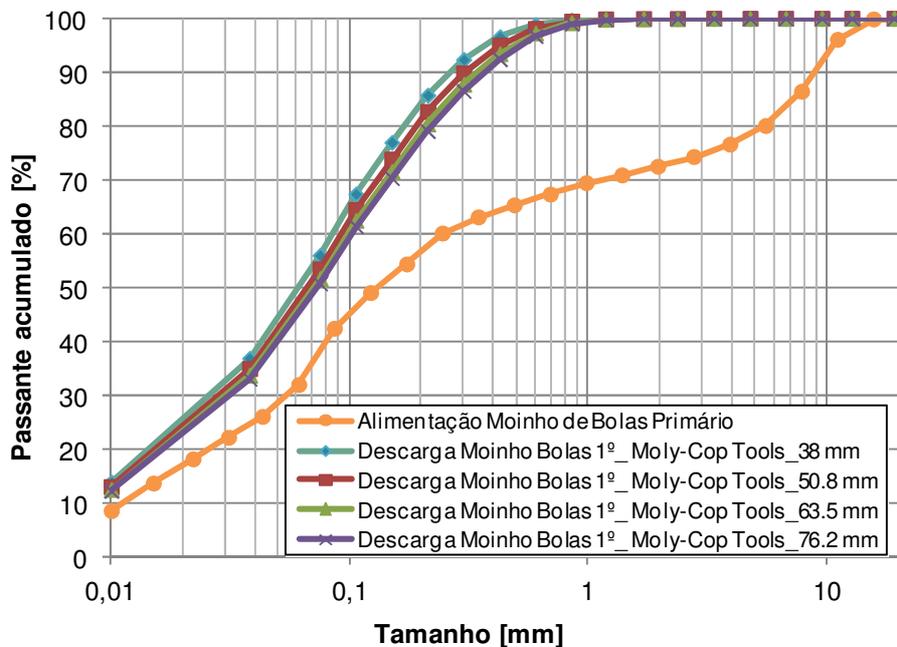


Figura 35. Distribuição granulométrica da descarga do moinho de bolas primário, simulada para diferentes tamanhos máximos de bola

Na Tabela 28 também foi comparada a potência total do moinho de bolas primário simulada pelo *software* Moly-Cop Tools® Versão 3.0 com o método de predição de potência de Morrell (1993) nas mesmas condições operacionais; foi assim verificada uma diferença de 4,4% entre as duas predições. Lembrando que a metodologia de Morrell (1993) é também utilizada pelo *software* JKSimMet® Versão 5.2, e sendo este um método mais amplamente usado, decidiu-se usar os resultados de potência estimados por esta metodologia para propósitos de comparação com as outras alternativas de processamento.

Por outro lado, na Tabela 28 também é reportado o *Arbiter's Flow Number*, cujo valor correspondeu a 3,88. Isto significa que, nas condições simuladas, o moinho não teria limitações em relação à capacidade de transporte da polpa.

5.2.3 Hidrociclones da Classificação Primária

De acordo com a Figura 35 e com a Tabela 28, a proporção de material fino (menor que 150 μm) no produto da moagem primária corresponde a um valor de 70,3% para o tamanho de bola máximo selecionado de 76,2 mm. Isso justifica a necessidade de realizar uma classificação do material antes de continuar com o segundo estágio de moagem, a fim de evitar sobremoagem nas partículas que se encontram na faixa granulométrica da especificação do produto.

Na Tabela 29 são apresentados os resultados do dimensionamento dos hidrociclones de classificação primária, bem como os parâmetros de desempenho utilizados com base na calibração do hidrociclone de referência. Na Tabela 30 são apresentados os balanços de massa do hidrociclone obtidos por cada um dos modelos de hidrociclone, e na Figura 36 são reportadas as distribuições granulométricas dos produtos dos hidrociclones da classificação primária, simuladas com o modelo de Nageswararao (linhas verdes para este caso).

Tabela 29. Dimensionamento de hidrociclones da classificação primária usando o método de Nageswararao

Resultados do dimensionamento		Alt. I	Alt. III	Alt. IV	Alt. V
Características dos hidrociclones	Quantidade de equipamentos	11	11	9	7
	Diâmetro [m]	0,660	0,660	0,660	0,660
	Diâmetro de entrada [m]	0,238	0,238	0,250	0,370
	Diâmetro do <i>vortex finder</i> [m]	0,161	0,182	0,199	0,193
	Diâmetro do <i>apex</i> [m]	0,118	0,125	0,133	0,133
	Comprimento da seção cilíndrica [m]	0,860	0,860	0,860	0,860
	Ângulo do cone, teta [°]	20	20	20	20

Parâmetros do modelo de Nageswararao	K_{D0}	1,38E-04			
	K_{Q0}	780,4			
	K_{V1}	4,351			
	K_{W1}	6,26			
	α_{CE}	4,3			
Parâmetros de desempenho e operacionais	Partição de água para <i>overflow</i> , c [%]	82,85	82,72	82,52	82,46
	d_{50c} [mm]	0,102	0,101	0,101	0,102
	Pressão de operação [kPa]	59,96	55,05	56,54	51,06

Tabela 30. Balanço de massa para os hidrociclones da classificação primária - Alternativa I

Fluxo	Sólidos [t/h]		% Sólidos		P80 [mm]		% passante em 150 μ m		% passante em 10 μ m		
	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]	
Alim. Hidrociclone	3235	3235	46.04	46.04	0.223	0.223	70.51	70.51	12.21	12.21	
Hidrociclone U/F	1707	1703	72.00	72.37	0.357	0.358	44.64	44.51	4.12	4.05	
Hidrociclone O/F	1528	1532	32.82	32.78	0.066	0.066	99.54	99.56	21.24	21.29	
Adição de Água ao Hidrociclone [t/h]		2983									
Material entre 150 e 10 μ m no O/F [%]		78.27									

[1]: Modelo de Curva de Eficiência; [2]: Modelo de Nageswararao

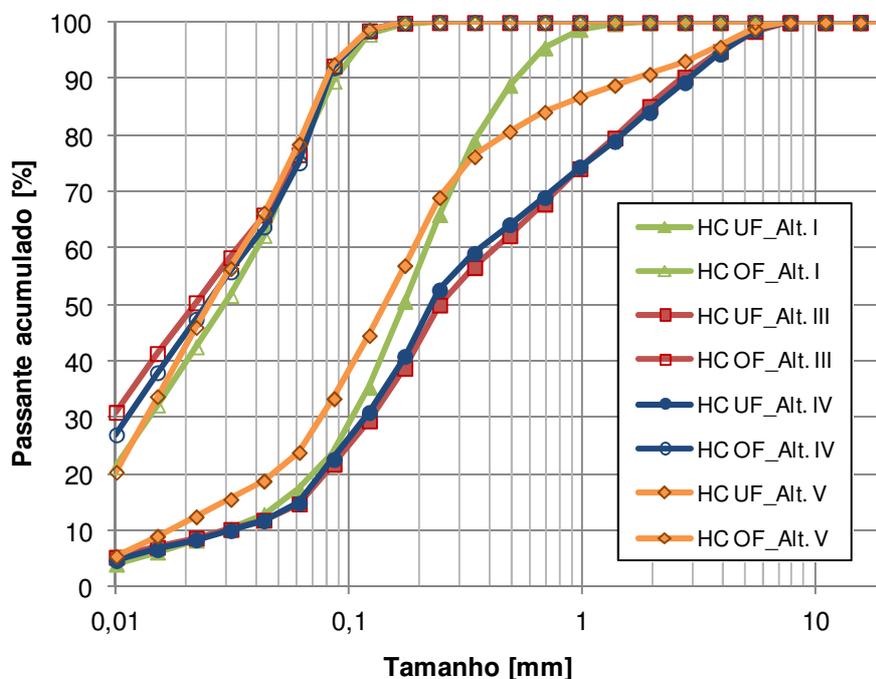


Figura 36. Distribuições granulométricas simuladas correspondentes aos produtos dos hidrociclones de classificação primários

5.2.4 Circuito de Moagem e Classificação Secundária

De acordo com o fluxograma de processo do caso base (Figura 25), a alternativa proposta inicialmente consiste em usar uma bateria de hidrociclones primários em circuito aberto e, posteriormente, o produto grosso dessa classificação (*underflow*) alimenta um circuito de moagem em configuração inversa com duas etapas de classificação posteriores. Devido às limitações nas informações disponíveis sobre hidrociclones, bem como à dificuldade de modelar o circuito de moagem secundária naquela configuração estabelecida inicialmente usando Moly-Cop Tools® Versão 3.0, optou-se por modificar a configuração deste circuito, de acordo com a Figura 37. Nesse novo fluxograma é considerado também um circuito de moagem com classificação inversa, mas, neste caso, o produto da moagem secundária é recirculado diretamente ao hidrociclone de classificação secundária. Na Figura 37 também são detalhadas cada uma das etapas do circuito que são simuladas usando diferentes ferramentas computacionais, conforme a discussão acima.

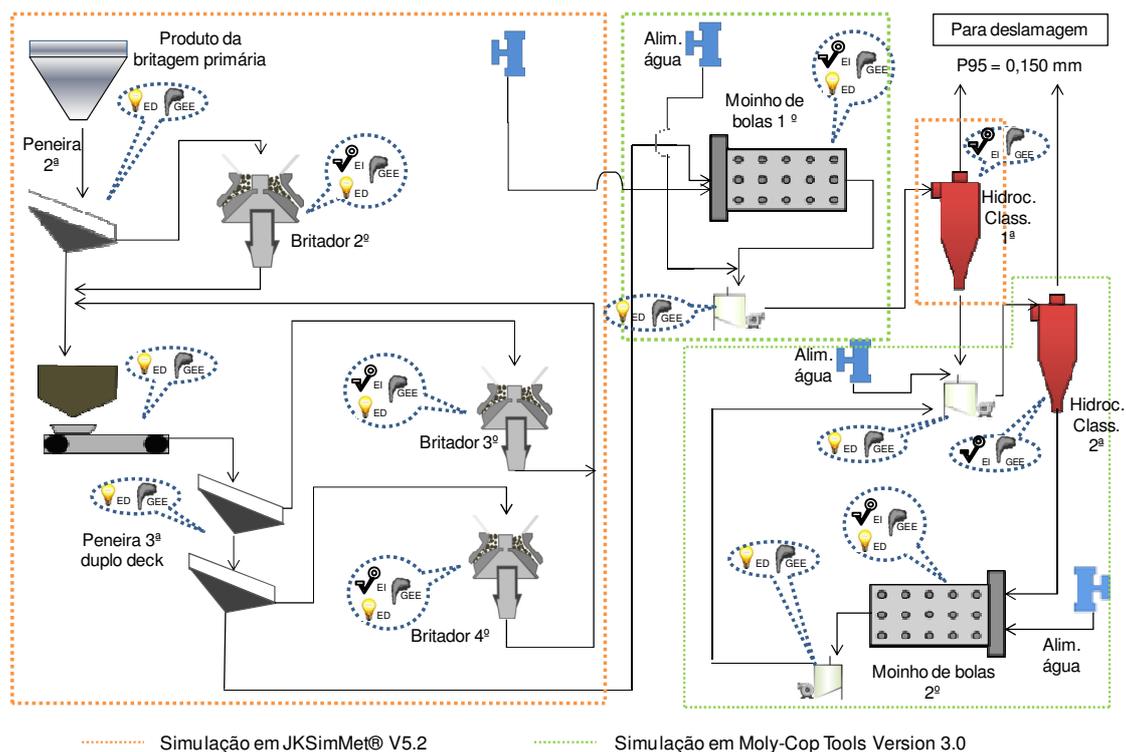


Figura 37. Fluxograma da Alternativa I (modificado)

Foram utilizados a distribuição granulométrica e o balanço de massas do *underflow* da classificação primária simulada em JKSImMet® como alimentação ao circuito de moagem inverso. Esse circuito foi simulado usando a componente 'BallSim_Reverse' do software Moly-Cop Tools® Versão 3.0. Para este moinho foram selecionados corpos

moedores de 2,5 polegadas (63,5 mm) de diâmetro, com base nos resultados do trabalho realizado por Lima *et al.* (2012), usando os correspondentes parâmetros de seleção e quebra para esse tamanho de bola (Tabela 27), e os mesmos valores de enchimento de carga/bolas e fração de velocidade crítica usados para o moinho de bolas primário. Os hidrociclones foram modelados fixando um diâmetro de 26 polegadas e usando os parâmetros de classificação *default* do simulador. Desta forma, foram dimensionados os equipamentos do circuito, de acordo com a Tabela 31, sendo necessários dois moinhos de bolas em paralelo e duas baterias de seis hidrociclones.

Na Tabela 32 são sumarizados os balanços de massas para cada circuito de moagem, e na Figura 38 são apresentadas as distribuições granulométricas resultantes da simulação do circuito.

Tabela 31. Dimensionamento de equipamentos no circuito de moagem secundária

Equipamento	Item	Alt. I	Alt. III	Alt. IV	Alt. V
Moinho de bolas	Quantidade de equipamentos	2	2	2	2
	Potência líquida (Moly-Cop Tools [®]) [kW]	2.610	2.610	2.610	2.088
	Potência total sim. (Moly-Cop Tools [®]) [kW]	2.690	2.690	2.690	2.152
	Potência total simulada (Morrell) [kW]	2.624	2.624	2.624	1.908
	Potência máxima recomendada [kW]	2.800	2.800	2.800	2.800
	Diâmetro interno [m]	4,85	4,85	4,85	4,85
	Comprimento interno [m]	7,6	7,6	7,6	7,6
	Fração de velocidade crítica	0,75	0,75	0,75	0,60
	Fração de enchimento da carga	0,28	0,28	0,28	0,28
	Fração de enchimento de bolas	0,28	0,28	0,28	0,28
	Preenchimento de vazios [%]	100	100	100	100
	Ângulo de elevação [°] (<i>default</i>)	32	32	32	32
	Índice de trabalho operacional [kWh/t]	7,02	4,18	3,48	3,12
	Energia específica (Moly-Cop Tools [®]) [kWh/t]	3,16	2,97	2,77	2,60
	Energia específica (Morrell) [kWh/t]	3,08	2,90	2,70	2,30
	Tamanho de bola superior simulado [mm]	63,5	63,5	63,5	63,5
	Densidade de bolas [t/m ³]	7,8	7,8	7,8	7,8
	Taxa de alimentação nova de sólidos [t/h]	851,5	905,5	971,0	828,0
	Alimentação de água ao moinho [t/h]	0	0	7,6	19,7
	Sólidos na descarga do moinho [%]	75	75	75	75
	Densidade da polpa no moinho [t/m ³]	2,238	2,238	2,238	2,238
	Vazão volumétrica da polpa no moinho [m ³ /h]	1.646	1.641	1.696	1.343
	<i>Arbiter's Flow Number</i>	3,85	3,84	3,97	3,93
Carga circulante	3,245	3,042	1,932	1,723	
Hidrociclone	Quantidade de equipamentos	12	16	32	18
	Diâmetro [m]	0,660	0,660	0,660	0,660
	Altura livre [m]	2,159	2,970	3,429	2,080
	Diâmetro de entrada [m]	0,191	0,203	0,290	0,356
	Diâmetro do <i>vortex finder</i> [m]	0,419	0,432	0,368	0,368
	Diâmetro do <i>apex</i> [m]	0,196	0,176	0,107	0,118
	Pressão de operação [kPa]	59	38	17	28
	Alimentação de água aos hidrociclones [t/h]	1.662	1.765	1.942	1.656

Tabela 32. Balanço de massas para cada circuito de moagem secundária - Alternativa I

Corrente de processo	Sólidos [t/h]	% Sólidos	P80 [μm]	% passante em 150 μm	% passante em 10 μm
Alimentação Nova	851,5	72,37	367,7	44,40	4,06
Descarga Moinho	2.762,8	75,00	191,1	66,93	5,16
Alim. Hidrociclones	3.614,3	55,42	211,8	61,62	4,90
Hidrociclones U/F	2.762,8	75,00	248,7	51,33	1,97
Hidrociclones O/F	851,5	30,00	105,9	95,01	14,40
Adição de Água ao Moinho [t/h]		0			
Adição de Água ao Hidrociclone [t/h]		1.661,7			
Material entre 150 e 10 μm no O/F [%]		80,61			

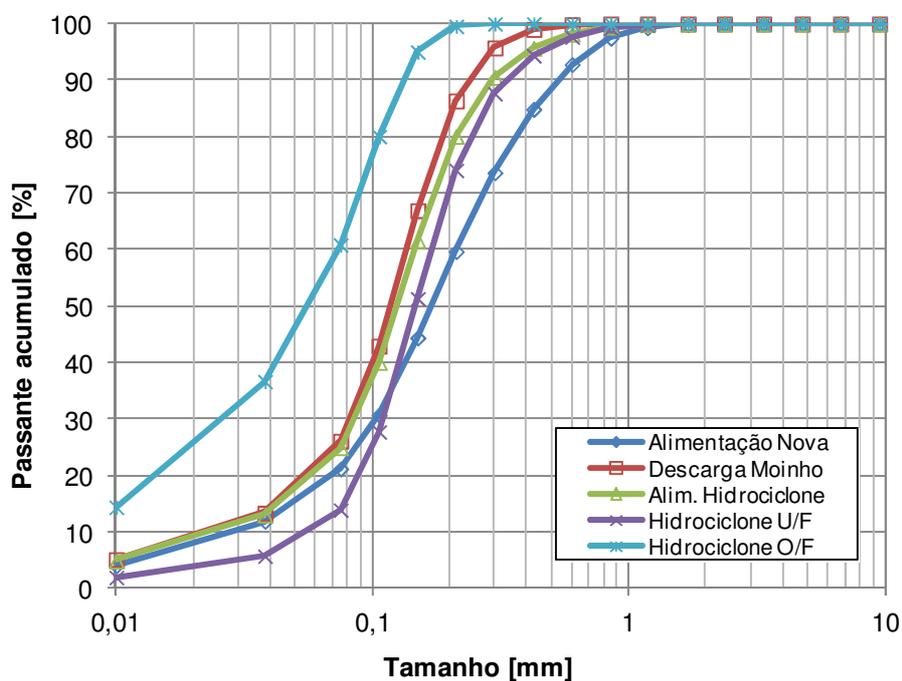


Figura 38. Distribuições granulométricas simuladas - circuito de moagem secundária - Alternativa I

5.2.5 Avaliação do consumo de materiais de desgaste

Como pode ser observado na Figura 37, o consumo de materiais de desgaste está associado principalmente aos britadores (secundário, terciário, quaternário), e aos moinhos primário e secundário. O tempo de vida útil ou idade das peças de desgaste em britadores cônicos é calculado usando um método proposto no Manual de Britagem da Metso Minerals (Metso Minerals, 2005). Por meio da Equação 44 é obtida uma estimativa de vida útil de peças de desgaste em horas, LHr [h], baseada em um valor de referência, LHr_{ref} [h], que é multiplicado por alguns fatores de correção.

$$LHr = LHr_{ref} C_1 C_2 C_3 C_4$$

Eq. 44

Na Tabela 33 são reportados os valores de LHr_{ref} , os fatores de correção usados para cada modelo de britador selecionado (Tabela 24), e os valores calculados da vida útil das peças de desgaste.

Tabela 33. Estimação do tempo de vida útil das peças de desgaste para britadores cônicos - Alternativa I

Britador	LHr_{ref} [h]	C_1 (fator de W_i)	C_2 (fator de A_i)	C_3 (fator de CSS)	C_4 (fator de tipo de câmara)	LHr [h]	Vida em produção por britador [t]
2º (HP 400 - câmara standard)	500	1,3	3,2	1,15	1	2.392	628 t/h * 2.392 h = 1.502.176 t
3º (HP 400 - câmara standard)	500	1,3	3,2	1,08	1	2.246	898 t/h / 2 * 2.246 h = 1.008.454 t
4º (HP 800 - câmara cabeça curta)	790	1,3	3,2	0,9	0,9	2.662	1.202 t/h / 3 * 2.662 h = 1.066.575 t

No Manual de Britagem da Metso Minerals (Metso Minerals, 2005) é reportada outra correlação empírica para estimar a taxa de desgaste específica em britadores cônicos, em função do índice de abrasão de Bond (A_i entre 0,02 e 0,8), usando como material de desgaste liga de aço manganês austenítico:

$$\Omega_E \left[\frac{\text{g}}{\text{kWh}} \right] = 9,90(A_i)^{0,79}$$

Eq. 45

Por meio da Equação 45 foi determinada uma taxa de desgaste aproximada de 1,36 g/kWh para os britadores cônicos.

A taxa de desgaste de bolas para moinhos de bolas primários e secundários foi determinada usando a correlação empírica proposta por Guzmán e Rabanal (2013). Segundo informações fornecidas pelo pessoal da VALE S.A., o pH natural da polpa dos minérios itabiríticos na alimentação da moagem pode estar entre 6,5 e 7,5. Usando o valor de A_i da Tabela 17, e os correspondentes valores de $F80$ para moagem primária e secundária (Tabela 28 e Tabela 32), e substituindo na Equação 34, foram obtidas as estimativas da constante cinética específica k_d^E [$\mu\text{m}/(\text{kWh}/\text{t})$].

Usando a Equação 33 é possível estimar o valor da taxa de desgaste específica Ω_E [g/kWh] para cada tamanho de bola de recarga d^R . A taxa de desgaste específica, por sua vez, pode ser multiplicada pela energia específica consumida em cada moinho e, deste modo, obter a taxa de desgaste em função da quantidade de material processado, Ω_M [g/t] (Sepúlveda, Methodologies for the evaluation of grinding media consumption rates at full plant scale, 2004). Os resultados destes cálculos se encontram sumarizados na Tabela 34.

Tabela 34. Cálculo da taxa específica de desgaste de corpos moedores para moinhos de bolas primários e secundários - Alternativa I

Equipamento	F80 [μm]	A_i [g]	pH	E_{cs} [kWh/t]	k_d^E [μm/(kWh/t)]	d^R [mm]	Ω_E [g/kWh]	Ω_M [g/t]
Moinho de bolas 1º	5.235	0,081	6,5	0,81	1,11	76,2	58,35	47,27
	5.235	0,081	7,5	0,81	1,07	76,2	56,36	45,65
Moinho de bolas 2º	249	0,081	6,5	3,08	0,90	63,5	56,75	174,80
	249	0,081	7,5	3,08	0,87	63,5	54,81	168,83

Na Tabela 34 é observado que, de acordo com a correlação de Benavente atualizada (Guzmán e Rabanal, 2013), a constante cinética de desgaste aumenta levemente quanto menor seja o valor do pH , o que, por sua vez, incrementa a taxa de desgaste do material. Também é observado que para os moinhos de bolas secundários, cujo F80 é menor, segundo esta correlação, eles apresentam uma taxa de desgaste de bolas Ω_E um pouco menor daquela obtida para moinhos de bolas primários, apesar de estes últimos apresentarem um diâmetro de bola maior. Se fosse estimada a taxa de desgaste de bolas usando a correlação empírica de Bond (Equação 20), o resultado corresponderia a 64,84 g/kWh para qualquer tamanho de bola de recarga, valor 11% maior respeito ao máximo Ω_E estimado pela nova correlação. O parâmetro Ω_M mostrou uma diferença maior no consumo específico de material de desgaste para os dois tipos de moinhos em função da quantidade de material processado. Segundo Sepúlveda (2004), o indicador de desgaste Ω_M , apesar de ser o mais comumente usado é também o menos representativo, uma vez que não leva em conta a energia necessária para moer o minério. Deste modo, qualquer variação da energia específica consumida pelo moinho poderia ser erradamente interpretada como uma variação na qualidade da carga moedora se fosse adotado o indicador Ω_M para estudos comparativos. Portanto, Ω_E seria um melhor indicador da qualidade dos corpos moedores.

A taxa de desgaste de revestimentos para moinhos de bolas foi estimada pela correlação de Bond (Equação 21), obtendo-se um valor de 5,22 g/kWh.

5.3 ALTERNATIVA II. BRITAGEM CONVENCIONAL EM QUATRO ESTÁGIOS E MOAGEM EM MOINHO DE ROLOS E ANEL

Segundo informações reportadas por Loesche (2010), moinhos de rolos e anel podem ser projetados para operar com capacidade de até 1.400 t/h, com uma potência de transmissão de 6.600 kW. Na indústria de mineração já têm sido projetados estes equipamentos para materiais como calcário, dolomita, mármore, barita, cal viva, bentonita, colemanita, rocha fosfática, anidrita, talco, dióxido de manganês e magnesita (Loesche, 2010).

A possibilidade de aplicação de moinhos de rolos e anel para minérios de ferro itabiríticos é nova. No ano de 2011, a companhia VALE S.A. juntamente com o pessoal da Loesche® realizaram estudos preliminares de moagem em escala de bancada para dois tipos de minérios de ferro itabiríticos, um deles com características similares ao minério em estudo. Essa iniciativa foi motivada com base na importância de considerar rotas alternativas de beneficiamento deste tipo de minérios no futuro, com a possibilidade de operar a seco, distinguindo-o dos circuitos convencionais com moinhos de bolas operando a úmido, usualmente projetados. Os ensaios de bancada foram realizados em um equipamento tipo LM 3.6, equipado com dois rolos. Uma vez que o equipamento se encontra operando em estado estacionário, são coletadas amostras representativas do produto para determinar a granulometria e a capacidade do equipamento. O consumo de energia específico também é determinado durante os testes, e podem ser ajustadas algumas variáveis operacionais: pressão de moagem, velocidade da mesa de moagem, vazão volumétrica de ar e temperatura. Na realização desses testes também podem ser determinadas as propriedades abrasivas do minério, inserindo uma placa de desgaste e determinando a perda de massa dessa placa no tempo do ensaio. Foram testadas duas configurações operacionais (modo *airflow* e modo *overflow*) e dois tipos de rolos (rolos padrão e rolos *shear-free*).

Na Figura 39 são apresentadas algumas distribuições granulométricas obtidas nos produtos dos testes de bancada para diferentes tipos de rolo e configuração do equipamento, e pressão de moagem de 600 kN/mm². Elas, por sua vez, são comparadas com a distribuição granulométrica do produto do circuito de britagem industrial obtida por meio de simulação. Esta última corresponderia à alimentação do

equipamento em escala industrial, segundo a rota de processamento proposta (Figura 26). Com base nestes ensaios, é evidente que a configuração *airflow* com rolos tipo *shear-free* pode gerar um produto dentro da especificação (95% menor a 150 μm) e com a menor quantidade de ultrafinos, dentro das opções avaliadas. Esse aspecto é de grande importância no momento de considerar uma rota alternativa de processo para um minério de ferro itabirítico. Porém, a desvantagem de usar esse tipo de rolos tem a ver com a redução na capacidade do equipamento. No entanto, essa limitação pode ser compensada com o aumento na pressão de operação, o que, por sua vez, pode incrementar a taxa de desgaste das peças de reposição (rolos e mesa).

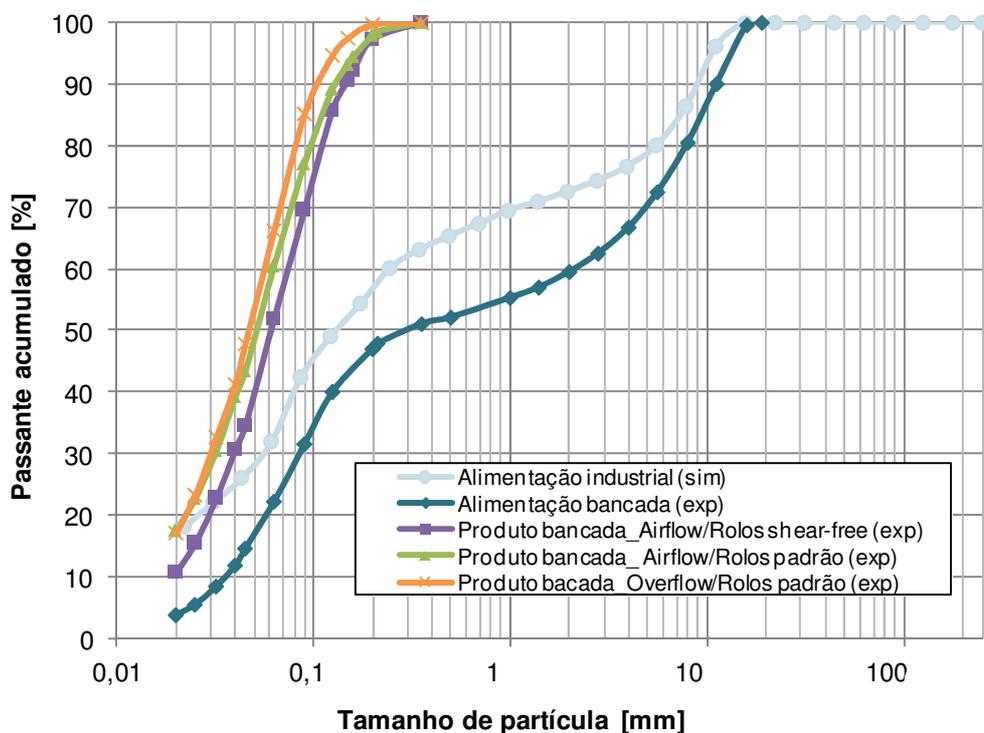


Figura 39. Distribuições granulométricas obtidas em ensaios de bancada para moinhos de rolos e anel processando um minério de ferro itabirítico (adaptado de: Relatório Loesche®)

Na Figura 40 podem ser observadas as faixas de capacidade de produção nominais de algumas referências de equipamentos Loesche®, em função da moabilidade e da finura, para materiais diferentes ao minério de ferro itabirítico. Com base naqueles testes de bancada, a Loesche® estimou as faixas de capacidade de produção esperadas para um minério de ferro itabirítico similar ao minério em estudo, usando um moinho de rolos e anel LM 15.2 em diferentes modos de operação e com dois tipos de rolos. Em termos gerais, é observado que a capacidade projetada pela Loesche® para este minério específico (Figura 40) é bem maior do que a capacidade nominal do

equipamento para os outros materiais, sendo a maior capacidade atingida no modo *airflow* com rolos padrão, dentro das opções avaliadas. Portanto, pode ser dito que o minério de ferro itabirítico apresenta um bom desempenho quanto à moabilidade por meio de esforços compressivos usando esta tecnologia. Isso, somado a um mecanismo de classificação muito eficiente, permite a obtenção de um produto final com a granulometria adequada para alimentar a etapa de flotação. Outro aspecto importante que também deve ser considerado é a possibilidade de que esta tecnologia melhore a liberação do minério devido à natureza dos mecanismos de moagem, de um modo similar ao que acontece com o HPGR. Portanto, é provável que não seja necessária a moagem até um tamanho de 150 μm , o que por sua vez poderia melhorar o desempenho do equipamento em termos de capacidade de produção, de acordo com a Figura 40; no entanto, esse efeito não foi avaliado naqueles ensaios em bancada.

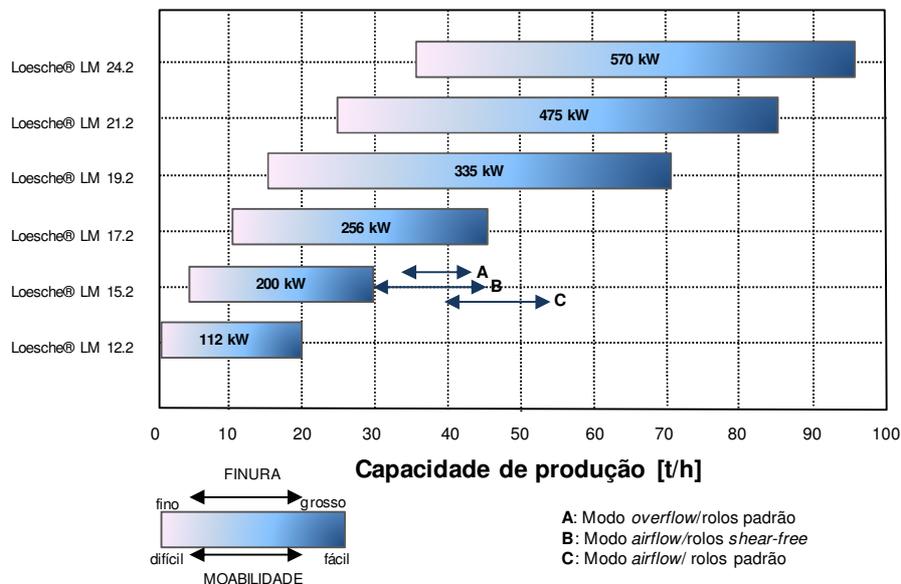


Figura 40. Capacidade de produção em função do tamanho do moinho de rolos e anel Loesche® (adaptado de: Loesche, 2010)

Os resultados dos ensaios em bancada também mostraram que, dependendo da configuração adotada, o consumo de energia específico associado ao eixo do moinho pode estar situado entre 1,8 e 4,4 kWh/t. Mas também existem outros consumos energéticos associados ao equipamento, principalmente no ventilador, cujo valor pode ser tão significativo quanto o consumo energético específico no eixo do moinho, segundo projeções realizadas pela Loesche® para um minério de ferro itabirítico sendo moído em um equipamento piloto LM 15.2. Esse consumo energético específico do

ventilador pode ser significativamente reduzido na configuração *overflow* (2,8 kWh/t) em comparação à configuração *airflow* (4,9-5,1 kWh/t). A otimização do consumo energético é, portanto, um dos aspectos mais críticos para viabilizar esta rota de processamento, opção que segundo a Loesche® poderia ser viável, mas ainda não foi avaliada. Por outro lado, esse consumo energético adicional poderia ser compensado pela maior recuperação de ferro no produto final, devido à classificação eficiente e à minimização na geração de ultrafinos, sobretudo quando o equipamento é operado com rolos tipo *shear-free*. Segundo Gerold *et al.* (2012), a vazão mássica de alimentação ao circuito de flotação pode ser incrementada em aproximadamente um 4,5% para este tipo de aplicação quando são usados rolos tipo *shear-free*.

Projeções da Loesche® para um moinho de rolos e anel piloto LM 15.2, também indicaram que, para um equipamento com rolos tipo *shear-free*, o tempo de vida útil dos rolos poderia estar aproximadamente entre 1.800 e 3.000 horas, e da mesa de moagem entre 3.100 e 5.250 horas, dependendo da pressão operacional empregada, sendo as taxas de desgaste mais baixas correspondentes a uma pressão mais baixa (600 kN/m²). Portanto, do ponto de vista do desgaste de consumíveis e da geração de ultrafinos, o mais recomendável talvez seja operar com pressões operacionais baixas.

Apesar da disponibilidade de dados experimentais para o moinho de rolos e anel nesta aplicação específica, na atualidade não existe um modelo matemático disponível em algum *software* comercial que descreva adequadamente o comportamento destes moinhos, nem tem sido encontrada uma metodologia de escalonamento apropriada para esses equipamentos. Portanto, a análise comparativa desta rota de processamento foi realizada apenas de forma qualitativa.

5.4 ALTERNATIVA III. BRITAGEM SECUNDÁRIA + HPGR (ALIM. NATURAL) + MOINHO DE BOLAS

5.4.1 Britagem Secundária e Peneiramento Secundário

No peneiramento secundário foram usadas as mesmas especificações das peneiras secundárias e britadores secundários (Tabela 22 e Tabela 23) Também foram usados os dados da função quebra da Tabela 19 e da Tabela 20. A fim de minimizar o número de britadores secundários, foram dimensionados equipamentos de maior capacidade em comparação à Alternativa I, conforme a Tabela 35. As distribuições

granulométricas resultantes desta etapa de britagem e classificação secundária são apresentadas na Figura 41.

Tabela 35. Dimensionamento de britadores e peneiras secundárias - Alternativa III

Item	Peneira 2ª	Britador 2º
Abertura peneira [mm]	63,5	-
Área total necessária [m ²]	47,5	-
Área total disponível [m ²]	63	-
Abertura do britador em posição fechada, CSS [mm]	-	51
Potência total simulada [kW]	-	123,8
Potência máxima recomendada [kW]	-	600
Vazão mássica nominal [t/h]	4.750	2.789
Vazão mássica estimada [t/h]	4.750	1.515
No. de equipamentos necessários	3	2
Modelo/Referência	10'x24' (Metso)	HP 800 - câmara standard / mat. médio

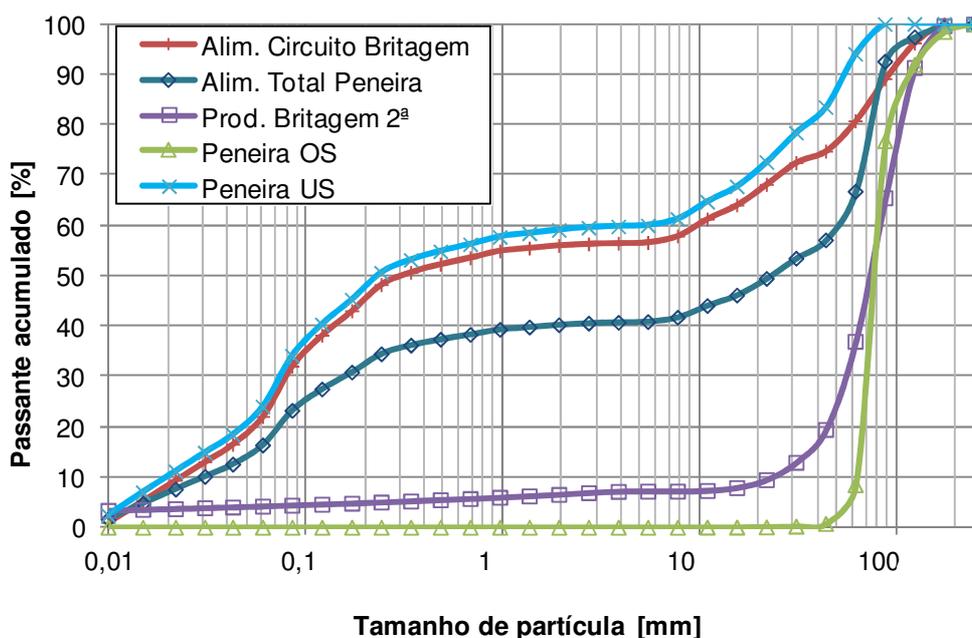


Figura 41. Distribuições granulométricas circuito de britagem e peneiramento secundário - Alternativa III

5.4.2 HPGR

O dimensionamento de HPGR foi realizado a partir da calibração de parâmetros do modelo de HPGR (Daniel e Morrell, 2004) implementado no JKSimMet[®] Versão 5.2, usando dados de um ensaio de HPGR em escala piloto (circuito aberto), realizado por Alves (2012) em uma amostra de minério de ferro itabirítico com características similares àquelas do minério em estudo. Como descrito na seção 5.1, foram usados os

mesmos dados da função quebra de partículas individuais para descrever a quebra por compressão de leitos. Também foram usados os valores *default* dos outros parâmetros de classificação/quebra do modelo. As informações referentes à calibração de parâmetros do modelo de HPGR com base nesse ensaio piloto se encontram no Anexo VII. Foi observado (Tabela 62, Anexo VII) que a previsão da capacidade ou vazão mássica de alimentação (Anexo II, Equação 95) apresenta uma deficiência para este minério específico na granulometria de alimentação estabelecida, subestimando a capacidade real do equipamento (Q_m) em 39%. Essa deficiência pode estar levemente influenciada pelo valor assumido de ρ_g . Alves (2012) desenvolveu um modelo para a predição da granulometria do produto do HPGR com base no Modelo de Balanço Populacional, e também estabeleceu uma correlação empírica para o escalonamento da capacidade do HPGR, encontrando boas predições da granulometria do produto, mas, a capacidade estimada pelo seu modelo para o conjunto de dados reportados na Tabela 62 também foi deficiente, correspondendo a 51,1 t/h, valor que está 25% abaixo da capacidade real. Alves (2012) atribuiu esta diferença à natureza da amostra de alimentação tanto em ensaios de bancada como em escala piloto, sendo que amostras escalpadas produzem ensaios mais estáveis. Neste caso particular, a amostra de minério contém uma grande proporção de material fino; isso faz com que o minério apresente uma tendência a ser enviado para a região próxima às bordas do HPGR. Esse efeito pode estar representado no parâmetro Γ , que, de acordo com os resultados da calibração do modelo, indica uma divisão de 45,9% do material de alimentação para a zona das bordas. Esse valor é coerente com os dados de ensaios de HPGR em escala piloto reportados por Mazzinghy *et al.* (2013) para outros minérios itabiríticos brasileiros (Projeto Minas-Rio), cujas percentagens de material nas bordas se encontraram na faixa de 36,9 a 53,2%.

O escalonamento do HPGR foi realizado usando como referência as dimensões de HPGR industriais projetados para outro minério itabirítico brasileiro (Mazzinghy *et al.*, 2013). Tendo em vista as limitações na previsão da capacidade do HPGR no modelo do JKSimMet[®] para este caso específico, o escalonamento da capacidade do equipamento industrial foi baseado na definição de capacidade específica, \dot{m} , um parâmetro que depende principalmente das características do minério (granulometria, umidade, tipo de minério) e da superfície dos rolos, e, portanto, para propósitos de escalonamento, normalmente é assumido constante (Bearman, 2006; Morley, 2006). Esse parâmetro é definido por meio da Equação 46.

$$\dot{m} \left[\frac{\text{ts}}{\text{hm}^3} \right] = \frac{\text{Capacidade do HPGR [t/h]}}{D_R L_R U} \quad \text{Eq. 46}$$

Portanto, a capacidade do equipamento depende das dimensões e da velocidade dos rolos, sendo este último parâmetro a única condição a ser modificada para atingir a capacidade necessária sem modificar as especificações do HPGR selecionado. Por outro lado, na Equação 97 observa-se que a potência do equipamento industrial é calculada a partir da energia específica de cominuição e da capacidade; Daniel (2002) recomenda realizar o escalonamento usando um nível de energia específica similar. Por esse motivo esse valor foi mantido constante. O parâmetro Γ foi ajustado para um valor de 6,154 a fim de obter uma fração de 10% de material nas bordas, de acordo com a recomendação de Daniel (2002), pois essa fração, que é inversamente proporcional ao comprimento do rolo (Equação 94), tende a ser menor em um equipamento industrial, cuja relação L_R/D_R é maior.

Foi necessário incluir peneiras com abertura de 6,35 mm para classificar o produto do HPGR em circuito fechado, a fim de recircular as partículas mais grossas e evitar um maior desgaste nos hidrociclones de classificação da etapa seguinte. O dimensionamento dessas peneiras foi baseado na metodologia de Karra e também usando o Modelo de Curva de Eficiência. Os resultados do dimensionamento do HPGR e das peneiras de classificação terciária se encontram na Tabela 36. Na Figura 42 são apresentadas as granulometrias resultantes do circuito de HPGR.

Tabela 36. Dimensionamento de HPGR e peneiras de classificação secundárias – Alternativa III

Item	HPGR	Peneira 3ª
Abertura peneira [mm]	-	6,35
Área total necessária [m ²]	-	66,39
Área total disponível [m ²]	-	84
Vazão de alimentação total estimada [t/h]	3.666	3.666
Nº de equipamentos necessários	2	4
Modelo/Referência	Krupp/Polysius	10'x24' (Metso)
Superfície de rolos	com pinos (<i>studded</i>)	-
Potência instalada por equipamento [kW]	2 x 2.400 kW	-
Potência calculada por equipamento [kW]	2.568	-
Gap operacional calculado, x_g [mm]	26,81	-
Gap crítico calculado, x_c [mm]	36,46	-
Diâmetro do rolo, D_R [m]	2,40	-
Comprimento do rolo, L_R [m]	1,65	-
L_R/D_R	0,69	-

Velocidade dos rolos, U [m/s]	1,92	-
Capacidade específica \dot{m} [ts/hm ³]	241,1	-
Energia específica [kWh/t]	1,40	-

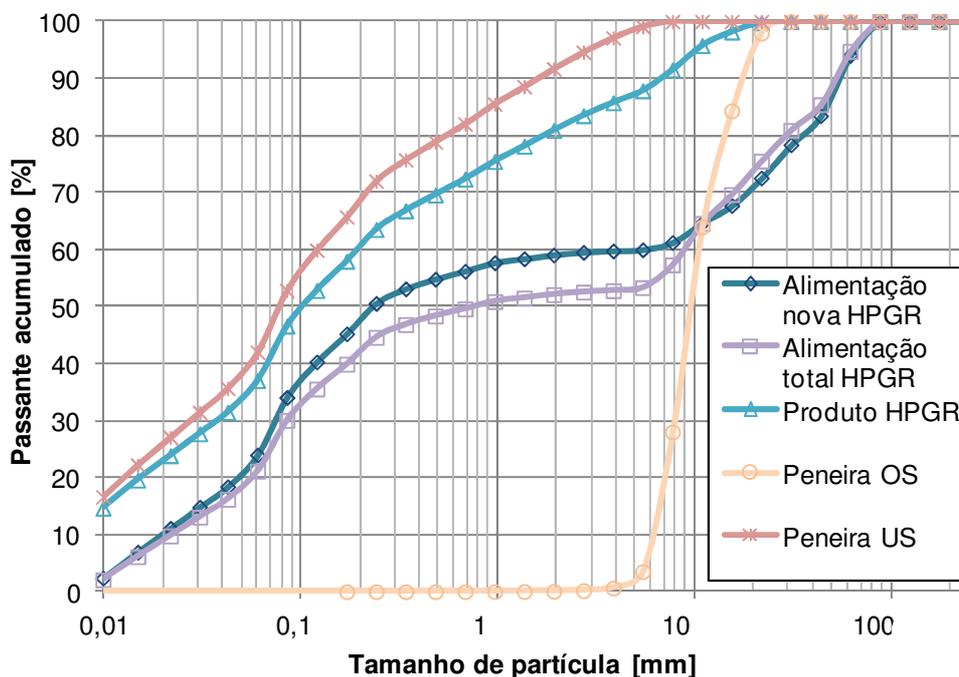


Figura 42. Distribuições granulométricas HPGR em circuito fechado – Alternativa III

5.4.3 Hidrociclones da classificação primária

Os resultados do dimensionamento e da simulação dos hidrociclones da classificação primária para esta alternativa de processamento são reportados na Tabela 29, na Tabela 37 e na Figura 36 (linhas vermelhas).

Tabela 37. Balanço de massa para os hidrociclones da classificação primária - Alternativa III

Fluxo	Sólidos [t/h]		% Sólidos		P_{80} [mm]		% passante em 150 μ m		% passante em 10 μ m	
	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]
Alim. Hidrociclone	3.235	3.235	44,56	44,56	0,552	0,552	63,39	63,38	16,60	16,60
Hidrociclone U/F	1.811	1.811	72,00	72,25	1,417	1,418	34,98	34,95	5,363	5,286
Hidrociclone O/F	1.424	1.424	30,02	29,97	0,065	0,065	99,64	99,66	30,86	30,95
Adição de Água ao Hidrociclone [t/h]			4.024							
Material entre 150 e 10 μ m no O/F [%]			68,71							

[1]: Modelo de Curva de Eficiência; [2]: Modelo de Nageswararao

5.4.4 Circuito de Moagem e Classificação Secundária

Foram dimensionados e simulados os equipamentos do circuito de moagem e classificação secundária em configuração reversa. Os resultados destas simulações se encontram detalhados na Tabela 31, Tabela 38, e Figura 43. Para este caso, foram necessários dois moinhos de bolas em paralelo, e duas baterias de 8 hidrociclones.

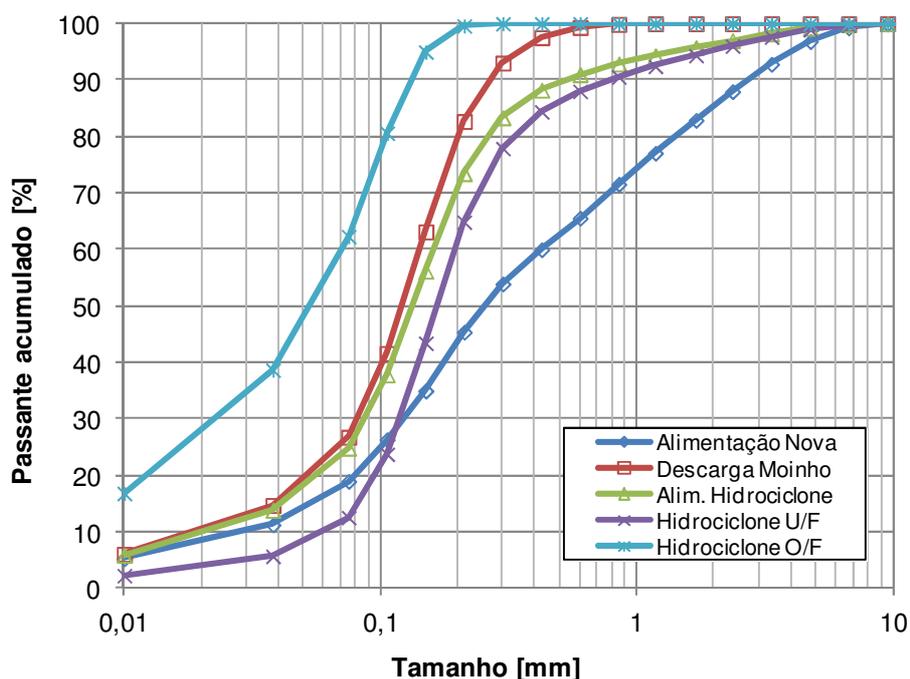


Figura 43. Distribuições granulométricas simuladas - circuito de moagem secundária - Alternativa III

Tabela 38. Balanço de massas para cada circuito de moagem secundária - Alternativa III

Corrente de processo	Sólidos [t/h]	% Sólidos	P80 [μm]	% passante em 150 μm	% passante em 10 μm
Alimentação Nova	905,5	72,25	1.422	34,98	5,30
Descarga Moinho	2.754,6	75,00	203,2	63,17	6,06
Alim. Hidrociclone	3.660,1	54,70	267,9	56,19	5,88
Hidrociclone U/F	2.754,6	75,00	336,9	43,44	2,27
Hidrociclone O/F	905,5	30,00	104,9	95,00	16,83
Adição de Água ao Moinho [t/h]		0			
Adição de Água ao Hidrociclone [t/h]		1.765,0			
Material entre 150 e 10 μm no O/F [%]		78,17			

5.4.5 Avaliação do consumo de materiais de desgaste

O tempo de vida útil das peças de desgaste dos britadores cônicos secundários é calculado usando a metodologia proposta no Manual de Britagem da Metso Minerals (Metso Minerals, 2005), usando a Equação 44. Os resultados são apresentados na Tabela 39.

Tabela 39. Estimação do tempo de vida útil das peças de desgaste para britadores cônicos - Alternativa III

Britador	LHr_{ref} [h]	C_1 (fator de W_i)	C_2 (fator de A_i)	C_3 (fator de CSS)	C_4 (fator de tipo de câmara)	LHr [h]	Vida em produção por britador [t]
2º (HP 800 - câmara standard)	790	1,3	3,2	1,15	1	3.779	1.515 t/h/2 * 3.779 h = 2.862.593 t

A taxa de desgaste específica dos britadores cônicos foi determinada por meio da Equação 45, sendo estimado um valor de 1,36 g/kWh. Essa taxa de desgaste somente leva em consideração o efeito do parâmetro A_i , mas, se for baseada nos dados da Tabela 39, o tempo de vida útil dos revestimentos desses britadores seria bem maior em comparação aos britadores usados na Alternativa I (Tabela 33). Essa diferença se deve principalmente ao fator de CSS (C_3).

A taxa de desgaste dos corpos moedores para o moinho de bolas foi baseada na Equação 34 e na Equação 33. Os valores estimados se encontram na Tabela 40.

Tabela 40. Cálculo da taxa específica de desgaste de corpos moedores para moinhos de bolas - Alternativa III

Equipamento	$F80$ [μm]	A_i [g]	pH	E_{cs} [kWh/t]	k_d^E [$\mu\text{m}/(\text{kWh}/\text{t})$]	d^R [mm]	Ω_E [g/kWh]	Ω_M [g/t]
Moinho de bolas	337	0,081	6,5	2,9	0,92	63,5	57,95	168,05
	337	0,081	7,5	2,9	0,89	63,5	55,97	162,31

Usando a correlação empírica de Bond (Equação 21) foi estimada uma taxa de desgaste de 5,22 g/kWh para os revestimentos dos moinhos de bolas.

O tempo de vida útil dos rolos do HPGR em escala industrial é usualmente estimado com base em um índice de desgaste obtido através de um ensaio em um HPGR de laboratório (rolos de 100 mm de diâmetro e 30 mm de comprimento) com 100 kg de

amostra; essa unidade é chamada de ATWAL. O índice de desgaste dos rolos determinado por esse ensaio (g/t minério) não representa diretamente a taxa de desgaste dos rolos na escala industrial, pois a superfície dos rolos e as condições operacionais usadas no equipamento ATWAL não são equivalentes àsquelas dos equipamentos industriais. O escalonamento desse desgaste deve levar em conta o diâmetro do rolo e a velocidade dos rolos em escala industrial, o tipo e comprimento dos *studs* empregados, bem como as características do material de alimentação (distribuição granulométrica e umidade do minério) (Knecht e Patzelt, 2004). Infelizmente não existe uma correlação direta para esse escalonamento. Os fabricantes desses equipamentos usualmente realizam o escalonamento com base nesse índice de desgaste em escala de laboratório, e usando uma base de dados coletada para outras unidades industriais com diferentes minérios (Knecht e Patzelt, 2004).

Ribeiro *et al.* (2010) realizaram estudos de aplicação de HPGR em um minério de ferro itabirítico brasileiro correspondente ao Projeto Minas-Rio (Anglo Ferrous Brazil). Neste estudo foram estimados índices de desgaste para esse minério em um equipamento ATWAL; os resultados são sumarizados na Tabela 41.

Tabela 41. Resultados de ensaios em HPGR ATWAL para determinação do índice de desgaste do material (Ribeiro *et al.*, 2010)

Teste	Umidade [%]	Capacidade específica [ts/(hm ³)]	Pressão de moagem específica [N/mm ²]	Índice ou taxa de desgaste [g/t]
1	1,0	200,7	4,0	25,4
2	3,0	142,3	4,0	31,6

Os resultados do ensaio no equipamento ATWAL indicaram que esse minério de ferro itabirítico possui abrasividade média (Knecht e Patzelt, 2004). Nesse mesmo estudo foi estimada uma vida útil dos revestimentos dos rolos industriais de aproximadamente 4.000 horas.

Para estimar o desgaste em escala industrial no presente trabalho decidiu-se usar como referência a superfície dos rolos de HPGR da usina de processamento de minério de ferro Los Colorados, no Chile (van der Meer e Maphosa, 2012). Nessa usina, o HPGR é projetado em circuito fechado com peneiras vibratórias de 7 mm de abertura, a fim de substituir as etapas de britagem terciária e quaternária de um circuito convencional de britagem. De acordo com o reportado por van der Meer e

Maphosa (2012), pode ser considerado o fim da vida útil dos rolos quando for atingida uma altura de desgaste entre 25 e 30 mm. O estudo mostrou que o desgaste tende a ser maior nos primeiros meses de operação e também nas regiões próximas às bordas do rolo, para este tipo de minério. Esse perfil de desgaste ao longo do rolo pode ser mais uniforme modificando a dureza dos *studs* na região das bordas; deste modo, a vida útil do revestimento pode ser aumentada.

Para este estudo de caso foi aproximada a taxa de desgaste dos rolos do HPGR industrial assumido que o padrão dos *studs*, em termos de área superficial ocupada pelos *studs* em relação à área da superfície do rolo, é equivalente ao padrão usado pelos *studs* do HPGR na usina Los Colorados. Assim, foi realizada uma análise de imagem usando o *software* ImageJ® (ImageJ, 2004), para calcular a fração de área superficial ocupada pelos *studs* (Figura 44). Foi encontrado um valor aproximado de 16% de área superficial ocupada pelos *studs*.

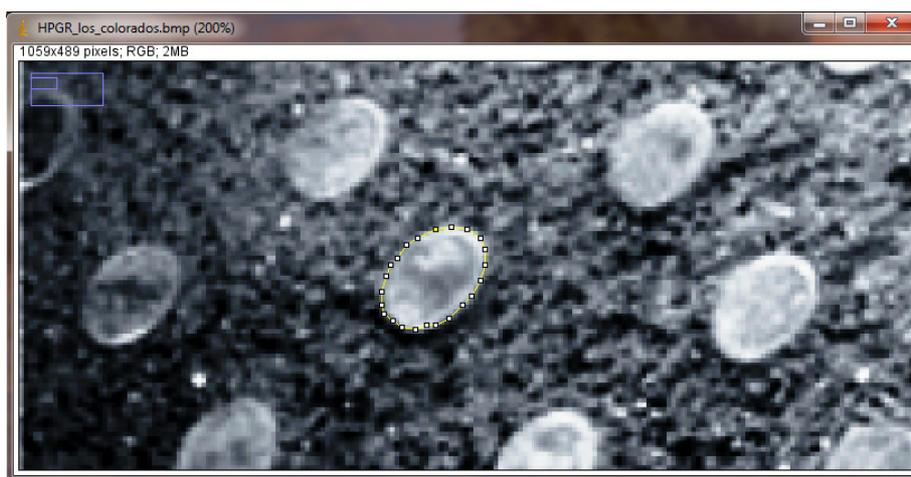


Figura 44. Análise de imagem da superfície de rolos usada em HPGR da usina Los Colorados - Chile (van der Meer e Maphosa, 2012)

Com essa fração de área superficial, foi estimada a área superficial ocupada pelos *studs* no rolo do HPGR projetado para este estudo de caso. Para estimar a massa de material desgastado, foram consideradas as seguintes premissas:

- Não existem efeitos de desgaste por corrosão (o material é alimentado seco)
- É produzida uma camada autógena de material nos interstícios dos *studs*, portanto, o desgaste ocorre principalmente na superfície dos *studs*
- A taxa de desgaste é uniforme na superfície dos *studs*, sem a ocorrência de falhas prematuras

- Os *studs* são fabricados em carbetos de tungstênio, com massa específica média aproximada de 15,6 t/m³ (Ashby, 2005)
- O desgaste ocorre até atingir uma profundidade de 25 mm na superfície dos *studs*

A partir dessas premissas foi estimada uma perda de massa de 0,762 t de carbetos de tungstênio em cada superfície do rolo, ou seja, 1,523 t por cada HPGR. A taxa de desgaste é calculada com base em um tempo de vida útil de 4.000 horas (Ribeiro *et al.*, 2010). Assim, é estimada uma taxa média de desgaste de 0,381 kg de carbetos de tungstênio por hora em cada HPGR.

5.5 ALTERNATIVA IV. BRITAGEM SECUNDÁRIA + HPGR (ALIM. ESCALPADA) + MOINHO DE BOLAS

5.5.1 Britagem Secundária + Peneiramento Secundário + HPGR

Nesta alternativa de processo, o HPGR foi dimensionado com base na calibração de parâmetros do modelo de HPGR (Daniel e Morrell, 2004), usando resultados de um ensaio piloto em circuito aberto com amostra de minério de ferro itabirítico escalpada em 6 mm (Alves, 2012). As informações referentes ao minério que são usadas como dados de entrada no modelo, foram empregadas como descrito na seção 5.1. Também foram utilizados os valores *default* dos outros parâmetros de classificação/quebra do modelo. As informações relacionadas à calibração dos parâmetros do HPGR a partir dos dados piloto são reportadas no Anexo VII. Com base nesses resultados, é observado que a previsão da vazão mássica de alimentação continua sendo inferior à capacidade real do equipamento. No entanto, essa diferença é de aproximadamente 11% para este caso, valor que, apesar de não parecer satisfatório, mostra que o modelo de previsão da capacidade do HPGR implementado no JKSimMet[®] é “menos errado” quando são utilizadas granulometrias de alimentação com baixa quantidade de finos para o minério em estudo. O parâmetro Γ foi bem menor se comparado com aquele da calibração de parâmetros a partir de um ensaio com amostra de minério sem escalpar (Tabela 62), o que implicou em uma percentagem mássica de material nas bordas de 30,2%, valor que se mostra coerente com resultados de ensaios piloto para outros minérios de ferro itabiríticos (Mazginghy *et al.*, 2013). Cabe resaltar que a previsão dessa percentagem também é influenciada

pelo *gap* operacional, cujo valor foi mais alto se comparado ao ensaio piloto com amostra de minério sem escalpar.

Experimentalmente, Alves (2012) obteve uma maior capacidade específica para o HPGR piloto com alimentação escalpada em 6 mm; porém, a granulometria do produto obtida foi bem mais grossa comparada com a alimentação natural. Esses resultados contradizem resultados obtidos por outros autores (van der Meer e Maphosa, 2012), os quais argumentam que a alimentação truncada possui uma menor densidade aparente, devido a uma menor quantidade de partículas finas que podem preencher os vazios entre as partículas mais grossas. Mas, com base nos resultados de Alves (2012), a densidade aparente do leito de partículas e a massa específica do minério resultaram em menores valores para a amostra de minério sem escalpar. Isso poderia explicar o aumento na capacidade específica do HPGR para a amostra escalpada.

O escalonamento do HPGR foi realizado com base na metodologia adotada na seção 5.4.2, e os resultados são sumarizados na Tabela 42. Com base nas recomendações de Daniel (2002), o parâmetro Γ foi ajustado para um valor de 2,57, a fim de obter uma fração de 10% de material nas bordas. O circuito de britagem foi projetado de modo que o produto do HPGR fosse recirculado à etapa de peneiramento inicial, cujas peneiras foram dimensionadas com três decks. O *oversize* do primeiro deck alimenta os britadores secundários, e o produto final da classificação (menor a 6,35 mm) é enviado aos hidrociclones de classificação primários. O *oversize* do segundo deck (material entre 12,7 e 6,35 mm) alimenta o circuito de moagem direto, juntamente com o *underflow* da classificação primária.

Para este caso foi selecionada uma abertura de escalpe de 12,7 mm (deck 2) com base nos ensaios piloto de Alves (2012), os quais mostraram que a capacidade do HPGR não é reduzida por causa do truncamento na alimentação. No entanto, para aplicação desta alternativa em escala industrial, deveria ser avaliado o efeito da abertura da peneira de escalpe na capacidade específica para este minério, já que em outro tipo de minérios (van der Meer e Maphosa, 2012), incluindo minérios de ferro, é observada uma tendência à redução dessa capacidade na medida em que a abertura da peneira de escalpe aumenta.

Os britadores secundários e as peneiras secundárias foram dimensionados com base nos parâmetros da Tabela 22 e da Tabela 23. Os resultados do dimensionamento das peneiras secundárias e dos britadores secundários também são reportados na Tabela

42. As distribuições granulométricas dos fluxos correspondentes ao circuito de britagem secundária/HPGR são apresentadas na Figura 45.

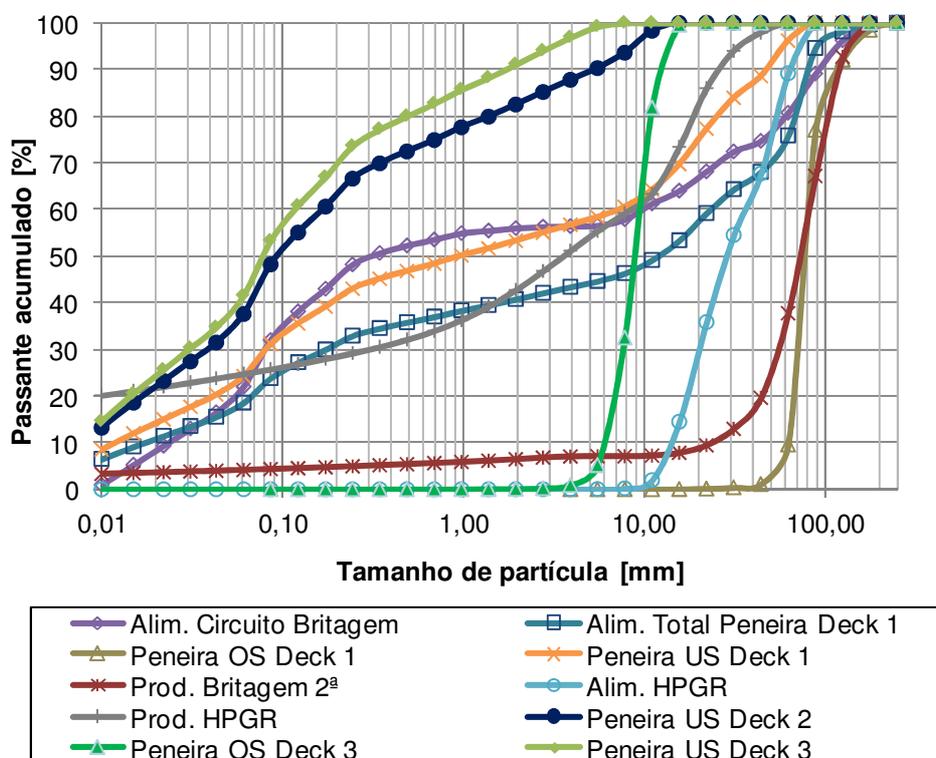


Figura 45. Distribuições granulométricas circuito de britagem secundária/HPGR e peneiramento secundário - Alternativa IV

Tabela 42. Dimensionamento de britadores secundários, peneiras de classificação secundárias e HPGR – Alternativa IV

Item	Peneira 2ª	Britador 2º	HPGR
Abertura peneira [mm]	deck 1: 63,5 deck 2: 12,7 deck 3: 6,35	-	-
Area total necessária [m ²]	96,90	-	-
Área total disponível [m ²]	126	-	-
Abertura do britador em posição fechada, CSS [mm]	-	51	-
Vazão de alimentação total nominal [t/h]	6.542	2.789	-
Vazão de alimentação total estimada [t/h]	6.542	1.534	1.770
Nº de equipamentos necessários	6	2	1
Modelo/Referência	10'x24' (Metso)	HP 800 - câmara standard / material médio	Krupp/Polysius
Superfície de rolos	-	-	com pinos (<i>studded</i>)
Potência instalada por equipamento [kW]	-	600	2 x 2.400 kW
Potência calculada por equipamento [kW]	-	123,8	1.560

Gap operacional calculado, x_g [mm]	-	-	64,32
Gap crítico calculado, x_c [mm]	-	-	80,23
Diâmetro do rolo, D_R [m]	-	-	2,40
Comprimento do rolo, L_R [m]	-	-	1,65
L_R/D_R	-	-	0,69
Velocidade dos rolos, U [m/s]	-	-	1,32
Capacidade específica \dot{m} [ts/hm ³]	-	-	338,6
Energia específica [kWh/t]	-	0,16	0,88

5.5.2 Hidrociclones da classificação primária

Os resultados do dimensionamento e da simulação dos hidrociclones da classificação primária são sumarizados na Tabela 29, Tabela 43 e Figura 36 (linhas azuis).

Tabela 43. Balanço de massa para os hidrociclones da classificação primária - Alternativa IV

Fluxo	Sólidos [t/h]		% Sólidos		P80 [mm]		% passante em 150 μ m		% passante em 10 μ m	
	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]
Alim. Hidrociclone	2.928	2.928	44,73	44,73	0,488	0,488	64,51	64,51	14,56	14,56
Hidrociclone U/F	1.628	1.634	72,00	72,11	1,487	1,479	36,58	36,80	4,721	4,698
Hidrociclone O/F	1.300	1.293	30,34	30,23	0,067	0,066	99,63	99,66	26,85	26,99
Adição de Água ao Hidrociclone [t/h]				3.617						
Material entre 150 e 10 μ m no O/F [%]				72,67						

[1]: Modelo de Curva de Eficiência; [2]: Modelo de Nageswararao

5.5.3 Circuito de Moagem e Classificação Secundária

Considerando que o *undersize* da classificação primária contém uma baixa quantidade de material ultrafino (Tabela 43 e Figura 36), considerou-se apropriado projetar um circuito de moagem em configuração direta. Os resultados do dimensionamento e simulação deste circuito são reportados na Tabela 31, Tabela 44 e Figura 46. Neste caso foram necessários dois moinhos de bolas em paralelo e duas baterias de 16 hidrociclones em cada moinho.

Tabela 44. Balanço de massas para cada circuito de moagem - Alternativa IV

Corrente de processo	Sólidos [t/h]	% Sólidos	P80 [μm]	% passante em 150 μm	% passante em 10 μm
Alimentação Nova	971,0	75,44	4.061	30,99	3,96
Alimentação Moinho	2.847,1	75,15	409	37,73	2,74
Alim. Hidrociclone	2.847,1	49,62	210	59,55	6,73
Hidrociclone U/F	1.876,1	75,00	259	41,21	2,10
Hidrociclone O/F	971,0	30,00	110	94,99	15,66
Adição de Água ao Moinho [t/h]		7,6			
Adição de Água ao Hidrociclone [t/h]		1.942,0			
Material entre 150 e 10 μm no O/F [%]		79,33			

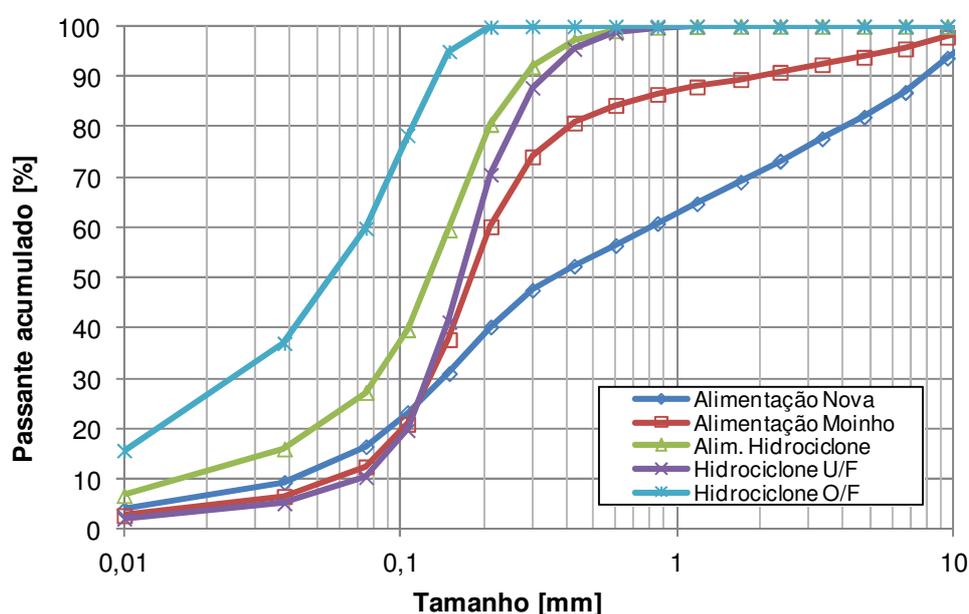


Figura 46. Distribuições granulométricas simuladas - circuito de moagem secundária - Alternativa IV

5.5.4 Avaliação do consumo de materiais de desgaste

Os resultados da estimativa do tempo de vida útil de peças de desgaste nos britadores cônicos secundários com base na metodologia da Metso Minerals (Metso Minerals, 2005) corresponderam com aqueles reportados na Tabela 39. No entanto, neste caso a capacidade total dos britadores foi de 1.534 t/h, o que permitiu estimar a vida em produção por britador em 2.898.493 toneladas de material, valor levemente maior àquele reportado para o britador secundário da Alternativa III. A taxa de desgaste específica dos britadores cônicos estimada pela Equação 45 correspondeu a 1,36 g/kWh.

A taxa de desgaste dos corpos moedores para o moinho de bolas, baseada na Equação 34 e na Equação 33, é apresentada na Tabela 45.

Tabela 45. Cálculo da taxa específica de desgaste de corpos moedores para moinhos de bolas - Alternativa IV

Equipamento	F_{80} [μm]	A_i [g]	pH	E_{cs} [kWh/t]	k_d^E [$\mu\text{m}/(\text{kWh}/\text{t})$]	d^R [mm]	Ω_E [g/kWh]	Ω_M [g/t]
Moinho de bolas	409	0,081	6,5	2,7	0,93	63,5	58,73	158,57
	409	0,081	7,5	2,7	0,90	63,5	56,72	153,15

Com base na correlação empírica de Bond (Equação 21) foi estimada uma taxa de desgaste de 5,22 g/kWh para os revestimentos dos moinhos de bolas.

O desgaste dos rolos do HPGR foi estimado com base na metodologia da seção 5.4.5, assumindo que a taxa de desgaste para este caso é a mesma. Deste modo, a perda de massa total nos rolos seria de 1,523 t, e a taxa média de desgaste com base em um tempo de vida útil de 4000 horas seria de 0,381 kg de carbeto de tungstênio por hora, para o HPGR projetado (Tabela 42).

De acordo com van der Meer e Maphosa (2012), o desgaste da superfície dos rolos para materiais escalpados pode ser maior devido ao fato que a camada autógena de minério na superfície dos rolos pode ser menos resistente, pois os fragmentos mais grossos tendem a retirar a camada autógena da superfície dos rolos. No entanto, esse efeito pode diminuir se a velocidade dos rolos é reduzida. Tomando como referência os resultados experimentais de Alves (2012), o HPGR para este caso poderia operar com velocidades menores sem afetar sua capacidade (Anexo VII, Tabela 62). Portanto, a premissa sobre a estimativa da taxa de desgaste para este caso poderia ser razoável.

5.6 ALTERNATIVA V. MOINHO SAG E MOINHO DE BOLAS

5.6.1 Moinho SAG

O moinho SAG foi dimensionado e simulado a partir da calibração de parâmetros do modelo disponível em JKSimMet[®], com base em resultados de um ensaio realizado pela VALE S.A. com uma unidade SAG piloto, no qual foi avaliado um minério de ferro itabirítico com características similares ao minério em estudo. O modelo matemático

foi calibrado com os parâmetros do minério de ferro itabirítico testado; posteriormente, no escalonamento, foram usados os parâmetros do minério em estudo (Tabela 17). O ensaio selecionado correspondeu a uma configuração de SAG em circuito aberto. O equipamento possui uma grelha de descarga que retém o material acima de 12,7 mm; esse material é alimentado novamente ao moinho. De acordo com os balanços de massa experimentais, a proporção de material no *oversize* da grelha foi pequena comparada com a alimentação nova do moinho SAG piloto. Para efeitos do ajuste de parâmetros do equipamento não foi considerada essa quantidade de material no *oversize*; assim, o balanço de massa do ensaio piloto foi baseado na taxa de alimentação nova do moinho. As informações relativas à calibração de parâmetros bem como ao balanço de massas da unidade SAG piloto com as considerações descritas acima se encontram reportadas no Anexo VIII. Comparando os valores da Tabela 63 (Anexo VIII) com os da Tabela 18, é observado que o minério testado durante os ensaios piloto também apresenta uma resistência à quebra muito baixa, ainda menor que aquela do minério em estudo.

O escalonamento do moinho SAG foi realizado visando atingir a capacidade de projeto, com base em especificações (diâmetro, comprimento e potência máxima) estabelecidas por um fabricante destes equipamentos. O SAG foi projetado para operar em circuito aberto com peneiras de 6,35 mm operando a úmido, a fim de evitar a presença de partículas muito grossas na etapa de classificação posterior. O *oversize* da peneira é enviado à etapa de moagem, e o *undersize* é alimentado à etapa de classificação com hidrociclones primários em circuito aberto. Os resultados do dimensionamento do SAG industrial e das peneiras secundárias (com base na Tabela 22) se encontram na Tabela 46, e as distribuições granulométricas dos fluxos são apresentadas na Figura 47.

Tabela 46. Dimensionamento do moinho SAG e das peneiras secundárias – Alternativa V

Item	Peneira 2ª	SAG
Abertura peneira [mm]	6,35	-
Área total necessária [m ²]	22,27	-
Área total disponível [m ²]	42	-
Abertura do britador em posição fechada, CSS [mm]	-	-
Vazão de alimentação total nominal	3.235 t/h	2.263 m ³ /h
Vazão de alimentação total estimada	3.235 t/h	1.928 m ³ /h
Nº de equipamentos necessários	2	1
Modelo/Referência	10'x24' (Metso)	Tenova TAKRAF
Tipo de descarga	-	Grelha

Abertura da grelha [mm]		20
Número de pinhões		2
Potência instalada [kW]	-	8.200
Potência total calculada [kW]	-	6.961
Potência sem carga calculada [kW]		434,1
Diâmetro [m]	-	9,75
Comprimento [m]	-	4,27
Carga de bolas [%]		6
Tamanho de bola máximo [mm]		101,6
Carga total calculada [%]		35,96
Fração de velocidade crítica	-	0,69
Massa específica das bolas [t/m ³]		7,8
Energia específica total [kWh/t]	-	2,15

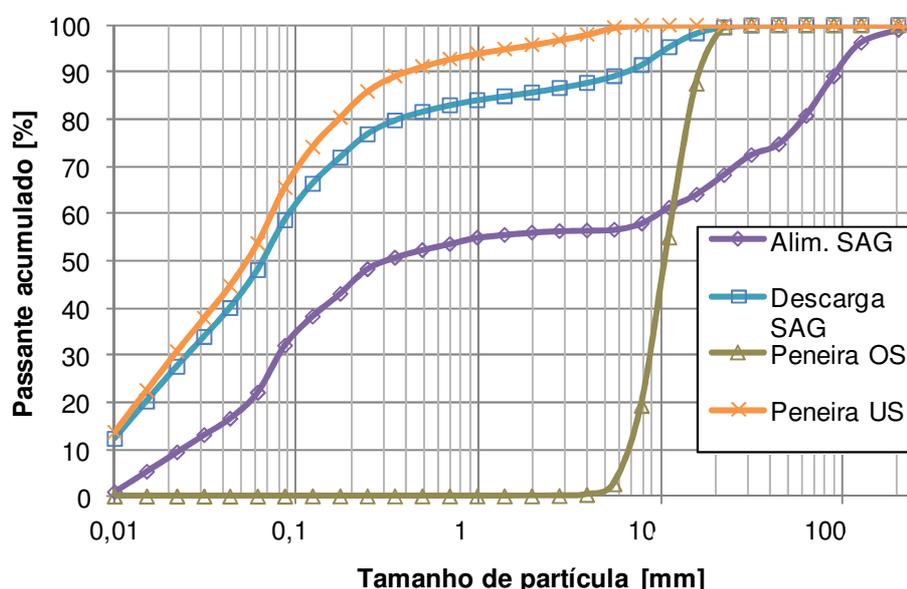


Figura 47. Distribuições granulométricas da moagem primária (SAG) e peneiramento secundário - Alternativa V

Foram extraídas e lançadas em um gráfico as taxas de quebra obtidas a partir das simulações no JKSimMet[®] para o moinho SAG piloto e para o moinho SAG industrial (Figura 48). É observado que o moinho industrial apresenta maiores taxas de quebra do que o piloto para tamanhos menores a 2 mm; já nos tamanhos maiores que esse valor, a taxa de quebra do moinho piloto tende a ser levemente maior, especialmente na faixa intermédia entre 4 e 30 mm. Essas variações podem estar associadas com as diferenças nas propriedades de quebra dos minérios em cada caso, e também com as condições operacionais selecionadas (carga de bolas, fração de velocidade crítica). De modo geral, as taxas de quebra seguem o comportamento esperado, decrescendo na região de tamanhos críticos e aumentando nos tamanhos mais grossos.

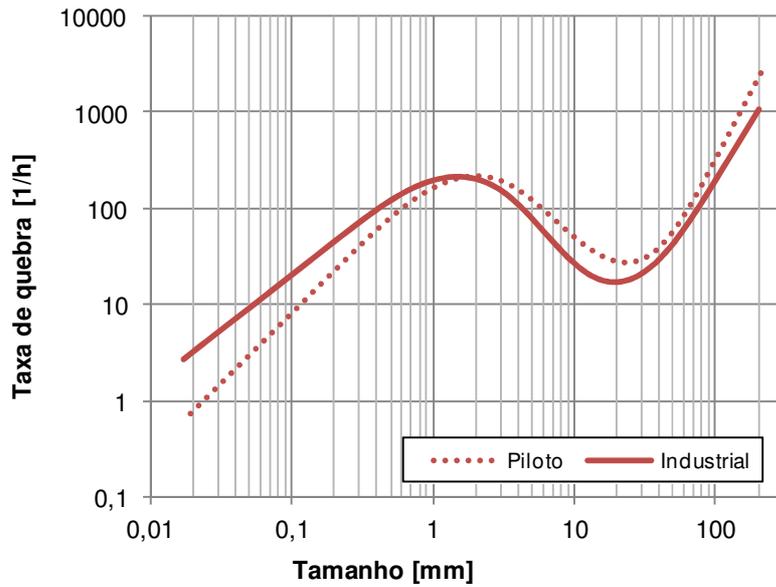


Figura 48. Taxas de quebra dos moinhos SAG piloto e industrial

Também foram lançadas em um gráfico as taxas de descarga dos moinhos SAG piloto e industrial (Figura 49). É observado que, para tamanhos mais finos, estas taxas tendem a serem maiores. Elas começam a decrescer linearmente após o tamanho X_m , até atingir o valor de zero na abertura da grelha de descarga (X_g). Em ambos os casos, a taxa de descarga foi zero para tamanhos iguais ou maiores a 18,74 mm, valor que corresponde à abertura efetiva da grelha para o moinho SAG industrial projetado.

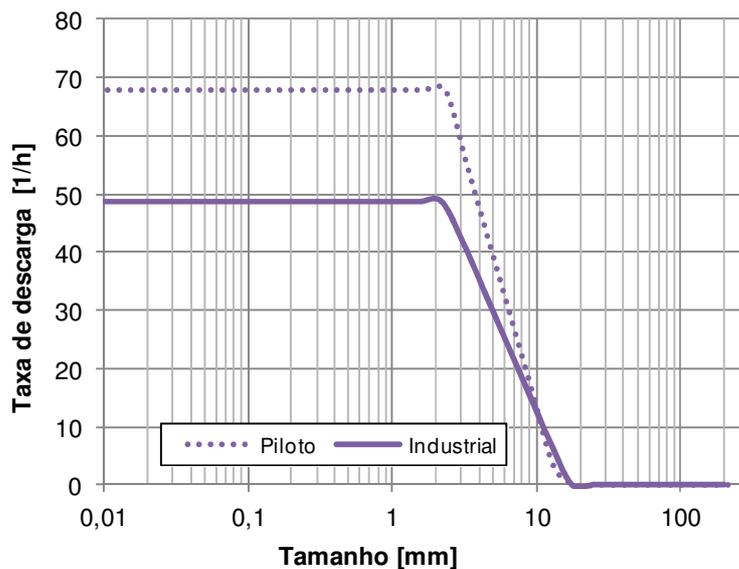


Figura 49. Taxas de descarga dos moinhos SAG piloto e industrial

5.6.2 Hidrociclones da classificação primária

Os resultados do dimensionamento dos hidrociclones da classificação primária são resumidos na Tabela 29. As distribuições granulométricas do *overflow* e do *underflow* destes hidrociclones são apresentadas na Figura 36 (linhas de cor laranja), e os balanços de massa destas unidades com base nas simulações são detalhados na Tabela 47.

Tabela 47. Balanço de massa para os hidrociclones da classificação primária - Alternativa V

Fluxo	Sólidos [t/h]		% Sólidos		P80 [mm]		% passante em 150 µm		% passante em 10 µm	
	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]	[1]	[2]
Alim. Hidrociclone	2.893	2.893	49,75	49,75	0,169	0,169	78,01	78,01	13,64	13,64
Hidrociclone U/F	1.315	1.314	72,00	71,94	0,463	0,463	52,05	52,05	5,449	5,463
Hidrociclone O/F	1.578	1.579	39,57	39,59	0,063	0,063	99,73	99,72	20,37	20,35
Adição de Água ao Hidrociclone [t/h]			1.843							
Material entre 150 e 10 µm no O/F [%]			79,37							

[1]: Modelo de Curva de Eficiência; [2]: Modelo de Nageswararao

5.6.3 Circuito de Moagem e Classificação Secundária

Considerando a baixa proporção de material ultrafino no *underflow* da classificação primária (Tabela 47 e Figura 36), foi projetado um circuito de moagem fechado com hidrociclones de classificação secundária, usando moinhos de bolas em configuração direta. Para este caso, foram necessários dois moinhos em paralelo e duas baterias de 9 hidrociclones. Durante a simulação deste circuito foi observado que, usando as mesmas especificações de moinhos de bolas empregados nas outras alternativas de processamento, a especificação de produto ($P_{95} = 150 \mu\text{m}$ no *overflow* dos hidrociclones de classificação secundária) foi superada, o que permitiu diminuir a fração de velocidade crítica do moinho, resultando em uma importante redução da potência consumida pelos moinhos, como é observado na Tabela 31. Os balanços de massas associados ao circuito de moagem são resumidos na Tabela 48 e as distribuições granulométricas de cada um dos fluxos são representadas na Figura 50.

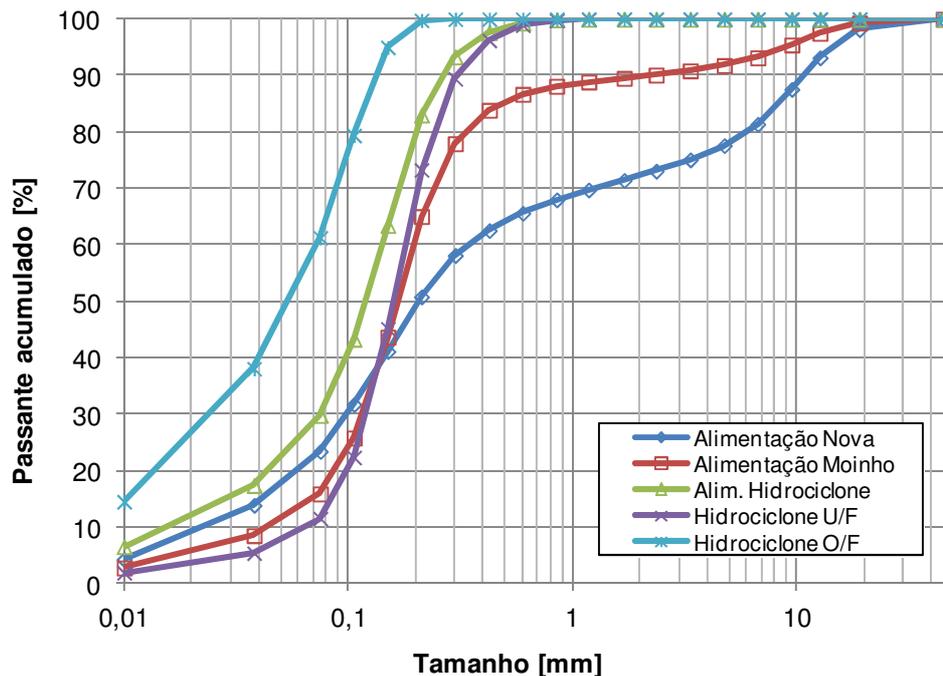


Figura 50. Distribuições granulométricas simuladas do circuito de moagem e classificação - Alternativa V

Tabela 48. Balanço de massas para cada circuito de moagem - Alternativa V

Corrente de processo	Sólidos [t/h]	% Sólidos	P80 [μm]	% passante em 150 μm	% passante em 10 μm
Alimentação Nova	828,0	76,36	5.917	41,14	4,32
Alimentação Moinho	2.254,7	75,49	340	43,69	2,83
Alim. Hidrociclone	2.254,7	48,36	202	63,46	6,59
Hidrociclone U/F	1.426,7	75,00	247	45,16	1,96
Hidrociclone O/F	828,0	30,00	108	94,99	14,56
Adição de Água ao Moinho [t/h]		19,7			
Adição de Água ao Hidrociclone [t/h]		1.656			
Material entre 150 e 10 μm no O/F [%]		80,43			

5.6.4 Avaliação do consumo de materiais de desgaste

O consumo de aço devido ao desgaste de materiais para esta rota de processamento está associado aos revestimentos do SAG, às bolas do SAG, e aos revestimentos e corpos moedores dos moinhos de bolas.

Devido à falta de dados experimentais e de um adequado modelo para estimação do desgaste de bolas em moinhos SAG, duas premissas foram consideradas:

- Metodologia 1: Estimação do desgaste de bolas do SAG por meio da correlação empírica reportada por Guzmán e Rabanal (2013), desenvolvida

originalmente para corpos moedores em moinhos de bolas (Equação 34 e Equação 33)

- Metodologia 2: Estimação do desgaste de bolas do SAG com base na correlação de Bond para moinhos de bolas a úmido (Equação 20), e usando um fator de correção de 65% (Rosario, 2010)

Os resultados da estimação do desgaste de bolas em moinhos SAG de acordo com essas duas metodologias são apresentados na Tabela 49. É observada uma diferença relativamente pequena entre as previsões dessas duas estimativas. Portanto, para este estudo decidiu-se usar os valores médios globais, correspondentes a 46,53 g/kWh e 100,05 g/t, respectivamente. Os resultados da avaliação do desgaste de corpos moedores nos moinhos de bolas com base na Equação 34 e na Equação 33 são apresentados na Tabela 50.

Tabela 49. Estimação da taxa específica de desgaste de corpos moedores em moinhos SAG - Alternativa V

Metodologia	F80 [mm]	A_i [g]	pH	E_{cs} [kWh/t]	k_d^E [$\mu\text{m}/(\text{kWh}/\text{t})$]	d^R [mm]	Ω_E [g/kWh]	Ω_M [g/t]
1	60,29	0,081	6,5	2,15	1,32	101,6	51,81	111,38
	60,29	0,081	7,5	2,15	1,27	101,6	50,03	107,57
	Média						50,92	109,48
2	N.D.	0,081	N.D.	2,15	N.D.	N.D.	42,15	90,61
Média global							46,53	100,05

* N.D. : Não disponível

Tabela 50. Cálculo da taxa específica de desgaste de corpos moedores para moinhos de bolas - Alternativa V

Equipamento	F80 [mm]	A_i [g]	pH	E_{cs} [kWh/t]	k_d^E [$\mu\text{m}/(\text{kWh}/\text{t})$]	d^R [mm]	Ω_E [g/kWh]	Ω_M [g/t]
Moinho de bolas	340	0,081	6,5	2,30	0,92	63,5	57,99	133,37
	340	0,081	7,5	2,30	0,89	63,5	56,00	128,81

As taxas de desgaste dos revestimentos do moinho SAG e dos moinhos de bolas foram estimadas com base na correlação empírica de Bond (Equação 21), correspondendo a um valor de 5,22 g/kWh.

5.7 SIMULAÇÃO DA ENERGIA MÍNIMA TEÓRICA DE COMINUIÇÃO

Usando a metodologia de Tavares (2004), é possível estimar o consumo energético específico teórico na cominuição do minério de ferro itabirítico selecionado, através de uma rotina de simulação implementada no *software* MatLab® e disponível no LTM. Foram realizadas simulações com diferentes energias relativas de impacto (E^*), sendo encontrado um valor mínimo de energia específica de cominuição correspondente a 1,84 kWh/t, para um valor de E^* igual a 2,1, como é observado na Figura 51, na qual é representada a energia acumulada em cada ciclo de fratura. As simulações foram realizadas empregando parâmetros do minério em estudo que foram previamente determinados no LTM e se encontram publicados no trabalho de Tavares e Carvalho (2011).

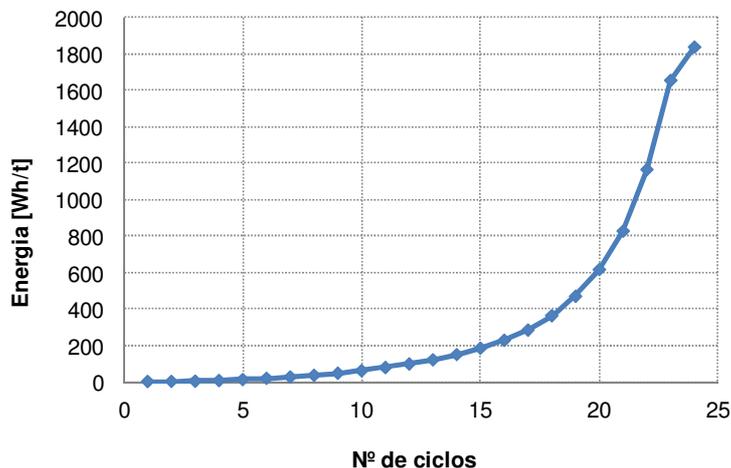


Figura 51. Energia acumulada por ciclos correspondente à cominuição ideal do minério em estudo para $E^* = 2,1$

Para estas simulações também foi necessário determinar experimentalmente o limite de tamanho normalizável (Tavares e Neves, 2008), por meio da análise das distribuições de tamanho dos fragmentos obtidas pelo ensaio DWT para o minério em estudo. Para isso, foram usados ensaios de DWT realizados no LTM nas faixas padrões (entre 63 e 13,2 mm), e também foram realizados ensaios adicionais de quebra de partículas individuais nas faixas 11,2 x 9,5 mm, 5,6 x 4,75 mm e 2,83 x 2,38 mm. A partir desses dados, o ponto de inflexão foi estimado em um valor de aproximadamente 0,150 mm (Anexo IX) não normalizável. Esses ensaios adicionais de DWT também foram usados para otimizar os parâmetros da função quebra

(Carvalho, 2009), que também são necessários como dados de entrada na rotina computacional para o cálculo da energia ótima de cominuição.

De acordo com a Figura 52, foram necessários 23 ciclos de impactos para atingir a granulometria de produto desejada, iniciando na granulometria de alimentação de cada rota de processamento proposta (produto da britagem primária). Nessa figura é observada a evolução da distribuição granulométrica em cada ciclo de quebra. O produto final corresponde à soma das correntes de *overflow* dos hidrociclones de classificação primários e secundários. Para estas simulações foi utilizada uma granulometria média do produto final obtido em cada uma das rotas de cominuição previamente simuladas, sendo que essas distribuições apresentaram um comportamento semelhante. Na Figura 53 são apresentadas as distribuições granulométricas da alimentação e do produto usadas como dados de entrada nas simulações, e também é representada a distribuição granulométrica do produto da quebra ideal de partículas (linha verde). Ambas as distribuições dos produtos coincidem no valor de P_{80} , sendo esse o critério adotado para comparar essas duas curvas (Tavares, 2004).

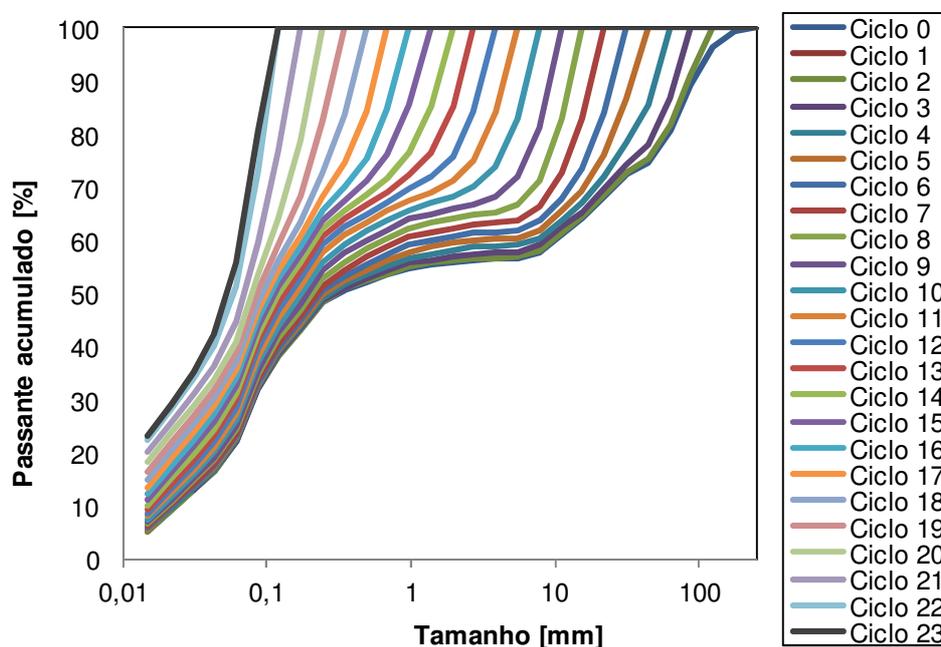


Figura 52. Evolução da granulometria para $E^* = 2,1$

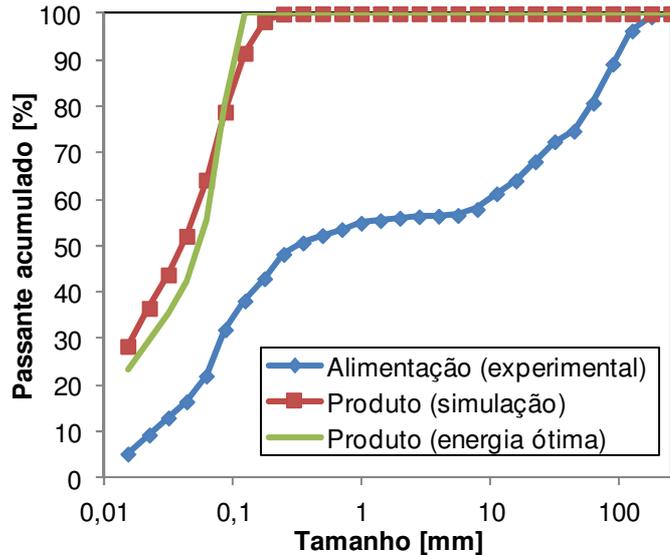


Figura 53. Distribuição granulométrica da alimentação e do produto para $E^* = 2,1$

5.8 COMPARAÇÃO DE ROTAS DE COMINUIÇÃO COM BASE EM CRITÉRIOS CONVENCIONAIS DE PROJETO

Na Tabela 51 se encontram resumidos os resultados do dimensionamento e simulação de cada rota de processamento proposta (excetuando a Alternativa II). Pode ser observado que o número de equipamentos necessários para a Alternativa V é bem menor em comparação às outras rotas de processamento, o que pode ser interpretado como um menor custo de capital (CAPEX). A complexidade dos circuitos na Alternativa III e na Alternativa IV é intermediária, porém, o custo de investimento dos HPGRs é alto. A rota mais complexa corresponde à Alternativa I, sendo necessária uma grande quantidade de equipamentos de cominuição, classificação e acessórios. De acordo com o reportado por Amelunxen e Meadows (2011), o custo de capital de circuitos de beneficiamento de minérios com baixa dureza que empregam tecnologias de HPGR é aproximadamente 6,4% maior do que o custo capital de um circuito de britagem convencional para o mesmo tipo de minério. Conforme aumenta a dureza do minério essa diferença de CAPEX é menor e, para minérios duros, o custo capital do circuito convencional pode chegar a ser superior. Amelunxen e Meadows (2011) mencionam também que para circuitos baseados em moinhos SAG, o custo capital é sempre menor em comparação às outras duas opções, especialmente quando o minério apresenta dureza baixa e média. Portanto, sob esse critério de custos de

investimento (CAPEX), a melhor opção de beneficiamento de minérios de ferro itabiríticos provavelmente corresponderia à Alternativa V.

Tabela 51. Especificações dos equipamentos para cada rota de processamento

Alternativa	Equipamento	Quantidade		Potência indiv. [kW]		Potência total [kW]			
		Por etapa	Total	Instalada	Simulada				
I	Britagem 2 ^a -4 ^a + Moinho de bolas 1 ^o + Moinho de bolas 2 ^o	Peneira 2 ^a (10'x24' SD)	2	8	-	-	-	-	
		Peneira 3 ^a (10'x24' DD)	6		-	-	-		
		Britador 2 ^o (HP400)	1	6	315	147,0	147,0	1.113	
		Britador 3 ^o (HP 400)	2		315	185,9	371,8		
		Britador 4 ^o (HP800)	3		600	198,2	594,6		
		Moinho bolas 1 ^o (16'x25')	1	3	2.800	2.614	2.614	7.862	
		Moinho bolas 2 ^o (16'x25')	2		2.800	2.624	5.248		
		Hidrociclone 1 ^o (26")	11	23	-	-	-	-	
		Hidrociclone 2 ^o (26")	12		-	-	-		
		Potência total dos equipamentos de cominuição [kW]						8.975	
Potência estimada de equipamentos acessórios em britagem [kW]*						1.670			
Potência estimada de equipamentos acessórios em moagem [kW]*						1.409			
TOTAL [kW]						12.054			
III	Britagem 2 ^a + HPGR (alim. natural) + Moinho de bolas	Peneira 2 ^a (10'x24' SD)	3	7	-	-	-	-	
		Peneira 3 ^a (10'x24' SD)	4		-	-	-		
		Britador 2 ^o (HP800)	2	2	600	123,8	248	-	
		HPGR (7,9'x5,4')	2		4.800	2.568	5.136		
		Moinho bolas (16'x25')	2	27	2.800	2.624	5.248	-	
		Hidrociclone 1 ^o (26")	11		-	-	-		
		Hidrociclone 2 ^o (26")	16	-	-	-			
		Potência total dos equipamentos de cominuição [kW]						10.632	
		Potência estimada de equipamentos acessórios em britagem [kW]*						1.670	
		Potência estimada de equipamentos acessórios em moagem [kW]*						1.231	
TOTAL [kW]						13.533			
IV	Britagem 2 ^a + HPGR (alim. escalpada) + Moinho de bolas)	Peneira 2 ^a (10'x24' TD)	6	-	-	-	-	-	
		Britador 2 ^o (HP800)	2		600	123,8	248		
		HPGR (7,9'x5,4')	1	2	4.800	1.560	1.560	-	
		Moinho bolas (16'x25')	2		2.800	2.624	5.248		
		Hidrociclone 1 ^o (26")	9	41	-	-	-	-	
		Hidrociclone 2 ^o (26")	32		-	-	-		
		Potência total dos equipamentos de cominuição [kW]						7.056	
		Potência estimada de equipamentos acessórios em britagem [kW]*						1.670	
Potência estimada de equipamentos acessórios em moagem [kW]*						1.114			
TOTAL [kW]						9.840			
V	SAG + Moinho de bolas	SAG	1	25	8.200	6.961	6.961	-	
		Peneira 2 ^a (10'x24' SD)	2		-	-	-		
		Moinho bolas (16'x25')	2	7	2.800	1.908	3.816	-	
		Hidrociclone 1 ^o (26")	7		-	-	-		
		Hidrociclone 2 ^o (26")	18	-	-	-			
		Potência total dos equipamentos de cominuição [kW]						10.777	
		Potência estimada de equipamentos acessórios em britagem [kW]*						118	
		Potência estimada de equipamentos acessórios em moagem [kW]*						928	
TOTAL [kW]						11.823			

SD = 1 deck; DD = 2 decks; TD = 3 decks

* Valores aproximados com base em fatores de multiplicação para cada tipo de circuito, usando dados de usinas em operação com fluxogramas similares e processando outro tipo de minérios

No entanto, do ponto de vista dos custos operacionais associados à energia demandada pelos equipamentos de cominuição e acessórios (manuseio, transporte, classificação), a Alternativa V se encontra numa faixa intermediária juntamente com a

Alternativa I, com base nos resultados da Tabela 51. Pode-se notar também que o consumo energético direto da Alternativa III é bastante alto. Isso se deve principalmente à necessidade de empregar dois HPGR, portanto, essa opção não é recomendável para o minério em estudo, em termos de custos de capital (CAPEX) e operacionais (OPEX). Em contrapartida, a Alternativa IV, que também faz uso de HPGR, mas de uma forma energeticamente mais eficiente (com uma alimentação escalpada), requer somente uma unidade de HPGR, o que gera um impacto positivo na redução do consumo energético direto e também no CAPEX. Portanto, esta última opção é muito desejável para o caso no qual a alimentação do circuito não precise de algum acondicionamento na moagem.

Estudos adicionais devem ser considerados para avaliar a viabilidade econômica de usar circuitos de beneficiamento baseados em uso de moinhos de rolos e anel (Alternativa II), pois essa opção resultaria interessante na medida em que seja minimizada a quantidade destes moinhos, e considerando também a possibilidade de substituir as etapas de britagem convencionais, a fim de diminuir a complexidade do circuito e reduzir o consumo energético direto, garantindo a estabilidade do processo.

A familiaridade com as tecnologias é outro critério relevante na escolha de uma determinada rota de processamento. Assim, alternativas baseadas em equipamentos como HPGRs e moinhos de rolos e anel (Alternativas II, III e IV) apresentam desvantagens em relação à rota convencional (Alternativa I), sendo que esta última é bastante conhecida pela sua aplicação no processamento de outros minérios de ferro no Brasil e, além disso, pode ser considerada robusta enquanto às variações nas características do minério de alimentação. Por outro lado, a Alternativa III possui grandes restrições enquanto à umidade no RoM. Esse aspecto pode chegar a ser crítico se a umidade do minério torna-se excessivamente alta, causando um maior desgaste nos revestimentos dos rolos, bem como diminuição da capacidade específica no HPGR. Ribeiro *et al.* (2010) mostraram que um HPGR em escala piloto processando um minério de ferro itabirítico pode chegar a perder até 10% de capacidade quando a umidade do minério de alimentação atinge um valor de 9%. O escalpe da alimentação do HPGR (Alternativa IV) pode ajudar a resolver essa limitação, além de um potencial ganho em capacidade por causa da excessiva quantidade de material fino no RoM deste tipo de minérios, mas isso deve ser estudado em maior detalhe, sendo que para outros minérios tem sido estabelecido que o HPGR apresenta um melhor desempenho no que diz respeito a uma maior capacidade específica e menor desgaste dos rolos quando existe uma certa

quantidade de material fino na alimentação (Morley, 2010; van der Meer e Maphosa, 2012).

Em relação à Alternativa V, a VALE S.A. possui um conhecimento operacional adquirido ao longo dos anos sobre o uso de tecnologias como o SAG, como é o caso da usina de Sossego para processamento de minério de cobre/ouro; isso poderia diminuir um pouco os riscos associados ao uso desta tecnologia para o caso dos itabiritos. No entanto, as propriedades do minério de ferro itabirítico em estudo diferem consideravelmente às do minério de Sossego (Bergerman *et al.*, 2009) com relação ao índice de trabalho, à abrasividade, granulometria, dureza, entre outras. Isso, somado à variabilidade entre as propriedades dos itabiritos pode ser um fator determinante na hora da escolha desta tecnologia para este tipo de aplicação.

5.9 COMPARAÇÃO DE ROTAS DE COMINUIÇÃO USANDO INDICADORES DE SUSTENTABILIDADE

Os cálculos detalhados do Inventário de Ciclo de Vida em cada uma das rotas de processamento simuladas se encontram no Anexo X. Na Tabela 52 são detalhados, inicialmente, os componentes da energia direta empregada na cominuição, ou seja, aquela demandada pelos equipamentos de cominuição e aquela demandada pelos equipamentos acessórios.

Tabela 52. Demanda de energia direta por tonelada de minério processado para cada rota de processamento simulada

ENERGIA ESPECÍFICA	ALTERNATIVA			
	I	III	IV	V
Equipamentos de cominuição [kWh/t]	2,77	3,29	2,18	3,33
Equipamentos acessórios [kWh/t]	0,96	0,89	0,86	0,32
Total [kWh/t]	3,73	4,18	3,04	3,65

Na Tabela 53 são resumidos os indicadores de ICV estimados de acordo com a metodologia descrita na seção 4.5. Nesta tabela somente são reportados os valores normalizados com base na quantidade de minério processado (3.235 t/h).

Tabela 53. Resultados do ICV e Eco-eficiência Energética em rotas de cominuição para o beneficiamento do minério de ferro itabirítico em estudo

	Indicador de ICV	Unidade	Alt. I	Alt. III	Alt. IV	Alt. V
<u>Entrada</u>	Energia Direta (ED)	kWh/t	3,73	4,18	3,04	3,65
		(%)	(79,0)	(85,8)	(81,5)	(75,0)
	Energia Indireta (EI)	kWh/t	0,99	0,69	0,69	1,22
		(%)	(21,0)	(14,2)	(18,5)	(25,0)
	ENERGIA TOTAL	kWh/t	4,72	4,88	3,73	4,87
	Aço	kg/t	0,15	0,10	0,10	0,18
	Água	t/t	2,20	2,34	2,32	1,94
<u>Saída</u>	Material ultrafino	t/t	0,18	0,23	0,20	0,17
	Emissões de CO_{2eq} assoc. à ED	kg/t	0,24	0,27	0,20	0,24
		(%)	(51,3)	(63,4)	(55,6)	(45,6)
	Emissões de CO_{2eq} assoc. à EI	kg/t	0,23	0,16	0,16	0,28
		(%)	(48,7)	(36,6)	(44,4)	(54,4)
	EMISSÕES DE CO_{2eq} TOTAIS	kg/t	0,47	0,43	0,36	0,52
Eficiência	Eficiência de cominuição	(%)	66,2	55,8	84,2	55,1
	Eco-eficiência Energética	(%)	38,9	37,6	49,2	37,7

Conforme foi discutido na seção 5.8, o consumo de energia direta é baixo para a Alternativa IV, intermediário para as Alternativas I e V, e alto para a Alternativa III. Por outro lado, de acordo com a Tabela 53, as Alternativas III e IV apresentaram o menor consumo energético indireto devido ao fato que o desgaste se encontra associado principalmente à demanda de corpos moedores (aço), como é observado nas Alternativas I e V. De modo geral pode ser observado que o consumo de energia indireta se encontra entre 14% e 25% do consumo energético total.

Com base nos resultados das simulações computacionais, as Alternativas I e V potencialmente gerariam uma menor quantidade de lamas, com valores de 18% e 17% de material ultrafino (menor a 10 μ m) no *overflow* dos hidrociclones de classificação, respectivamente. Isso contrasta com a Alternativa III, onde a percentagem de ultrafinos total correspondeu a 23%. No entanto, o *bypass* dos finos naturais do minério (Alternativa IV) pode ajudar a reduzir essa quantidade de ultrafinos, de acordo com as simulações. Evidentemente, existe uma grande incerteza nas estimativas de geração de material ultrafino, devido principalmente à limitação na informação disponível sobre a geração de lamas nesses equipamentos de cominuição, bem como dados insuficientes sobre classificação desses produtos de moagem usando hidrociclones.

Desde o ponto de vista da geração de GEE, é observado (Tabela 53) que eles estão associados quase em igual proporção aos consumos energéticos direto e indireto, excetuando a Alternativa III, na qual o impacto da energia direta sobre essas emissões é bem maior. Isto é consequência principalmente do fator de emissão associado ao consumo de energia elétrica no Brasil, cujo valor é significativamente baixo quando comparado com a média mundial, por causa de uma alta participação de fontes energéticas renováveis na matriz energética brasileira, especialmente no setor elétrico. De modo geral, a Alternativa IV torna-se mais atrativa do ponto de vista ambiental, sendo que a Alternativa V seria a menos atraente nesse aspecto. No entanto, os valores de emissões de GEE específicas foram significativamente menores nas diferentes rotas de cominuição em comparação com estudos semelhantes sobre processos de cominuição para outros minérios e em diferentes países (Musa e Morrison, 2009; Norgate e Haque, 2010). Além das diferenças associadas às peculiaridades da produção de energia e de aço no Brasil, esses valores também estão associados com a alta suscetibilidade do itabirito à cominuição.

O consumo de água em todas as rotas de processamento simuladas foi alto, por causa da utilização de moinhos de bolas. Nesse sentido, a utilização de moinhos de rolos e anel, seja para substituir a moagem primária e secundária do circuito convencional (Alternativa II) ou para substituição da moagem secundária nas rotas de processamento propostas, poderia ajudar a reduzir ou até eliminar o consumo da água na cominuição, e, além disso, contribuir na minimização de ultrafinos, com uma potencial melhora na quebra intergranular. Isso, por sua vez, pode trazer potenciais impactos positivos no desempenho de etapas posteriores de deslamagem e flotação (Gerold *et al.*, 2012). No entanto, torna-se necessário realizar mais estudos para validar e viabilizar o uso desta tecnologia para cominuição de minérios de ferro brasileiros de baixo teor em escala industrial, visando garantir um baixo consumo de energia elétrica bem como de materiais de desgaste, e a estabilidade do processo em função da variabilidade do minério e das condições operacionais. Cabe destacar que os equipamentos Loesche® teoricamente podem operar com partículas de tamanho de até 150 mm, o que poderia implicar na substituição adicional de algumas etapas de britagem. Porém, ainda não foram reportados estudos da avaliação dessa alternativa para esta aplicação.

Usando a energia ótima de cominuição anteriormente estimada (seção 5.7), as energias dos equipamentos de cominuição (Tabela 52) e as energias direta e indireta (Tabela 53), foram estimadas a eficiência da cominuição (Equação 19) e a Eco-

eficiência Energética (Equação 41) para cada rota de processamento simulada. Os resultados (Tabela 53) indicam que o circuito mais eco-eficiente corresponde à Alternativa IV. As Eco-eficiências Energéticas das Alternativas I, III e V foram bastante semelhantes, sendo de aproximadamente 38%. No entanto, a eficiência da cominuição foi significativamente diferente em cada rota de processamento e, de modo geral, apresentou valores bem mais altos do esperado, especialmente na Alternativa IV. Essas eficiências poderiam estar superestimadas devido à imprecisão nas estimativas de potência dos equipamentos, especialmente para o HPGR, sendo que o modelo matemático do *software* JKSimMet[®] não possui um modelo adequado para previsão da potência destes equipamentos, e portanto esse valor foi estimado a partir da energia específica (que foi assumida constante durante o escalonamento) e da capacidade. Outro fator que pode ter influenciado essas estimativas de eficiência energética é o conjunto de parâmetros empregado para o cálculo da energia ótima, proveniente da caracterização do minério, sobretudo no que diz respeito à caracterização de partículas finas, que impactam significativamente o consumo energético na cominuição. Apesar dessas limitações, com base nos resultados da Tabela 53, pode ser dito que a energia direta consumida pelos equipamentos acessórios bem como a energia indireta associada aos materiais de desgaste permitem obter umas estimativas mais realistas da eficiência energética global dos processos de beneficiamento de minérios.

6 CONCLUSÕES

Foi proposta uma metodologia baseada na ferramenta de Análise de Ciclo de Vida, bem como no conceito de consumo energético mínimo teórico (Tavares, 2004), para a sua aplicação na avaliação comparativa de rotas de processamento de um minério de ferro itabirítico selecionado, por meio da utilização de indicadores de Inventário de Ciclo de Vida, bem como da adoção de uma definição de eficiência energética baseada na demanda de energia global (direta e indireta), denominada de Eco-eficiência Energética.

A utilização desta abordagem permitiu concluir que, se fosse considerado um futuro cenário político brasileiro no qual existe a possibilidade de que sejam implementados impostos sobre as emissões de carbono, os esforços devem ser direcionados para a minimização do consumo de materiais de desgaste (principalmente revestimentos e corpos moedores de equipamentos de cominuição), além do consumo de energia elétrica, na cominuição de minérios de ferro itabiríticos, a fim de reduzir as emissões de GEE em futuras usinas que estão sendo projetadas para esse propósito. Nesse sentido, a Alternativa IV que inclui o uso de HPGR e moinhos de bolas parece ser promissora, mas somente no caso em que os finos naturais contidos no RoM não precisem de algum condicionamento na moagem antes de serem enviados às etapas de classificação e flotação. Esta alternativa, no entanto, tem riscos relacionados com a sensibilidade do desempenho do HPGR à umidade na alimentação, o que potencialmente pode reduzir a capacidade e aumentar a taxa de desgaste dos rolos.

Por outro lado, a Alternativa V, que inclui um circuito SAB, não se mostrou atraente do ponto de vista da sustentabilidade, mas foi responsável pela menor produção de material ultrafino. No entanto a sua variante, a moagem autógena (AG), seria potencialmente mais atraente do ponto de vista da sustentabilidade e deve ser considerada no futuro, sempre que o minério possa gerar corpos moedores autógenos suficientemente competentes. A Alternativa I, que foi adotada no projeto em questão, apresentou valores intermediários de consumo de energia e emissão de gases de efeito estufa. Evidentemente que estes resultados devem ser confrontados com outros critérios de projeto como o CAPEX, o OPEX, o NPV, os riscos envolvidos nos diferentes circuitos, além de seus diferentes níveis de complexidade, familiaridade com

as tecnologias e demanda de manutenção, o que coloca às Alternativas III e IV em uma posição muito menos favorável em comparação à Alternativa V.

Finalmente, a metodologia descrita no presente trabalho poderia ser usada juntamente com os critérios de projeto objetivos e subjetivos descritos acima na escolha do melhor fluxograma para o processamento de minérios de ferro itabiríticos que permitiriam às empresas de mineração alcançar um equilíbrio entre atratividade econômica e sustentabilidade nos seus futuros projetos.

7 RECOMENDAÇÕES E TRABALHOS FUTUROS

- Estudar a influência da variação nas propriedades do RoM (granulometria, umidade, dureza, densidade, índice de trabalho) no desempenho dos circuitos industriais propostos.
- Realizar estudos comparativos de avaliação do grau de liberação em diferentes faixas granulométricas e da geração de micro-fraturas para amostras de minérios de ferro itabiríticos, usando tecnologias de cominuição não convencionais baseadas em cominuição por esforços compressivos (HPGR e moinho de rolos e anel), a fim de viabilizar em termos econômicos e ambientais o uso destas tecnologias potencialmente redutoras das emissões de CO₂ para moagem de minérios de ferro itabiríticos.
- Realizar estudos de moagem com amostras escalpadas de minérios de ferro itabiríticos para avaliar o efeito da abertura da peneira de escalpe na capacidade específica e no desgaste da superfície de rolos do HPGR, visando validar a adoção desta tecnologia para estes tipos de minérios.
- Se fosse usada uma rota de processamento de minérios de ferro itabiríticos com base na tecnologia de HPGR, pode ser adotada uma metodologia baseada em medições industriais periódicas do desgaste em diferentes pontos ao longo dos rolos e durante o tempo de operação do processo, como no estudo realizado por van der Meer e Maphosa (2012), a fim de obter uma estimativa mais aproximada da taxa de desgaste em HPGR. Isso ajuda a estabelecer o perfil de desgaste na superfície dos rolos, que depende especificamente do minério e das condições operacionais. Deste modo, podem ser otimizadas as variáveis operacionais, bem como o *design* dos *studs*, a fim de prolongar o tempo de vida da superfície dos rolos e reduzir os custos operacionais associados.
- Realizar estudos mais detalhados de otimização da moagem usando moinhos SAG/AG, usando modelos mais apropriados que levem em consideração o

efeito do comportamento bimodal na *appearance function* para este tipo de minérios. Para esse propósito, poderia resultar útil o modelo proposto por Bueno *et al.* (2013).

- Desenvolver pesquisas orientadas à modelagem e simulação de moinhos de rolos e anel.
- Realizar pesquisas orientadas ao desenvolvimento de modelos que permitam prever a capacidade e a energia consumida em equipamentos HPGR.
- Realizar estudos adicionais para otimização das etapas de classificação e deslamagem em circuitos de cominuição de minérios de ferro de baixo teor.
- Usar a metodologia proposta como uma ferramenta para estimar os impactos ambientais/econômicos e a Eco-eficiência Energética na cominuição de outro tipo de materiais e minérios brasileiros.
- Desenvolver pesquisas mais detalhadas com base na metodologia de trabalho proposta, a fim de quantificar a Eco-eficiência Energética e os impactos ambientais/econômicos das operações de beneficiamento de minérios brasileiros em projetos atuais e futuros. Para esse propósito, podem ser ampliadas as fronteiras do sistema, sendo consideradas outras etapas de processamento e estágios do Ciclo de Vida.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Aldrich, C. (2013). Consumption of steel grinding media in mills - A review. *Minerals Engineering*, v. 49, 77-91.
- Alting, L. (2007). Life Cycle Engineering and Management: Status and Perspectives. In: G. Seliger (Ed.), *Sustainability in Manufacturing - Recovery of Resources in Product and Material Cycles*. Berlin, Germany: Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Alvarado, S., Alguerno, J., Auracher, H., & Casali, A. (1998). Energy-exergy optimization of comminution. *Energy*, v. 23 n. 2, 153-158.
- Alves, V. K. (2006). *Otimização de carga moedora utilizando ferramentas de modelamento matemático e simulação de moagem*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia Metalúrgica e de Minas, Belo Horizonte.
- Alves, V. K. (2012). *Metodologia para Simulação e Escalonamento de Prensas de Rolos*. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Minas Gerais, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas, Belo Horizonte.
- Alves, V. K., Souza, E. S., Calixto, M. F., & Delboni Jr, H. (2007). Studies on the design circuit for compact itabirite of Conceição Mine. *Iron Ore Conference*, (pp. 217-222). Perth.
- Amelunxen, P., & Meadows, D. (2011). Not another HPGR trade-off study! *Minerals & Metallurgical Processing*, v. 28 n. 1, 1-7.
- Andersen, J., & Napier-Munn, T. J. (1988). Power Prediction for Cone Crushers. *Third Mill Operators Conference*. Cobar, NSW, Australia.
- Ashby, M. F. (2005). *Materials Selection in Mechanical Design* (3rd ed.). Oxford, UK: Elsevier Butterworth-Heinemann.
- Austin, L. G., & Brame, K. (1983). A Comparison of the Bond Method for Sizing Wet Tumbling Ball Mills with a Size-Mass Balance Simulation Model. *Powder Technology*, v. 34, 261-274.
- Austin, L. G., & Concha, F. (1993). *Diseño y simulación de circuitos de molienda y clasificación*. Concepción, Chile: CYTED.
- Barati, M. (2010). Energy intensity and greenhouse gases footprint of metallurgical processes: A continuous steelmaking case study. *Energy*, v. 35, 3731-3737.

- Barbosa JR, A. F., Meira, R., Emerenciano, S. V., Dias, H. C., & Pereira, R. (2008). Conceitos e aplicações de Análise do Ciclo de Vida (ACV) no Brasil. *Gerenciais*, v. 7 n. 1, 39-44.
- Barrios, G. K., Carvalho, R. M., & Tavares, L. M. (2011). Extending breakage characterisation to fine sizes by impact on particle beds. *Mineral Processing and Extractive Metallurgy (Trans. Inst. Min Metall. C)*, v. 120 n. 1, 37-44.
- Batterham, R. (2011). Trends in comminution driven by energy. *Advanced Powder Technology*, v. 22, 138-140.
- Bearman, R. (2006). High-Pressure Grinding Rolls - Characterising and Defining Process Performance for Engineers. In: S. K. Kawatra (Ed.), *Advances in Comminution* (pp. 3-14). Littleton, Colorado, USA: SME.
- Bergerman, M., Delboni, H., & Nankran, M. (2009). Estudo de variabilidade e otimização do circuito de moagem SAG da Usina do Sossego. *Revista Escola de Minas*, v. 62 n. 1, 93-97.
- Brooks, G., & Subagyo, D. (2002). Energy Considerations for Alternative Routes in Metals Production. *Green Processing Conference*. Cairns, Queensland.
- Bueno, M. P., Kojovic, T., Powell, M. S., & Shi, F. (2013). Multi-component AG/SAG mill model. *Minerals Engineering*, v. 43-44, 12-21.
- Caldeira-Pires, A. (2010). Life Cycle Methodology and its application in Eco-labeling. *Regional Workshop on Eco-Labeling for Latin American Countries*. Rio de Janeiro.
- Carvalho, B. C. (2012). *Aproveitamento de minérios de ferro de baixo teor: tendências, tecnologias utilizadas e influências no seqüenciamento de lavra*. Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, Escola de Minas.
- Carvalho, R. M. (2009). *Densenvolvimento de Modelo Matemático Generalizado da Cominuição*. Dissertação de Mestrado, COPPE / Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ), Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Rio de Janeiro.
- Cleary, P. W., Owen, P., & Morrison, R. (2004). The Role of Advanced DEM Based Modelling Tools in Increasing Comminution Energy Efficiency. *Green Processing Conference*, (pp. 149-162). Fremantle, WA.
- CNI/IAB. (2012). *A indústria do aço no Brasil*. Brasília.
- Dahmus, J. B., & Gutowski, T. G. (2004). An environmental analysis of machining. *Proceedings of International Mechanical Engineering Congress and RD&D Expo*, (pp. 1-10). Anaheim, California, USA.
- Daniel, M. J. (2002). *HPGR Model verification and scale-up*. MSc. Thesis, University of Queensland, Department of Mining, Materials and Minerals Engineering.

- Daniel, M. J., & Morrell, S. (2004). HPGR model verification and scale-up. *Minerals Engineering*, v. 17, 1149-1161.
- Daniel, M., Lane, G., & McLean, E. (2010). Efficiency, economics, energy and emissions – Emerging criteria for comminution circuit decision making. *XXV International Mineral Processing Congress Proceedings*. Brisbane.
- EPE. (2013). *Balanço Energético Nacional 2013 - Ano base 2012: Relatório Síntese*. Rio de Janeiro.
- Farrel, M. J. (2009). *Carbon emissions from base metal mine sites*. Acesso em 26 de janeiro de 2012, disponível em Mining Engineering: http://www.minecost.com/Carbon_Emissions_ME.pdf
- Figueira, H. V., Almeida, S. L., & Luz, A. B. (2004). Cominuição. In: A. B. Luz, J. Sampaio, & S. L. Almeida (Eds.), *Tratamento de Minérios* (4 ed., pp. 113-194). Rio de Janeiro: CETEM.
- Foggiatto, B. (2009). *Previsão de desempenho do circuito de moagem de Carajás*. Dissertação de Mestrado, Universidade de São Paulo, São Paulo.
- França, F. (2011). *Eco-eficiência de circuitos de cominuição*. Projeto de Graduação, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- Fuerstenau, D. W., & Abouzeid, A. (2002). The energy efficiency of ball milling in comminution. *International Journal of Mineral Processing*, v. 67, 161-185.
- Fujita, K., & Saito, T. (2006). Unstable vibration of roller mills. *Journal of Sound and Vibration*, v. 297, 329-350.
- Gerold, C., Schmitz, C., Stapelmann, M., & Dardemann, F. (2012). Latest Installations and Developments of Loesche Vertical Roller Mills in the Ore Industry. *XXVI International Mineral Processing Congress (IMPC) 2012*, (pp. 1018-1029). New Delhi.
- Gorlov, E. G., Red'kina, N. I., & Khodakov, G. S. (2009). New Approaches to Determination of Energy Consumption for the Comminution Process. *Solid Fuel Chemistry*, v. 43, 391-399.
- Gupta, A., & Yan, D. S. (2006). *Mineral Processing Design and Operations: An Introduction* (1 ed.). Oxford, UK: Elsevier.
- Guzmán, L., & Rabanal, C. (2013). Updated Benavente Correlation for Estimating Grinding Media Consumption Rates. *10th International Mineral Processing Conference (Procemin)*. Santiago.
- Henriques JR, M. (2010). *Potencial de redução de emissão de gases de efeito estufa pelo uso de energia no setor industrial brasileiro*. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.

- Hukki, R. T. (1962). Proposal for a solomonic settlement between the theories of Von Rittinger, Kick and Bond. *AIME Transactions*, v. 223, 403-408.
- IBRAM. (2012). *Informações e Análises da Economia Mineral Brasileira*.
- ImageJ. (2004). Acesso em 20 de novembro de 2013, disponível em <http://imagej.nih.gov/ij/>
- Instituto Aço Brasil. (2013). *Relatório de Sustentabilidade 2013*. Rio de Janeiro.
- Instituto Carbono Brasil. (2003). Acesso em 25 de novembro de 2013, disponível em <http://www.institutocarbonobrasil.org.br>
- JKTech. (2011). *JKTech SMI Technology Transfer*. Acesso em 03 de 08 de 2013, disponível em JK Drop Weight Test: <http://www.jktech.com.au/jk-drop-weight-test>
- JKTech Pty Ltd. (2003). JKSImMet Steady State Mineral Processing Simulator Version 5.1. Queensland, Australia.
- Kanda, Y., & Kotake, N. (2007). Comminution Energy and Evaluation in Fine Grinding. In: A. D. Salman, M. Ghadiri, & M. J. Hounslow (Eds.), *Handbook of Powder Technology: Particle Breakage* (1 ed., Vol. 12, pp. 529-550). Amsterdam: Elsevier.
- Kelly, J., Foster, A., Kelsey, C., & Tomicki, T. (2010). The Autogenous Fine Grinding Kelsey Axial Displacement (KAD) Mill. *XXV International Mineral Processing Congress Proceedings*. Brisbane, Australia.
- King, R. P. (2000). *Technical Notes 8 - Grinding*. Acesso em 6 de fevereiro de 2014, disponível em Mineral Technologies International, Inc.: <http://www.mineraltech.com/MODSIM/ModsimTraining/Module6/Grinding.pdf>
- King, R. P. (2001). *Modeling and Simulation of Mineral Processing Systems* (1 ed.). Oxford, UK: Butterworth-Heinemann.
- King, R. P., Tavares, L. M., & Middlemiss, S. (1997). Establishing the energy efficiency of a ball mill. In: S. Kawatra (Ed.), *Comminution Practices, Chapter 38 - Mill Design Considerations* (pp. 311-316). Littleton, Colorado, USA: Society for Mining, Metallurgy and Exploration, Inc. (SME).
- Knecht, J., & Patzelt, N. (2004). High pressure grinding rolls - applications for the platinum industry. *International Platinum Conference 'Platinum Adding Value'* (pp. 83-88). The South African Institute of Mining and Metallurgy.
- Landfield, A. H., & Karra, V. (2000). Life cycle assessment of a rock crusher. *Resources, Conservation and Recycling*, v. 28, 207-217.
- Lima, N., Rodrigues, A., Silva, K., & Silva, S. (2012). Efeito do tamanho do corpo moedor na moagem: eficiência energética, opex e geração de ultrafinos. *Contribuição técnica ao 6th International Congress on the Science and*

- Technology of Ironmaking-ICSTI, 42º Seminário de Redução de Minério de Ferro e Matérias-primas e 13º Seminário Brasileiro de Minério de Ferro*, (pp. 2131-2136). Rio de Janeiro.
- Loesche. (2010). *Loesche - Innovative Engineering*. Acesso em 25 de fevereiro de 2014, disponível em <http://www.loesche.com>
- Martins, M. A., & Guillaneau, J. C. (1998). Design and Optimization of Mineral Processing Using Simulation Technology in Brazil. In: O. Bascur, *Latin American Perspectives: Exploration, Mining and Processing* (pp. 141-154). SME.
- MathWorks. (s.d.). Acesso em 22 de novembro de 2013, disponível em <http://www.mathworks.com/>
- Mazinghy, D. B., Russo, J. F., & Tavares, L. M. (2013). The Investigation of Comminution of Itabirite Iron Ores Using a Pilot-Scale HPGR. *13th European Symposium on Comminution & Classification (ESCC)*, (pp. 47-50). Braunschweig.
- McLellan, B. C., Corder, G. D., Giurco, D., & Green, S. (2009). Incorporating sustainable development in the design of mineral processing operations - Review and analysis of current approaches. *Journal of Cleaner Production*, v. 17, 1414-1425.
- McNab, B., Jankovic, A., David, D., & Payne, P. (2009). Processing of Magnetite Iron Ores – Comparing Grinding Options. *Iron Ore Conference*. Perth.
- MCTI. (2008). Acesso em 10 de outubro de 2013, disponível em <http://www.mct.gov.br/index.php/content/view/72764.html>
- MDIC. (2013). *Plano Setorial de Mitigação e Adaptação à Mudança do Clima para a Consolidação de uma Economia de Baixa Emissão de Carbono na Indústria de Transformação*. Brasília.
- Menéndez, J., Coello, A., Tijonov, O., & Rodríguez, M. (2006). Implementation of energy sustainability concepts during the comminution process of the Punta Gorda nickel ore plant (Cuba). *Powder Technology*, v. 170, 153-157.
- Metso Minerals. (2005). *Manual de Britagem* (6 ed.).
- Ministério do Meio Ambiente. (s.d.). Acesso em 28 de novembro de 2013, disponível em <http://www.mma.gov.br/>
- Morley, C. (2006). High-Pressure Grinding Rolls - A Technology Review. In: S. K. Kawatra (Ed.), *Advances in Comminution* (pp. 15-39). Littleton, Colorado, USA: SME.
- Morley, C. (2010). HPGR - FAQ. *The Journal of The Southern African Institute of Mining and Metallurgy*, v. 110, 107-115.

- Morrell, S. (1993). *The prediction of power draw in wet tumbling mills*. PhD Thesis, The University of Queensland, School of Engineering.
- Musa, F., & Morrison, R. (2009). A more sustainable approach to assessing comminution efficiency. *Minerals Engineering*, v. 22, 593-601.
- Nageswararao, K., Wiseman, D. M., & Napier-Munn, T. J. (2004). Two empirical hydrocyclone models revisited. *Minerals Engineering*, v. 17, 671-687.
- Napier-Munn, T. J., & Lynch, A. J. (1992). The modeling and computer simulation of mineral treatment processes - current status and future trends. *Minerals Engineering*, v. 5 n. 2, 143-167.
- Napier-Munn, T. J., Morrell, S., Morrison, R. D., & Kojovic, T. (1996). *Mineral comminution circuits: their operation and optimisation* (1 ed.). Australia: Julius Kruttschnitt Mineral Research Center.
- Norgate, T., & Haque, N. (2010). Energy and greenhouse gas impacts of mining and mineral processing operations. *Journal of Cleaner Production*, v. 18, 266-274.
- Norgate, T., & Jahanshahi, S. (2011). Reducing the greenhouse gas footprint of primary metal production: Where should the focus be? *Minerals Engineering*, v. 24, 1563-1570.
- Pokrajcic, Z., O'Halloran, R., & Jones, C. (2010). Evaluation of Comminution Circuit Design for Sustainability Using ECONOMICS. *XXV International Mineral Processing Congress (IMPC) Proceedings*. Brisbane.
- Powell, M. S., & Morrison, R. D. (2007). The future of comminution modeling. *International Journal of Mineral Processing*, v. 84, 228-239.
- Powell, M., & Tavares, L. M. (2010). *Vale Workshop Report : Vale Iron Ore Circuit Designs*.
- Radziszewski, P. (2002). Exploring total media wear. *Minerals Engineering*, v. 15, 1073-1087.
- Rankin, J. (2012). Energy Use in Metal Production. *High Temperature Processing Symposium*. Swinburne University of Technology.
- Rashid, M. M., Sharif Ullah, A. M., Tamaki, J., & Kubo, A. (2011). Evaluation of Hard Materials Using Eco-Attributes. *Advanced Materials Research*, v. 325, 693-698.
- Ribeiro, F. S., Russo, J. F., & Costa, T. (abr.jun. de 2010). Aplicação de prensas de rolos em minério de ferro. *Revista Escola de Minas*, v. 63 n. 2, 399-404.
- Rimmer, H. W. (1995). Comminution Circuit Design. *Proceedings of the XIX IMPC*, (pp. 27-33). Blacksburg, VA.
- Rosario, P. (2010). *Comminution Circuit Design and Simulation for the Development of a Novel High Pressure Grinding Roll Circuit*. PhD Thesis, The University of

- British Columbia, The Faculty of Graduate Studies - Mining Engineering, Vancouver.
- Rosario, P., Hall, R., Grundy, M., & Klein, B. (2011). A preliminary investigation into the feasibility of a novel HPGR-based circuit for hard, weathered ores containing clayish material. *Minerals Engineering*, v. 24, 290-302.
- Roveri, E., & Chaves, A. P. (2011). Mecanismos de desgaste de corpos moedores em moinhos de bolas. *Tecnol. Metal. Mater. Miner.*, v. 8 n. 4, 261-266.
- Rowland, C. A. (1998). Using the Bond Work Index to measure operating comminution efficiency. *SME Annual Meeting*. Orlando, Florida.
- Schaefer, H. (2001). Loesche vertical roller mills for the comminution of ores and minerals. *Minerals Engineering*, v. 14 n. 10, 1155-1160.
- Sepúlveda, J. E. (2004). Methodologies for the evaluation of grinding media consumption rates at full plant scale. *Minerals Engineering*, v. 17, 1269-1279.
- Sepúlveda, J. E. (2012). Moly-Cop Tools, Version 3.0. Chile.
- SGS. (s.d.). *Ensaio de abrasão*. Acesso em 2 de fevereiro de 2014, disponível em SGS Brasil: <http://www.sgsgroup.com.br/pt-BR/Mining/Metallurgy-and-Process-Design/Unit-Operations-and-Metallurgical-Services/Comminution-and-Beneficiation/Abrasion-Test.aspx>
- Sinnott, M., Cleary, P., & Morrison, R. (2006). Analysis of stirred mill performance using DEM simulation: Part 1 – Media motion, energy consumption and collisional environment. *Minerals Engineering*, v. 19, 1537-1550.
- Souza, E. S. (2005). Rota de processo para aproveitamento de rochas itabiríticas estéreis da Mina de Conceição. *Dissertação de Mestrado*. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais.
- Spero, C., Hargreaves, D. J., Kirkcaldie, R. K., & Flitt, H. J. (1991). Review of test methods for abrasive wear in ore grinding. *Wear*, v. 146, 389-408.
- Suppen, N., Onosato, M., Koji, T., & Takeuchi, Y. (2005). La Serie ISO 14040 - Análisis de Ciclo de Vida. In: A. Caldeira-Pires, M. C. De Sousa, & R. C. Villas Bôas (Eds.), *A Avaliação do Ciclo de Vida: A ISO 14040 na América Latina* (p. 337). Brasília: Abipti.
- Tavares, L. M. (2004). Optimum routes for particle breakage by impact. *Powder Technology*, v. 142, 81-91.
- Tavares, L. M. (2005a). Particle weakening in high-pressure roll grinding. *Minerals Engineering*, v. 18, 651-657.
- Tavares, L. M. (2005b). Operações Unitárias em Processamento Mineral. *Apostila do curso de Processamento de Recursos Minerais I do Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Rio de Janeiro*.

- Tavares, L. M., & Carvalho, R. M. (2011). Modelling ore degradation during handling using continuum damage mechanics. *International Journal of Mineral Processing*, v. 101, 21-27.
- Tavares, L. M., & King, R. P. (1998). Single particle fracture under impact loading. *International Journal of Mineral Processing*, v. 54, 1-28.
- Tavares, L. M., & King, R. P. (2002). Modeling of particle fracture by repeated impacts using continuum damage mechanics. *Powder Technology*, v. 123 n. 2-3, 138-146.
- Tavares, L. M., & Neves, P. B. (2008). Microstructure of quarry rocks and relationships to particle breakage and crushing. *International Journal of Mineral Processing*, v. 87, 28-41.
- Tavares, L. M., Carvalho, R. M., Alves, V. K., & Lima, N. (2012). On the design of ball mills for grinding itabirite ores. *Technical contribution to the 13th ABM Iron Ore Symposium*. Rio de Janeiro.
- van der Meer, F. P., & Maphosa, W. (2012). High pressure grinding moving ahead in copper, iron, and gold processing. *The Journal of The Southern African Institute of Mining and Metallurgy*, v. 12, 637-647.
- Varela, J. J. (2011). Critérios de seleção de britadores aplicados ao processamento mineral. *XXIV Encontro Nacional de Tratamento de Minérios e Metalurgia Extrativa*. Salvador, Bahia, Brasil.
- Villas Bôas, H. C. (2011). *A Indústria Extrativa Mineral e a Transição para o Desenvolvimento Sustentável*. Rio de Janeiro, Brasil: CETEM / MCT / CNPq.
- Weerasekara, N. S., Powell, M. S., Cleary, P. W., Tavares, L. M., Evertsson, M., & Morrison, R. D. (2013). The contribution of DEM to the science of comminution - Review. *Powder Technology*, v. 248, 3-24.
- Wills, B. A. (1990). Comminution in the Minerals Industry - An Overview. *Minerals Engineering*, v. 3 n. 1-2, 3-5.
- Wills, B. A., & Napier-Munn, T. J. (2006). *Mineral Processing Technology* (7 ed.). Elsevier Science & Technology Books.
- World Bank. (2013). *Mapping Carbon Pricing Initiatives: Developments and Prospects*. Washington DC.
- World Steel Association. (2013). *Sustainable Steel Policy and indicators 2013*.

ANEXOS

I. DESCRIÇÃO DOS MODELOS USADOS PARA DIMENSIONAMENTO E SIMULAÇÃO DE EQUIPAMENTOS DE CLASSIFICAÇÃO

i. Peneiras Vibratórias

Para a modelagem e simulação de peneiras vibratórias foram empregados dois modelos empíricos: O Modelo de Karra (1979 *apud* King, 2001), e o Modelo de Curva de Eficiência.

O modelo empírico proposto por Karra em 1979, desenvolvido originalmente para peneiras vibratórias circulares inclinadas, foi obtido através da correlação de vários dados de peneiras disponíveis na indústria. Este modelo é baseado na capacidade da peneira de enviar material à corrente do *underflow*, em função da área da peneira. Essa capacidade varia dependendo da natureza do material da alimentação, bem como das condições operacionais. Assim, a capacidade básica é multiplicada por uma série de fatores de capacidade que permitem estimar a capacidade real da peneira:

$$T_h = \dot{A} \dot{B} \dot{C} \dot{D} \dot{E} \dot{F} \dot{G}_c \text{ Area Peneira} \quad \text{Eq. 47}$$

sendo

T_h : Quantidade teórica de *undersize* que pode ser transmitida pela peneira [t/h]

\dot{A} : Capacidade básica (tonelada de *undersize* / área superficial da peneira) [t/hm²]

\dot{B} , \dot{C} , \dot{D} , \dot{E} , \dot{F} : Fatores de capacidade adimensionais associados à: quantidade de *oversize* na alimentação, quantidade de tamanho mediano na alimentação, posição do deque, variação por peneiramento à úmido, e variação devido à densidade aparente do material, respectivamente.

\dot{G}_c : Fator de capacidade adimensional associado à quantidade de material próxima ao tamanho de abertura da peneira

Uma peneira está bem projetada se T_h é aproximadamente igual à quantidade de *undersize* na alimentação. O desempenho da peneira está em função da abertura efetiva da peneira, h_T [mm]:

$$h_T = (h_p + d_w) \cos \theta - d_w \quad \text{Eq. 48}$$

sendo

h_p : abertura da peneira [mm]

d_w : diâmetro do fio da tela [mm]

θ : ângulo de inclinação do deque [radianos]

Os fatores de capacidade \dot{B} , \dot{C} , \dot{D} , \dot{E} e \dot{F} têm valor de 1 nas condições de operação padrão nas quais foi desenvolvido o modelo, e diminuem ou aumentam conforme a operação de peneiramento torna-se mais ou menos difícil. Esses fatores são estimados a partir das seguintes expressões.

Fator de capacidade básica, \dot{A}

$$\dot{A} = 12,13h_T^{0,32} - 10,3 \quad \text{para } h_T < 51 \text{ mm}$$

$$\dot{A} = 0,34h_T + 14,41 \quad \text{para } h_T \geq 51 \text{ mm} \quad \text{Eq. 49}$$

A capacidade básica (\dot{A}) depende da área aberta da peneira empregada; o valor calculado pela Equação 49 aplica para condições industriais padrão leves, e, portanto, para outro tipo de malhas e superfícies deve ser ajustado em proporção à área aberta (AA):

$$AA = 21,5\log_{10}h_p + 37 \quad \text{Eq. 50}$$

com h_p em milímetros

Assim, a capacidade ajustada ($A_{ajustada}$) é calculada como:

$$A_{ajustada} = \dot{A} \frac{\text{Área aberta real [\%]}}{AA} \quad \text{Eq. 51}$$

sendo

$$\text{Área aberta real [\%]} = 100 \frac{h_p^2}{(h_p + d_w)^2} \quad \text{Eq. 52}$$

Fator de oversize, \dot{B}

$$\dot{B} = 1,6 - 1,2\bar{P}^A(h_T) \quad \text{para } \bar{P}^A(h_T) \leq 0,87$$

$$\dot{B} = 4,275 - 4,25\bar{P}^A(h_T) \quad \text{para } \bar{P}^A(h_T) > 0,87 \quad \text{Eq. 53}$$

Sendo $\bar{P}^A(h_T)$ a fração de material na alimentação da peneira, retida em h_T . Essa fração está relacionada com a função de distribuição de tamanho cumulativa da alimentação (fração mássica da alimentação cujo tamanho é menor ou igual a h_T):

$$\bar{P}^A(h_T) = 1 - P^A(h_T) \quad \text{Eq. 54}$$

Fator de finos, \hat{C}

$$\begin{aligned} \hat{C} &= 0,7 + 1,2P^A(0,5h_T) && \text{para } P^A(0,5h_T) \leq 0,3 \\ \hat{C} &= 2,053P^A(0,5h_T)^{0,564} && \text{para } 0,30 < P^A(0,5h_T) \leq 0,55 \\ \hat{C} &= 3,35P^A(0,5h_T)^{1,37} && \text{para } 0,55 < P^A(0,5h_T) \leq 0,80 \\ \hat{C} &= 5,0P^A(0,5h_T) - 1,5 && \text{para } P^A(0,5h_T) > 0,80 \end{aligned} \quad \text{Eq. 55}$$

Fator de posição no deque, \hat{D}

$$\hat{D} = 1,1 - 0,1S \quad \text{Eq. 56}$$

S representa a posição do deque ($S = 1$ para o primeiro deque; $S = 2$ para o segundo deque;...).

Fator de peneiramento a úmido, \hat{E}

Quando o peneiramento é realizado a seco, o valor de \hat{E} equivale a 1. Em caso contrário, esse valor é calculado de acordo com a Equação 57.

Seja $T = 1,26h_T$ (h_T em milímetros),

$$\begin{aligned} \hat{E} &= 1,0 && \text{para } T < 1 \\ \hat{E} &= T && \text{para } 1 \leq T < 2 \\ \hat{E} &= 1,5 + 0,25T && \text{para } 2 \leq T < 4 \\ \hat{E} &= 2,5 && \text{para } 4 \leq T < 6 \\ \hat{E} &= 3,25 - 0,125T && \text{para } 6 \leq T < 10 \\ \hat{E} &= 4,5 - 0,25T && \text{para } 10 \leq T < 12 \\ \hat{E} &= 2,1 - 0,05T && \text{para } 12 \leq T < 16 \\ \hat{E} &= 1,5 - 0,0125T && \text{para } 16 \leq T < 24 \\ \hat{E} &= 1,35 - 0,00625T && \text{para } 24 \leq T < 32 \end{aligned}$$

$$\dot{E} = 1,15 \quad \text{para } T > 32 \quad \text{Eq. 57}$$

Fator de densidade aparente, \dot{F}

$$\dot{F} = \frac{\rho_A}{1600} \quad \text{Eq. 58}$$

sendo ρ_A a densidade aparente do minério [kg/m³]

Fator de *near-size*, \dot{G}_c

A capacidade da peneira é também influenciada pela presença de material com granulometria próxima à abertura da peneira na alimentação. Esse fator de capacidade pode ser avaliado por:

$$\dot{G}_c = 0,975(1 - P^A(1,25h_T) + P^A(0,75h_T))^{0,511} \quad \text{Eq. 59}$$

Substituindo cada um desses fatores na Equação 47 é possível calcular a área da peneira.

Na realidade, a peneira não consegue transmitir todo o material do *undersize*, devido aos vários fatores físicos que limitam sua eficiência. Em modo geral, os equipamentos de classificação são caracterizados por uma função de distribuição que dá a eficiência de separação a qualquer tamanho. Essa função chama-se de função de classificação ou curva de partição, e permite conhecer a fração de partículas em um determinado tamanho que irá para a fração grosseira ou *oversize*. Um exemplo típico deste tipo de curva é mostrado na Figura 54.

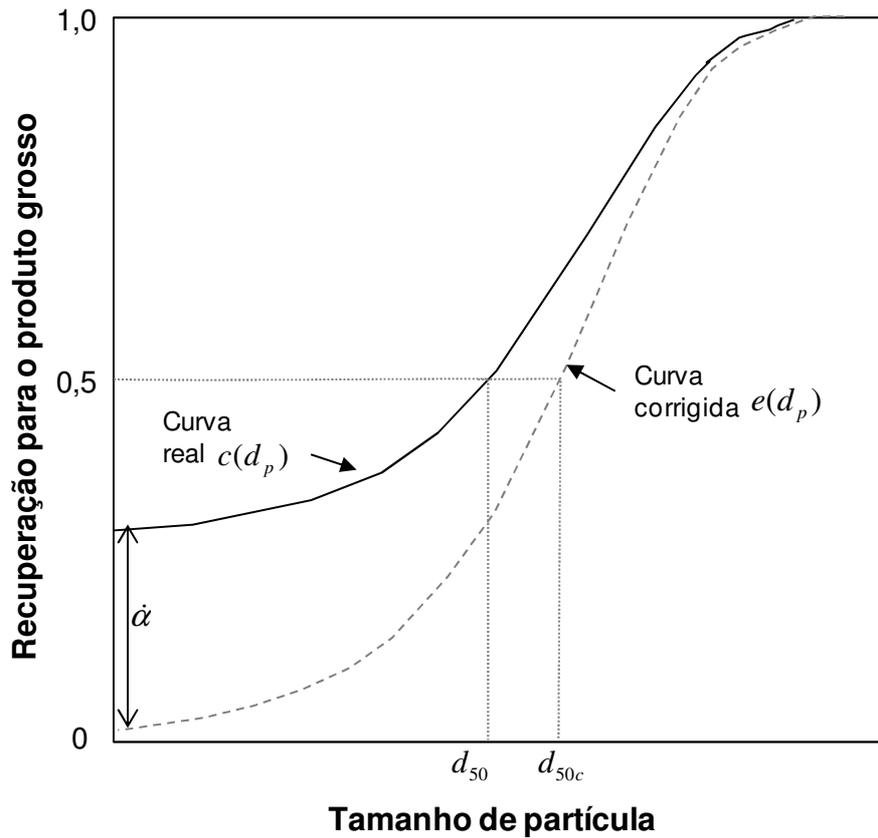


Figura 54. Funções típicas de classificação (adaptado de: Tavares, 2005b)

É comum nos equipamentos de classificação a ocorrência de arraste das partículas finas para o produto grosso. Isso é descrito pela curva de partição como um intercepto diferente de zero no eixo das ordenadas ($\hat{\alpha}$ na Figura 54). Assim, sendo a ação ideal de separação descrita pela função de classificação $e(d_p)$, e sendo $\hat{\alpha}$ a fração da alimentação que sofre um curto-circuito para o produto grosso, então, por meio de um balanço de massa é possível determinar a função de classificação real, $c(d_p)$ (Tavares, 2005b):

$$c(d_p) = \hat{\alpha} + (1 - \hat{\alpha})e(d_p) \quad \text{Eq. 60}$$

A função $e(d_p)$ também é chamada de função de classificação corrigida, uma vez que o efeito do arraste de partículas para a fração grossa foi eliminado. Um importante parâmetro que caracteriza a operação do equipamento de separação é o tamanho de partícula para o qual $e(d_p)$ é 0,5; esse é o parâmetro conhecido como d_{50c} . Na curva de partição real, esse valor corresponderia a d_{50} (Figura 54). O d_{50} é o diâmetro de corte, ou tamanho de partícula no qual o classificador corta a população de partículas.

Esse valor é selecionado de acordo com a exigência do processo, por exemplo, o tamanho de liberação do componente valioso do minério.

Existem diferentes funções matemáticas capazes de representar a curva real de classificação. A metodologia de Karra tem empregado a função de Rosin-Rammler, assumindo que o valor de α é zero, ou seja, supondo que o efeito de arraste de partículas finas para o produto grosseiro é desprezível (classificação ideal). Assim, substituindo na Equação 60:

$$c(d_p) = e(d_p) \quad \text{Eq. 61}$$

Portanto, a curva de partição real neste caso é dada pela expressão:

$$c(d_p) = e(d_p) = 1 - \exp\left(-0,693\left(\frac{d_p}{d_{50}}\right)^{\lambda_R}\right) \quad \text{Eq. 62}$$

λ_R é um parâmetro que quantifica a precisão de separação, e, neste caso, têm um valor de 5,846.

O parâmetro d_{50} irá determinar a eficiência do peneiramento, e o seu valor irá depender principalmente da abertura efetiva de malha, do fator de near-size \dot{G}_c , e de um fator de carregamento K que é definido por:

$$\begin{aligned} K &= \frac{\text{toneladas de undersize na alimentação/unidade de área da peneira}}{\dot{A}\dot{B}\dot{C}\dot{D}\dot{E}\dot{F}} \\ &= \frac{W^A P^A(h_T) / \text{área da peneira}}{\dot{A}\dot{B}\dot{C}\dot{D}\dot{E}\dot{F}} \end{aligned} \quad \text{Eq. 63}$$

sendo W^A a vazão mássica da alimentação [t/h]

Karra observou que os dados experimentais de peneiramento podem ser representados pela expressão:

$$d_{50} = \frac{h_T \dot{G}_c}{K^{0,148}} \quad \text{Eq. 64}$$

Uma vez calculado o d_{50} com a Equação 64, ele pode ser substituído na Equação 62 para estimar a curva real de classificação.

A tonelagem total de material no *undersize* é dada por:

$$W^U = W^A \sum_i [1 - c_i(d_p)] p_i^A(d_p) \quad \text{Eq. 65}$$

Fazendo um balanço de massa total, a tonelagem de material no *oversize* pode ser calculada como:

$$W^O = W^A - W^U \quad \text{Eq. 66}$$

W^O , W^A e W^U estão em t/h

A distribuição de tamanhos de partícula nos dois produtos (*undersize* e *oversize*) é dada por:

$$p_i^U(d_p) = \frac{[1 - c_i(d_p)] p_i^A(d_p)}{\sum_i [1 - c_i(d_p)] p_i^A(d_p)} \quad \text{Eq. 67}$$

$$p_i^O(d_p) = \frac{c_i(d_p) p_i^A(d_p)}{\sum_i c_i(d_p) p_i^A(d_p)} \quad \text{Eq. 68}$$

O Modelo de Karra permite simular o desempenho real da peneira em um circuito, que pode ser comparado com a capacidade de projeto da peneira, e assim avaliar se a peneira está bem projetada ou encontra-se subdimensionada ou superdimensionada.

A vantagem principal do método de Karra é que não precisa da estimação de parâmetros a partir de dados operacionais ou experimentais. Mas, o modelo também possui uma limitação própria dos modelos empíricos, que somente é válido dentro da faixa de dados usados na sua derivação; assim, o parâmetro λ_R pode variar de acordo com as condições de alimentação e da peneira (Napier-Munn *et al.*, 1996).

A metodologia descrita acima foi usada para o dimensionamento das peneiras nos circuitos de cominuição. Devido a que este modelo não se encontra disponível no simulador JKSimMet[®], para propósitos de simulação, foi necessário usar também o Modelo de Curva de Eficiência, que é dado por:

$$E_{oa} = c \frac{(\exp(\alpha_{CE}) - 1)}{\exp\left(\alpha_{CE} \left(\frac{d_p}{d_{50c}}\right)\right) + \exp(\alpha_{CE}) - 2} \quad \text{Eq. 69}$$

sendo E_{oa} a curva de partição real de Whiten para o *overflow*, d_{50c} o diâmetro de corte corrigido, α_{CE} um parâmetro de eficiência (valores de α_{CE} maiores a 4 indicam separações muito eficientes), e c corresponde à partição de água para o produto fino (*overflow*).

A curva de eficiência para o *overflow* é o complemento da curva de eficiência para o *underflow*, portanto, qualquer uma dessas curvas pode ser empregada. Kelsall (1953 *apud* Napier-Munn *et al.*, 1996) propôs que a curva de eficiência real e a curva de eficiência corrigida podem estar relacionadas por meio da Equação 70, para o caso da curva de partição para o *overflow*:

$$E_{oc} = E_{oa}/c \quad \text{Eq. 70}$$

se fosse empregada a curva de partição para o *underflow*, a relação seria:

$$E_{uc} = \frac{E_{ua}-R_f}{1-R_f} \quad \text{Eq. 71}$$

Na Equação 70, E_{oc} corresponde à curva de eficiência corrigida para o *overflow*. Na Equação 71, E_{uc} é a curva de eficiência corrigida para o *underflow*, E_{ua} corresponde à curva de eficiência real para o *underflow*, e R_f é um parâmetro chamado de partição de água para o *underflow* ($R_f = 100 - c$).

Assim, a modelagem das peneiras consistiu em um procedimento iterativo. Inicialmente foi realizado o dimensionamento das peneiras em circuito aberto com base na metodologia de Karra. Posteriormente, foi realizado um ajuste de parâmetros para os modelos de curva de eficiência de cada uma das peneiras em circuito aberto, a fim de encontrar um conjunto de parâmetros que descreva adequadamente as distribuições granulométricas dos produtos que foram calculados pela metodologia de Karra. Para circuitos nos quais a peneira recebe material recirculado, é necessário fazer uma simulação em circuito fechado usando os parâmetros ajustados, e os resultados dessa simulação são usados como dado de entrada no modelo de Karra para um novo dimensionamento. Desta forma podem ser corrigidas as variações devidas à nova alimentação que recebe a peneira por causa da recirculação.

ii. Hidrociclones

Neste estudo foram empregados três modelos para a modelagem de hidrociclones: O Modelo de Curva de Eficiência (descrito na seção anterior), o Modelo de Nageswararao, e uma modificação do Modelo de Plitt. Os dois primeiros se encontram disponíveis no software JKSimMet® Versão 5.2, e o terceiro se encontra implementado no software Moly-Cop Tools® Versão 3.0. O Modelo de Nageswararao e o Modelo de Plitt, sendo modelos empíricos, são os mais utilizados para estudos de simulação em escala industrial de circuitos de cominuição e classificação (Nageswararao *et al.*, 2004).

Modelo de Nageswararao

Este modelo foi desenvolvido por Nageswararao em 1978 sob a supervisão de A.J. Lynch e L. Elber, com algumas modificações (Napier-Munn *et al.* 1996). O modelo é composto por equações empíricas que descrevem os principais critérios de desempenho, incorporando alguns termos propostos a partir da análise dimensional, com expoentes estimados a partir de conjuntos de dados experimentais, usando principalmente material calcário e ciclones com geometria de Krebs e diâmetros entre 102 e 381 mm (mas, na prática, o modelo têm demonstrado aplicabilidade para diâmetros de até 760 mm) (Napier-Munn *et al.*, 1996). As equações preditivas do modelo seguem abaixo.

A relação entre a vazão volumétrica (Q_f) e a pressão de alimentação (P_{IN}) pode ser expressa por meio da Equação 72

$$Q_f = K_{Q1} D_{CY}^2 \left(\frac{P_{IN}}{\rho_p} \right)^{0.5} \left(\frac{D_{OV}}{D_{CY}} \right)^{0.68} \left(\frac{D_{IN}}{D_{CY}} \right)^{0.45} \theta_{HC}^{-0.1} \left(\frac{L_{CY}}{D_{CY}} \right)^{0.2} \quad \text{Eq. 72}$$

Q_f está em m³/h; P_{IN} está em kPa; D_{CY} é o diâmetro do hidrociclone [m]; ρ_p é a densidade da polpa de alimentação [t/m³]; D_{OV} é o diâmetro do *vortex finder* [m]; D_{IN} é o diâmetro de entrada do hidrociclone [m]; θ_{HC} é o ângulo do cone [°]; L_{CY} é o comprimento da seção cilíndrica [m]. K_{Q1} é um parâmetro que depende do material de alimentação e do diâmetro do hidrociclone. Para ciclones com geometria Krebs recebendo alimentações idênticas, a dependência respeito ao diâmetro do ciclone pode ser representada pela equação:

$$K_{Q1} = K_{Q0} D_{CY}^{-0.1} \quad \text{Eq. 73}$$

K_{Q0} é um parâmetro que depende somente das características do minério de alimentação.

O tamanho de classificação d_{50c} pode ser expresso por meio da Equação 74

$$\frac{d_{50c}}{D_{CY}} = K_{D1} \left(\frac{D_{OV}}{D_{CY}}\right)^{0,52} \left(\frac{D_{UN}}{D_{CY}}\right)^{-0,47} \lambda_{HC}^{0,93} \left(\frac{P_{IN}}{\rho_p g D_{CY}}\right)^{-0,22} \left(\frac{D_{IN}}{D_{CY}}\right)^{-0,5} \left(\frac{L_{CY}}{D_{CY}}\right)^{0,2} \theta_{HC}^{0,15} \quad \text{Eq. 74}$$

D_{UN} é o diâmetro do *apex* [m], $\lambda_{HC} = 10^{1,82C_v/(8,05[1-C_v]^2)}$, C_v é a fração volumétrica de sólidos na polpa de alimentação, e K_{D1} é um parâmetro dado pela expressão:

$$K_{D1} = K_{D0} D_{CY}^{-0,65} \quad \text{Eq. 75}$$

K_{D0} é um parâmetro que depende somente das características do minério de alimentação.

A recuperação de água para o *underflow*, R_f [%], e a recuperação volumétrica da polpa de alimentação para o *underflow*, R_v [%], estão relacionadas com as variáveis anteriormente mencionadas, de acordo com a Equação 76 e a Equação 77

$$R_f = K_{W1} \left(\frac{D_{OV}}{D_{CY}}\right)^{-1,19} \left(\frac{D_{UN}}{D_{CY}}\right)^{2,40} \left(\frac{P_{IN}}{\rho_p g D_{CY}}\right)^{-0,53} \lambda_{HC}^{0,27} \left(\frac{D_{IN}}{D_{CY}}\right)^{-0,50} \theta_{HC}^{-0,24} \left(\frac{L_{CY}}{D_{CY}}\right)^{0,22} \quad \text{Eq. 76}$$

$$R_v = K_{V1} \left(\frac{D_{OV}}{D_{CY}}\right)^{-0,94} \left(\frac{D_{UN}}{D_{CY}}\right)^{1,83} \left(\frac{P_{IN}}{\rho_p g D_{CY}}\right)^{-0,31} \left(\frac{D_{IN}}{D_{CY}}\right)^{-0,25} \theta_{HC}^{-0,24} \left(\frac{L_{CY}}{D_{CY}}\right)^{0,22} \quad \text{Eq. 77}$$

As constantes K_{W1} e K_{V1} também dependem somente das características do minério de alimentação. A expressão $\frac{P_{IN}}{\rho_p g D_{CY}}$ empregada na Equação 74, Equação 76 e Equação 77 corresponde ao produto do Número de Euler e do Número de Froude, e foi usado por Nageswararao para contabilizar os efeitos do campo de força centrífugo no ciclone (Napier-Munn *et al.*, 1996).

O modelo foi estruturado para facilitar o escalonamento; assim, as constantes K nas equações do modelo de Nageswararao dependem principalmente das características do minério e podem ser estimadas inicialmente a partir de um teste em um ciclone com similaridade geométrica àquele que será usado na aplicação industrial. O valor de

d_{50c} calculado pela Equação 74 é inserido no modelo de curva de eficiência de Whiten (Equação 69), para determinar a curva de eficiência corrigida do ciclone. O parâmetro α_{CE} da Equação 69 é obtido seja a partir do(s) teste(s) usado(s) para estimar os parâmetros K , ou a partir de dados históricos em aplicações similares.

De acordo com Napier-Munn *et al.* (1996), o modelo de Nageswararao é muito exitoso para propósitos de otimização do desempenho de uma bateria de ciclones industriais existente, mas, para o caso de uma aplicação nova (estudo de pré-viabilidade) ou para mudanças no tamanho ou no design do ciclone, as constantes K devem ser cuidadosamente selecionadas; por outro lado, as características da alimentação (especialmente o tamanho de partícula) exercem uma forte influência no desempenho do ciclone, e esses efeitos nem sempre são completamente representados pelos valores de K ajustados. Outra das limitações deste modelo corresponde a alimentações muito finas ou em uma ampla faixa de tamanhos, devido às variações na viscosidade associadas à concentração de sólidos, as quais são parcialmente consideradas no modelo.

Modelo de Plitt

Plitt desenvolveu um modelo semi-empírico usando uma ampla base de dados experimentais compilados tanto por ele e por Linch e Rao (Plitt, 1976 *apud* Napier-Munn *et al.*, 1996). Plitt descreveu a curva de eficiência usando o modelo de Reid/Plitt:

$$E_{uc} = 1 - \exp \left[-\ln 2 \left(\frac{d_p}{d_{50c}} \right)^m \right] \quad \text{Eq. 78}$$

m é um parâmetro que descreve a nitidez da separação e usualmente se encontra na faixa de 1,5 - 3,5 para a maioria de hidrociclones; esse parâmetro é calculado pelo modelo.

A Equação 78 foi derivada considerando os efeitos de mistura e tempo de residência sobre a probabilidade de que uma partícula grossa seja classificada ao *underflow* sem sofrer *bypass*, e usando a condição de contorno $E_{uc} = 0,5$ quando $d_p = d_{50c}$.

O modelo de Plitt na sua forma atual não depende das características de tamanho da alimentação em qualquer uma das equações descritas abaixo:

$$d_{50c} = 39,7 \frac{F_1 D_{CY}^{0,46} D_{IN}^{0,6} D_{OV}^{1,21} \eta_{HC}^{0,5} \exp(0,063 C_v^P)}{D_{UN}^{0,71} h_{HC}^{0,38} Q_f^{0,45} \left[\frac{\rho_s - 1}{1,6} \right]^{k_{HC}}} \quad \text{Eq. 79}$$

$$m = 1,94 F_2 \left(\frac{D_{CY}^2 h_{HC}}{Q_f} \right)^{0,15} \exp \left(\frac{-1,58 S_{HC}}{1 + S_{HC}} \right) \quad \text{Eq. 80}$$

$$P_{IN} = 1,88 \frac{F_3 Q_f^{1,8} \exp(0,0055 C_v^P)}{D_{CY}^{0,37} D_{IN}^{0,94} h_{HC}^{0,28} (D_{UN}^2 + D_{OV}^2)^{0,87}} \quad \text{Eq. 81}$$

$$S_{HC} = 3,29 \frac{F_4 \rho_p^{0,24} \left(\frac{D_{UN}}{D_{OV}} \right)^{3,31} h_{HC}^{0,54} (D_{UN}^2 + D_{OV}^2)^{0,36} \exp(0,0054 C_v^P)}{D_{CY}^{1,11} P_{IN}^{0,24}} \quad \text{Eq. 82}$$

D_{CY} , D_{IN} , D_{OV} e D_{UN} estão em cm; Q_f está em l/min; C_v^P é a percentagem de sólidos (em volume) na alimentação do hidrociclone; h_{HC} é a distância entre o *apex* e o final do *vortex finder* [cm]; ρ_s é a densidade do minério na alimentação ao hidrociclone [g/cm³]; η_{HC} é a viscosidade do líquido [cP]; k_{HC} é o expoente hidrodinâmico; S_{HC} é a divisão da vazão volumétrica (vazão volumétrica no *underflow* dividida pela vazão volumétrica no *overflow*). F_1 , F_2 , F_3 e F_4 são parâmetros de calibração do modelo.

O modelo de Plitt é amplamente usado devido a que ele oferece uma predição completa do hidrociclone em função de variáveis comuns de projeto e operacionais, pelo menos para obter uma primeira aproximação, sem precisar da estimativa de constantes empíricas. Porém, de acordo com a experiência do JKMRRC, ele não permite grandes variações no tamanho da alimentação, tal vez pela base de dados específica que foi usada no desenvolvimento deste modelo (Napier-Munn *et al.*, 1996).

II. DESCRIÇÃO DOS MODELOS USADOS PARA DIMENSIONAMENTO E SIMULAÇÃO DE EQUIPAMENTOS DE COMINUIÇÃO

i. Britador Cônico

O Modelo de Britagem de Whiten foi desenvolvido originalmente em 1972 para a modelagem de um britador cônico e, mais adiante, discutido no trabalho de Andersen e Napier-Munn (1988), para o cálculo do consumo energético. O modelo descreve um processo no qual se assume que as partículas têm a opção de ser quebradas ou passar através do britador sem quebrar. Essas partículas quebradas têm a mesma chance de passar pelo britador ou de ser novamente quebradas; portanto são realizados vários ciclos de quebra e classificação, como pode ser observado na Figura 55.

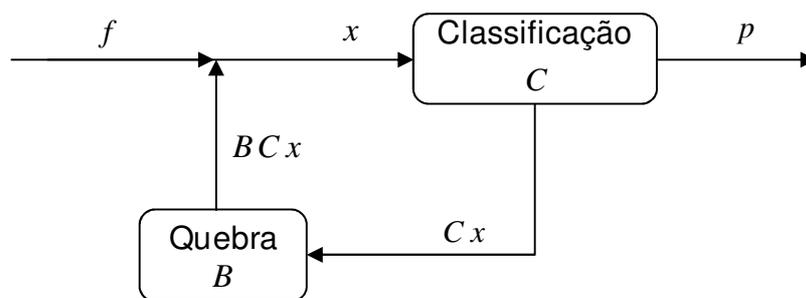


Figura 55. Representação do Modelo do Britador de Whiten (adaptado de: Andersen e Napier-Munn, 1988)

Fazendo um balanço de massas em cada um dos nós, podem ser obtidas a Equação 83 e a Equação 84

$$x = f + B C x \quad \text{Eq. 83}$$

$$x = C x + p \quad \text{Eq. 84}$$

sendo

f, p : Vetores que representam as vazões mássicas na alimentação e no produto, respectivamente, em cada fração de tamanho [t/h]

x : Vetor que representa a vazão mássica que entra no britador em cada fração de tamanho [t/h]

B : Matriz triangular inferior que dá a distribuição relativa de cada fração de tamanho após quebra, ou matriz de distribuição de quebra, ou função quebra

C : Matriz diagonal que descreve a proporção de partículas que entra na região de quebra em cada intervalo de tamanho selecionado, também conhecida como matriz classificação ou função classificação

Combinando a Equação 83 e a Equação 84, resulta a equação do Modelo do Britador de Whiten (1972), sendo expresso o produto da britagem em função da alimentação:

$$p = (I - C)(I - B C)^{-1}f \quad \text{Eq. 85}$$

I corresponde à matriz unitária ou matriz identidade (matriz diagonal com todos os elementos diagonais iguais a 1, e os demais valores iguais a 0).

A classificação das partículas para a quebra no britador depende principalmente do tamanho de partícula. A probabilidade de seleção de uma partícula para quebra aumenta para todas as partículas cujo tamanho é maior que a abertura em posição aberta do britador. Whiten descreveu essa função de classificação por meio da Equação 86 (Napier-Munn *et al.*, 1996).

$$\begin{aligned} C(x) &= 0 && \text{para } x < K_1 \\ C(x) &= 1 - \left[\frac{K_2 - x}{K_2 - K_1} \right]^{K_3} && \text{para } K_1 < x < K_2 \\ C(x) &= 1 && \text{para } x > K_2 \end{aligned} \quad \text{Eq. 86}$$

De acordo com a Equação 86, as partículas cujo tamanho seja menor que o valor de K_1 não serão quebradas e, portanto, serão classificadas diretamente para o produto. Por outro lado, as partículas cujo tamanho seja maior que o valor de K_2 terão 100% de probabilidade de serem quebradas. O parâmetro K_3 descreve a forma da função de classificação e define também a probabilidade de quebra das partículas com tamanhos intermédios. Os parâmetros do Modelo de Britagem de Whiten K_1 , K_2 e K_3 são determinados por uma técnica de ajuste não linear e, posteriormente, relacionados às condições operacionais por regressão lineal múltipla. Tem sido encontrado que o valor de K_3 é tipicamente de 2,3 (Napier-Munn *et al.*, 1996). O modelo, que se encontra disponível no software JKSimMet[®], também permite a inclusão de algumas variáveis secundárias quando existe uma disponibilidade de dados mais ampla. As Equações 87-89 são usadas pelo modelo para a estimação desses parâmetros.

$$K_1 = A_0CSS + A_1TPH + A_2F80 + A_3LLen + A_4 \quad \text{Eq. 87}$$

$$K_2 = B_0CSS - B_1TPH + B_2F80 + B_3LHr + B_4ET + B_5 \quad \text{Eq. 88}$$

$$K_3 = C_0 \cong 2,3 \quad \text{Eq. 89}$$

sendo

CSS: abertura em posição fechada do britador [mm]

LLen: comprimento do revestimento [mm]

ET: movimento do excêntrico [mm]

LHr: idade do revestimento [h]

TPH: vazão mássica de alimentação do britador em base seca [t/h]

F80: tamanho da malha na qual passa 80% do fluxo de alimentação do britador [mm]

Os valores *default* dos coeficientes de regressão que se encontram no modelo do britador cônico do software JKSimMet[®] são: A_0 igual a 0,8, B_0 igual a 2,5, C_0 igual a 2,3, e os outros coeficientes iguais a 0.

Voltando para a Equação 85, a função quebra (B), que é dependente das propriedades do minério, é obtida a partir dos valores do índice de quebra, t_{10} (percentagem do material passante que representa 1/10 do tamanho da partícula original), que pode ser determinado no laboratório através do ensaio de pêndulo duplo ou também usando o ensaio de queda de peso (*Drop Weight Test* ou DWT). A função quebra é, portanto, um dado de entrada no simulador JKSimMet[®]; ela é representada por meio de funções *spline*, cujos nós correspondem a valores de t_{10} de 10, 20 e 30%. O software dispõe de uma função quebra padrão (Tabela 54), mas, para o minério específico de estudo, essa função quebra deve ser determinada experimentalmente a través do ensaio de queda de peso.

Tabela 54. Valores *default* da função quebra usada no modelo do britador cônico do JKSimMet[®] (Napier-Munn *et al.*, 1996)

Parâmetro de quebra t_{10} (%)	Tamanho relativo ao tamanho inicial				
	t_{75}	t_{50}	t_{25}	t_4	t_2
10,0	2,8	3,3	5,4	21,2	49,6
20,0	5,7	7,2	10,3	45,0	74,9
30,0	8,1	10,8	15,7	61,4	85,2

O modelo do britador de Whiten implementado no JKSimMet[®] descreve a quebra através de um único parâmetro, T_{10} , cujo valor pode ser retrocalculado a partir de dados de distribuições granulométricas da alimentação e do produto para uma condição operacional específica, usando uma função quebra apropriada. Esse valor

tende a ser dependente das condições operacionais, de um modo similar aos parâmetros K_1 e K_2 . A equação de regressão para este parâmetro é da forma (Napier-Munn *et al.*, 1996):

$$T_{10} = D_3 - D_0CSS + D_1TPH - D_2F80 \quad \text{Eq. 90}$$

Os parâmetros do modelo (K_1 , K_2 , K_3 , T_{10}) podem ser estimados conhecendo a distribuição granulométrica da alimentação e do produto. Para esse caso, é sugerido usar como estimativas iniciais os seguintes valores:

K_1	\approx	abertura em posição fechada
K_2	\approx	tamanho de partícula máximo no produto
T_{10}	\approx	5 – 10 para britagem primária 10 – 15 para britagem secundária 15 – 25 para britagem terciária
K_3	\approx	deveria ser mantido em 2,3

Resumindo o exposto acima, conhecendo a função quebra, os valores das constantes do modelo e a vazão mássica da alimentação em cada fração de tamanho (f) pode ser simulada a vazão mássica do produto da britagem em cada fração de tamanho (p).

O modelo do britador implementado no simulador JKSimMet[®] também pode prever a energia consumida pelo equipamento. Para isso emprega um modelo de potência que é descrito pela Equação 91

$$\dot{P}_c = A \dot{P}_p + \dot{P}_n \quad \text{Eq. 91}$$

sendo

\dot{P}_c : potência total consumida pelo britador [kW]

\dot{P}_p : potência teórica, ou potência requerida pelo dispositivo de impacto de laboratório para atingir a mesma redução de tamanho [kW]

\dot{P}_n : potência consumida pelo britador sem carga [kW]

A : fator de escalonamento adimensional para um britador específico, obtida por regressão

O cálculo de \dot{P}_p é baseado na função seleção, que descreve a probabilidade de quebra de partículas no britador:

$$\dot{P}_p = \sum_{i=1}^j E_{cs_{t_{10}i}} C_i x_i \quad [\text{kW}] \quad \text{Eq. 92}$$

sendo

$E_{cs_{t_{10}i}}$: energia específica de cominuição dependente de t_{10} , para o tamanho i [kWh/t]

j : número de frações de tamanho

C_i : função classificação para o tamanho i

x_i : vazão mássica do britador na classe i [t/h]

Para o cálculo de \dot{P}_p é necessário fornecer ao simulador dados da relação energia específica de cominuição – redução de tamanho (t_{10} vs E_{cs}) para diferentes tamanhos iniciais de partícula, obtidos a partir dos testes de laboratório (ensaio de pêndulo ou ensaio de queda de peso).

ii. Britador de Rolos de Alta Pressão (HPGR)

Descrição do Modelo

O modelo fenomenológico de HPGR implementado no software JKSimMet® Versão 5.2 foi desenvolvido no JKMRRC por Morrell *et al.* (1996 *apud* Daniel e Morrell, 2004). Esse modelo é dividido em três partes: a componente para predição da distribuição granulométrica do produto, a componente para predição da vazão mássica do equipamento, e a componente do consumo de potência do equipamento.

Com o propósito de estimar a distribuição de tamanhos do produto, o modelo assume que ocorrem três mecanismos de quebra no HPGR: zona de pré-britagem, zona de efeito das bordas e zona de compressão.

Na zona de pré-britagem, se as partículas são maiores que um certo tamanho crítico, elas serão quebradas diretamente pelas superfícies dos rolos da mesma forma como acontece com os britadores de rolos convencionais; se as partículas são menores que esse tamanho crítico, elas passam diretamente à zona de compressão; a fronteira entre essas duas regiões é delimitada pelo *gap* crítico, x_c , definido pela Equação 93.

$$x_c = 0,5 \left\{ (D_R + x_g) - \left[(D_R + x_g)^2 - \frac{4\rho_g D_R x_g}{\rho_c} \right]^{0,5} \right\} \quad \text{Eq. 93}$$

D_R é o diâmetro do rolo [m]; x_g é o *gap* operacional [m]; ρ_g é a densidade dos flocos produzidos [t/m³]; e ρ_c é a densidade aparente do minério de alimentação; de acordo com Daniel (2002), o *gap* crítico usualmente se encontra na ordem de 1,3 vezes o *gap* operacional.

A quebra que ocorre nas bordas dos rolos é diferente de aquela que ocorre na região do centro, estando mais em conformidade com a quebra esperada em um britador de rolos convencional (quebra sem compressão de leitos). Esse "efeito das bordas" estabelece a proporção de partículas relativamente grossas que são usualmente observadas nos produtos do HPGR. Sua existência pode ser explicada pelos gradientes de pressão ao longo da largura do rolo e pelo nulo confinamento do minério nas bordas dos rolos. O modelo assume um degrau no perfil de pressão, mas, na realidade, é observada uma queda de pressão gradual nas bordas (Daniel, 2002). A interface que define a fronteira entre a zona de compressão e a zona de efeito das bordas é representada matematicamente por uma fração do material de alimentação original que é submetida à quebra nas bordas, f_{HPGR} .

$$f_{HPGR} = \Gamma \frac{x_g}{L_R} \quad \text{Eq. 94}$$

sendo Γ o fator de divisão específico do minério, e L_R o comprimento do rolo [m].

A zona de compressão é onde se espera que ocorra a quebra por compressão de leitos. A fronteira dessa zona se encontra afastada das bordas dos rolos (definidas por $f_{HPGR} L_R / 2$), e se estende em uma área delimitada entre o *gap* crítico (x_c) e o *gap* operacional (x_g). Esta zona é a mais importante desde o ponto de vista da cominuição, devido a que nela ocorre a maior parte da quebra.

A estrutura geral do modelo fenomenológico que descreve a interação entre cada uma dessas zonas de cominuição hipotéticas pode ser representada de acordo com a Figura 56.

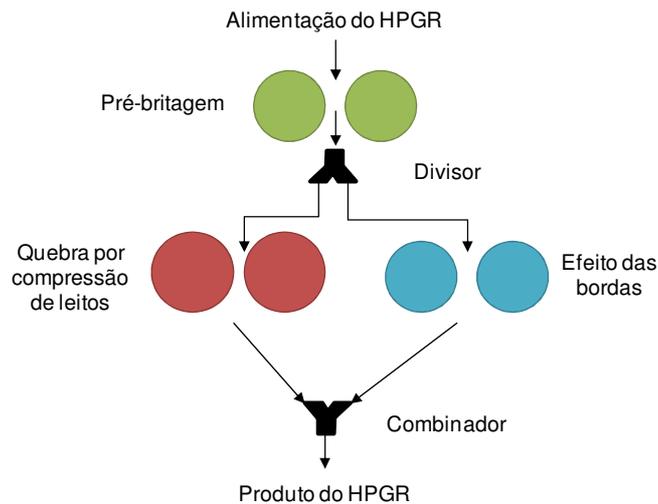


Figura 56. Estrutura do modelo do HPGR (adaptado de: Daniel e Morrell, 2004)

A vazão mássica do HPGR é controlada principalmente pelas dimensões dos rolos, pela velocidade periférica e perfil dos rolos, e pelas características do material (dureza e atrito partícula-rolo). Assim, a vazão mássica pode ser calculada por meio da Equação 95.

$$Q_c = 3600UL_R\rho_g x_g c_{HPGR} \quad \text{Eq. 95}$$

U é a velocidade periférica dos rolos [m/s], e c_{HPGR} é um fator de correção que considera o efeito de escorregamento do material que pode estar associado com fatores como: o uso de velocidades periféricas altas (maiores a 3 m/s), presença de umidade no minério e baixo coeficiente de atrito entre a superfície dos rolos e o material; esse fator pode ser estimado por meio da seguinte relação empírica (Daniel, 2002):

$$c_{HPGR} = 1.3365 - 12.759U \frac{x_g}{D_R} \quad \text{Eq. 96}$$

A potência do HPGR simulado é calculada a partir do produto da energia específica de cominuição (E_{CS}), medida durante o teste de laboratório/piloto, e da vazão mássica calculada (Q_c). Deste modo, a predição de potência do modelo está diretamente associada com a precisão na estimativa da vazão mássica. A energia específica é definida pela Equação 97.

$$E_{CS} = \frac{(P_{sc,HPGR} + P_{eixo,HPGR})}{Q_m} = \frac{P_{total,HPGR}}{Q_m} \quad \text{Eq. 97}$$

$P_{sc,HPGR}$ é a potência sem carga consumida pelo equipamento quando não está sendo alimentado o material; Q_m corresponde à vazão mássica medida ou experimental (é determinada dividindo a massa de amostra do teste de laboratório pelo tempo de processamento); $P_{eixo,HPGR}$ corresponde à potência no eixo ou potência líquida, calculada em função das medições de torque no eixo (τ_{HPGR} , em Nm), velocidade periférica (u , em m/s) e diâmetro do rolo:

$$P_{eixo,HPGR} = \frac{2u\tau_{HPGR}}{D_R} \quad \text{Eq. 98}$$

Calibração do modelo e escalonamento

Os dados necessários para cada uma das componentes do modelo descritas acima podem ser divididos em cinco categorias, de acordo com a Tabela 55. As primeiras duas correspondem aos dados obtidos a partir de medições experimentais, e as últimas três categorias se referem aos parâmetros do modelo e às variáveis de saída calculadas.

Tabela 55. Dados de entrada e saída medidos e calculados para o modelo de HPGR (Daniel, 2002)

No.	Categoria	Dados ou parâmetros do modelo (medidos ou calculados)
1	Variáveis de entrada medidas (necessárias para calibração do modelo usando dados de lab./piloto)	Massa da amostra, D_R , L_R , U , ρ_c , distribuição de tamanhos da alimentação, função quebra (partículas individuais)-DWT, função quebra (leitos compactados)-DWT
2	Variáveis de saída medidas (necessárias para calibração do modelo usando dados de lab./piloto)	x_g , espessura do floco, ρ_g , distribuição de tamanhos do produto (medida), tempo de processamento (batelada), pressão de operação, potência
3	Variáveis de saída calculadas	Q_m , Q_c , E_{cs} , força específica, x_c , distribuição de tamanhos do produto (calculada)
4	Parâmetros padrão (<i>default</i>) fixos do modelo	$t_{10p,HPGR}$, $t_{10e,HPGR}$: parâmetros da função quebra para as zonas de pré-britagem e de efeito das bordas, respetivamente. $K_{1p,HPGR}$, $K_{2p,HPGR}$, $K_{3p,HPGR}$: parâmetros do modelo para a zona de pré-britagem $K_{1e,HPGR}$, $K_{2e,HPGR}$, $K_{3e,HPGR}$: parâmetros do modelo para a zona de efeito das bordas $K_{1h,HPGR}$, $K_{2h,HPGR}$, $K_{3h,HPGR}$: parâmetros do modelo para a zona de compressão Γ , $K_{p(bordas)}$ (coeficiente de potência na zona das bordas)
5	Parâmetros críticos do modelo	$K_{p(compressão)}$: coeficiente de potência na zona de compressão $t_{10h,HPGR}$: parâmetro da função quebra para zona de compressão

Na Tabela 55 são observados vários parâmetros associados ao modelo, alguns deles podem ser fixos para propósitos de simplificação do modelo. Segundo Daniel (2002), o parâmetro $K_{2p,HPGR}$ pode ser assumido igual ao *gap* crítico dos rolos (x_c); o parâmetro $K_{2e,HPGR}$ pode ser equivalente ao *gap* operacional (x_g); os parâmetros $K_{1e,HPGR}$ e $K_{1p,HPGR}$ podem corresponder a uma fração de $K_{2e,HPGR}$ e $K_{2p,HPGR}$ (usualmente 0,64); $K_{3e,HPGR}$ e $K_{3p,HPGR}$ podem ser equivalentes a 0,9; $t_{10p,HPGR}$ e $t_{10e,HPGR}$ são fixos em 11,43. Os valores desses parâmetros foram derivados por Tondo (1997 *apud* Daniel, 2002), após um extensivo trabalho experimental.

A calibração do modelo é realizada usando dados de algum ensaio em escala de laboratório ou piloto, ajustando uma curva à distribuição de tamanhos do produto determinada experimentalmente; assim, são determinados os parâmetros críticos do modelo (Tabela 55). Posteriormente, são usados esses parâmetros para simular a distribuição de tamanhos do produto, bem como a vazão mássica e a potência consumida por um HPGR industrial com energia específica similar. O modelo permite ajustar quatro parâmetros: Γ , $K_{1h,HPGR}$, $K_{p(\text{compressão})}$ e $t_{10h,HPGR}$, sendo, os dois últimos os parâmetros críticos; Daniel (2002) menciona que o parâmetro $K_{1h,HPGR}$ pode variar dependendo do minério e que ele pode ser ajustado quando a calibração de parâmetros produz um erro alto, mas, no seu trabalho, ele usou um valor fixo de 0 para este parâmetro (*valor default*). Segundo Daniel e Morrell (2004), o parâmetro $t_{10h,HPGR}$ situou-se tipicamente na faixa de 30 – 40 para os minérios testados; o parâmetro $K_{p(\text{compressão})}$ está associado com a utilização da potência aplicada na redução de tamanho (um valor alto deste parâmetro significa uma pobre utilização da energia). O parâmetro Γ define a fração de material que é quebrada na zona das bordas, de acordo com a Equação 94; no trabalho de Daniel (2002), é sugerido que esse parâmetro seja ajustado de tal forma que o valor de f_{HPGR} seja de 10%, para prevenir que excessivas quantidades de material sejam encaminhadas para a zona de efeito das bordas, devido a que este valor exerce influência na predição da distribuição de tamanho do produto obtido em um equipamento industrial.

O modelo de HPGR requer conhecer a função quebra do material, tanto para quebra de partículas individuais (que define a quebra na zona de efeito das bordas e na zona de pré-britagem), como para quebra por compressão de leitos (usada para modelar a quebra na zona de compressão). A entrada de dados da função quebra para quebra de partículas individuais neste modelo é da mesma forma que no modelo do Britador de Whiten (Tabela 54); para o caso de quebra por compressão de leitos são usados

valores de t_{10} iguais a 10, 30, e 50, respectivamente. De acordo com Daniel (2002), pode ser obtida a função quebra para compressão de leitos usando os mesmos dados obtidos por ensaio de DWT e sendo estes extrapolados até um t_{10} de 50. A justificativa desta simplificação é baseada no trabalho de Tondo (1997 *apud* Daniel, 2002), quem concluiu que a função quebra obtida por compressão de leitos não diferia muito daquela obtida por ensaios DWT. Esta simplificação é muito útil para estudos de pré-viabilidade, nos quais as informações usualmente são limitadas. Daniel (2002) menciona também que podem ser usados os valores padrão (*default*) de energias específicas de cominuição associadas com a função quebra para quebra de leitos, devido a que uma possível variação nesses valores não afeta o desempenho do modelo, pois essas diferenças são "absorvidas" pelo coeficiente de potência $K_{p(\text{compressão})}$.

O modelo também requer como dado de entrada o *gap* operacional, que pode ser determinado de forma direta por meio de sensores de deslocamento montados entre os rolos, ou também por meio de medições indiretas da espessura dos flocos gerados no produto do HPGR, mas, esta última medição pode apresentar erros associados à expansão dos flocos devido ao relaxamento experimentado pelo material depois de sair da zona de compressão. Outro dado necessário para modelagem é a densidade dos flocos; segundo Daniel (2002), esse valor usualmente se encontra na ordem de 80 – 85% da densidade do minério.

O JKSimMet[®] permite escalonar o HPGR; para isso, o modelo assume que a razão D_R/x_g é constante. Isso implica que o *gap* operacional, a vazão mássica e a potência do equipamento em escala industrial são baseados na medição do *gap* operacional em escala de laboratório/piloto. Deste modo, o escalonamento do HPGR é representado por meio da Equação 99.

$$x_{g(\text{escala industrial})} = \frac{x_{g(\text{escala piloto/lab.})} D_{R(\text{escala industrial})}}{D_{R(\text{escala piloto/lab.})}} \quad \text{Eq. 99}$$

Segundo Daniel (2002), existe uma dificuldade em usar dados de testes em escala de laboratório para escalonar equipamentos de grande diâmetro, quando as superfícies dos rolos do HPGR de laboratório são com pinos (*studded*), devido a que o tamanho relativo dos pinos em escala de laboratório poderia estar sobredimensionado e ter um forte impacto na medição do *gap* operacional, e, portanto, na determinação de todas as variáveis escalonadas que dependem desse parâmetro. De acordo com isso,

poderia se pensar que o escalonamento a partir de testes em escala piloto ajudaria a reduzir o impacto causado por esse efeito.

iii. Moinho Autógeno (AG) / Semiautógeno (SAG)

O modelo disponível no software JKSimMet® Versão 5.2 é baseado em uma estrutura desenvolvida por Leung em 1987 (*apud* Napier-Munn *et al.*, 1996), que pode ser representada de forma simplificada, de acordo com a Figura 57.

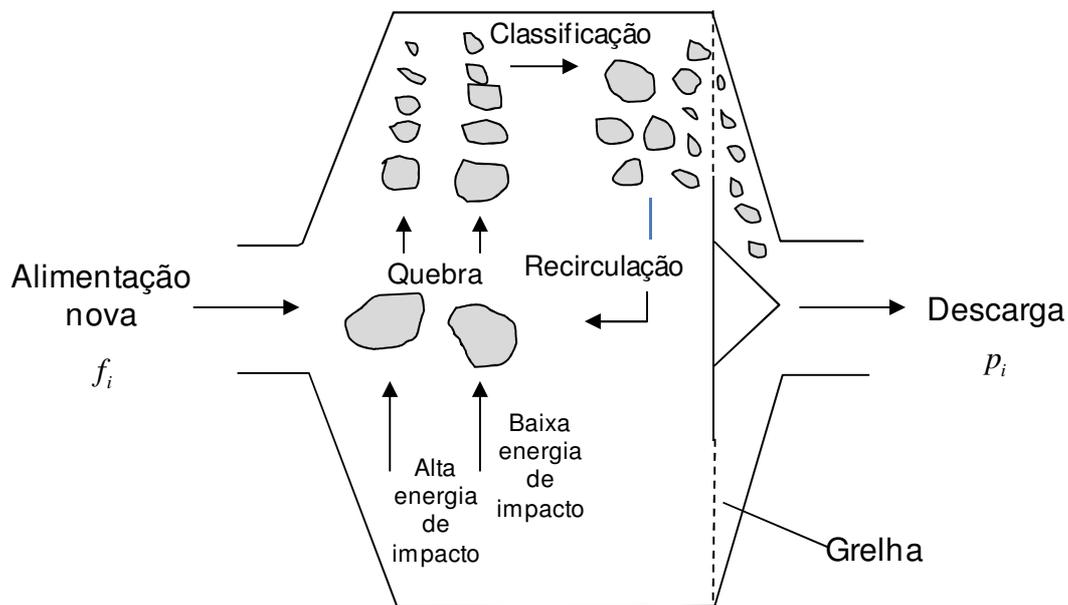


Figura 57. Representação dos mecanismos de processo em um moinho AG/SAG (adaptado de: Napier-Munn *et al.*, 1996)

Neste modelo, a alimentação entra ao moinho, sendo sujeita à quebra pela colisão com outras partículas e/ou com a carcaça do moinho. O produto da quebra pode sair através da grelha ou também pode permanecer dentro do moinho e experimentar novas colisões. Assim, a quebra e transferência de massa que ocorrem dentro do equipamento podem ser descritas por três componentes:

- A frequência de colisões (taxa de quebra)
- A distribuição de tamanho do minério após quebra (*appearance distribution function* ou função quebra)
- O transporte de partículas fora do moinho (taxa de descarga)

Essas componentes são combinadas no Modelo de Mistura Perfeita desenvolvido pelo Whiten em 1974. Fazendo um balanço de massa geral ao redor de uma fração de tamanho i dentro do moinho, em estado estacionário (Napier-Munn *et al.*, 1996):

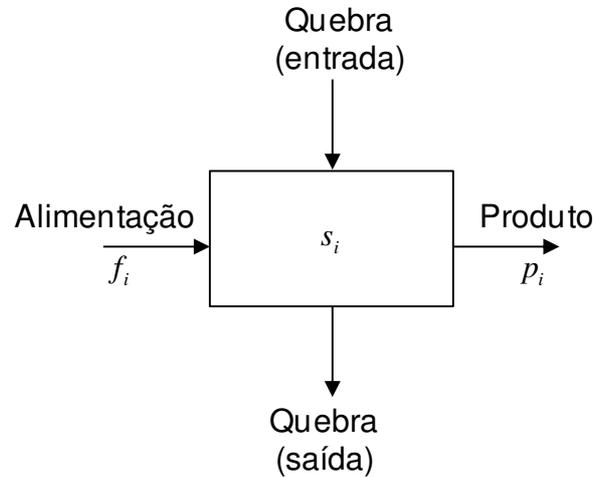


Figura 58. Balanço de massa para uma única fração de tamanho dentro do moinho (Napier-Munn *et al.*, 1996)

$$f_i + \sum_{j=1}^i a_{ij} r_j s_j = p_i + r_i s_i \quad \text{Eq. 100}$$

Na Equação 100, r_i corresponde à velocidade de desaparecimento das partículas para cada faixa granulométrica i , chamada também função seleção ou taxa de quebra; a_{ij} corresponde à *appearance distribution function* ou função quebra. A relativa simplicidade deste modelo fenomenológico é sua principal vantagem, mas também sua principal desvantagem. Por um lado, este modelo facilita o seu uso e possui uma grande versatilidade; porém, ele não permite uma descrição física dos sub-processos dos quais é dependente. Contudo, foram desenvolvidos modelos adicionais que por sua vez associaram-se a este modelo, a fim de melhorar sua aplicabilidade.

Taxa de descarga

O transporte da polpa fora do moinho pode ser descrito usando uma função ou taxa de descarga, $d_{i,MP}$. Esta taxa relaciona a carga de partículas de tamanho i dentro do moinho (s_i) com o produto (p_i), tendo em conta a condição de mistura perfeita dentro do equipamento de cominuição:

$$p_i = d_{i,MP} s_i \quad \text{Eq. 101}$$

A taxa de descarga do moinho para cada tamanho de partícula corresponde ao produto da máxima taxa de descarga através da grelha, $d_{m,MP}$ [h^{-1}], multiplicado pela função de classificação da grelha para cada tamanho i , de acordo com a Eq. 102

$$d_{i,MP} = d_{m,MP} C_i \quad \text{Eq. 102}$$

A função de classificação da grelha (C_i) tem uma forma simples, caracterizada por duas ou três regiões diferentes, como pode ser observado na Figura 59. A primeira região se estende até um tamanho de partícula X_m , no qual a taxa de descarga é relativamente constante e as partículas vão se comportar “como a água”, isto é, elas vão passar sempre através da grelha. Para partículas maiores que X_m , a taxa de descarga começa a ser reduzida progressivamente, sendo elas cada vez mais influenciadas pela ação de classificação da grelha, cuja abertura efetiva corresponde a X_g . Assim, a taxa de descarga atinge um valor de zero para tamanhos de partícula próximos à abertura efetiva da grelha. Quando são adicionados *pebble ports* à grelha, uma taxa de descarga de partículas relativamente maiores que X_g é adicionada; assim, a curva de classificação atinge o valor de zero para tamanhos próximos à abertura do *pebble port* (X_p). Na Figura 59, f_p corresponde à fração de área aberta da grelha associada aos *pebble ports*.

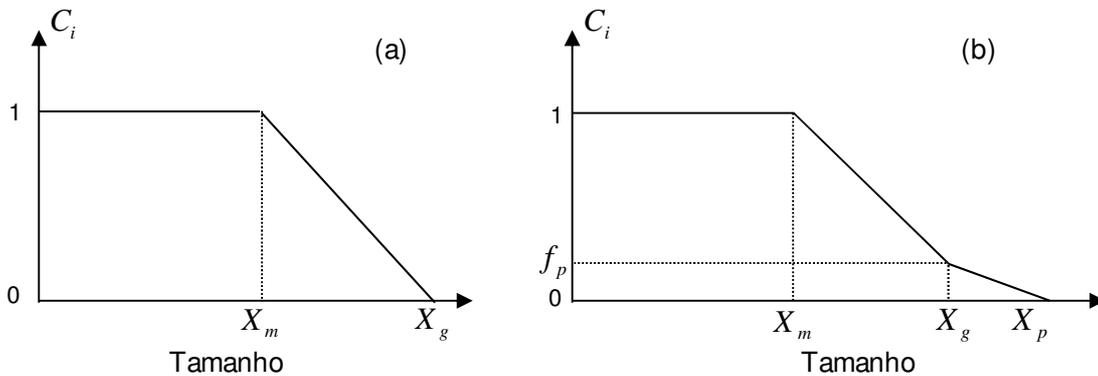


Figura 59. Função de classificação da grelha. (a) sem *pebble ports*; (b) com *pebble ports* (Bueno et al., 2013)

Portanto, a descarga da polpa pode ser dividida em duas frações: a primeira, que contém as partículas menores a X_m , apresentando um comportamento de fluido, e a segunda, conformada pelas partículas maiores cuja classificação é influenciada pela abertura da grelha, apresentando um comportamento mais próximo ao de um sólido. Assim, o primeiro grupo é descrito como um fluxo através de uma zona de piscina, e o

segundo como um fluxo através da carga moedora. Foi desenvolvida uma equação empírica que relaciona os dois tipos de fluxo com o *hold-up*, a configuração da grelha, a área aberta total, a velocidade de rotação e o diâmetro do moinho:

$$\bar{Q}_m = 6100 J_{pm}^2 \gamma^{2,5} \bar{A} \phi^{-1,38} D^{0,5} \quad \text{para } J_{pm} \leq J_{max} \quad \text{Eq. 103}$$

$$\bar{Q}_t = 935 J_{pt} \gamma^2 \bar{A} D^{0,5} \quad \text{para } J_p > J_{max} \quad \text{Eq. 104}$$

$$J_{pt} = J_p - J_{max}$$

$$J_{max} = 0,5 J_t - J_{po}$$

$$J_{po} = 0,33(1 - r_n)$$

$$J_p = J_{pg} - J_{po}$$

sendo

\bar{A} : área total aberta [m²]

D : diâmetro do moinho [m]

J_{pg} : fração grossa do volume do moinho ocupada pela polpa

J_{max} : máxima fração do *hold-up* da polpa na zona da carga moedora

J_{po} : fração 'morta' do volume do moinho que deve ser ocupada pela polpa

J_p : fração do volume do moinho ocupada pela polpa

J_{pm} : fração do *hold-up* da polpa nos interstícios da carga moedora

J_{pt} : fração do *hold-up* da polpa na piscina da polpa

J_t : fração do volume do moinho ocupada pela carga moedora (bolas e partículas grossas), incluindo os interstícios associados

\bar{Q}_m : vazão volumétrica através da zona da carga moedora [m³/h]

\bar{Q}_t : vazão volumétrica através da zona de piscina [m³/h]

r_n : raio da fila mais externa das aberturas da grelha como uma fração do raio do moinho

ϕ : fração da velocidade crítica do moinho

γ : posição radial média das aberturas da grelha (valor entre 0 e 1)

Tendo em vista a abordagem anterior, para partículas menores a X_m , a Equação 101 pode ser reescrita como:

$$d_{m,MP} = \frac{p_{Xm}}{s_{Xm}} \quad \text{Eq. 105}$$

p_{X_m} é a vazão volumétrica da água e dos sólidos menores a X_m , e s_{X_m} é o volume de água e sólidos menores a X_m no moinho.

Comparando com a Equação 103, pode-se notar que p_{X_m} equivale a $\overline{Q_m}$; portanto, o valor de $d_{m,MP}$ pode ser calculado. Assim, usando a Equação 102, também podem ser estimados valores para $d_{i,MP}$ na faixa de tamanhos de partícula maiores a X_m e menores a X_g , usando uma forma simplificada da função de classificação, como aquela proposta pelo Leung em 1987 (JKTech Pty Ltd, 2003):

$$C_i = 1 \quad \text{para } d_i < X_m \quad \text{Eq. 106}$$

$$C_i = \frac{\ln(d_i) - \ln(X_g)}{\ln(X_m) - \ln(X_g)} \quad \text{para } X_g > d_i > X_m \quad \text{Eq. 107}$$

A taxa máxima de descarga é determinada de forma iterativa, até satisfazer a seguinte correlação empírica de transferência de massa:

$$L = m_1 F^{m_2} \quad \text{Eq. 108}$$

m_1 e m_2 são constantes, L corresponde ao *hold-up* do moinho ou fração volumétrica do moinho ocupada pelo material de tamanho menor à abertura da grelha, e F corresponde à vazão volumétrica de descarga do moinho dividida pelo volume ativo do moinho.

Uma vez determinados os valores de $d_{i,MP}$, e conhecendo as taxas de quebra e a função quebra, podem ser resolvidas a Equação 100 e a Equação 101, permitindo assim a predição da carga e do produto do moinho (Napier-Munn *et al.*, 1996).

Função quebra

A função quebra, que descreve a distribuição de tamanho dos fragmentos para cada evento de quebra, varia dependendo da resistência da rocha e da energia aplicada para sua quebra. Esta função é, portanto, específica para cada minério e deve estar associada à energia de quebra. Para a modelagem de moinhos AG/SAG baseados na metodologia exposta acima, essa função estabelece a quebra em termos de duas componentes: a primeira, a componente de alta energia de quebra, que corresponde à quebra por impacto, determinada a partir de ensaios de quebra de partículas individuais no laboratório (DWT ou ensaio de pêndulo duplo), e definida através dos parâmetros A^* e b^* . A segunda, corresponde à componente de baixa energia,

associada ao mecanismo de abrasão/atrito; esta é definida pelo parâmetro t_a , determinado através do ensaio de abrasão (Napier-Munn *et al.*, 1996). Esses três parâmetros próprios do minério são informações que devem ser introduzidas ao modelo que está disponível no software JKSimMet®.

A abordagem do modelo original assume que a energia específica do moinho é função do diâmetro do moinho. Uma modificação foi feita nesse modelo para permitir o cálculo dessa energia separadamente para cada tamanho de partícula. A partir desta energia específica de cominuição, o modelo calcula o valor de t_{10} para a quebra por impacto, a partir do qual a função quebra (obtida pelo mecanismo de impacto) é interpolada usando uma função quebra padrão desenvolvida no JKMRC e usada no modelo (Tabela 56).

Tabela 56. Função quebra padrão usada no modelo de moinho AG/SAG do JKMRC (Napier-Munn *et al.*, 1996)

Parâmetro de quebra t_{10} (%)	Tamanho relativo ao tamanho inicial				
	t_{75}	t_{50}	t_{25}	t_4	t_2
10,0	2,33	3,06	4,98	23,33	50,53
20,0	6,89	9,41	15,62	61,58	92,49
30,0	10,32	14,71	25,88	82,86	96,47

A função quebra de alta energia é combinada proporcionalmente com a função quebra de baixa energia, por meio da Equação 109, que permite obter a função quebra total.

$$a = \frac{t_{BE} a_{BE} + t_{AE} a_{AE}}{t_{BE} + t_{AE}} \quad \text{Eq. 109}$$

a_{BE} e a_{AE} correspondem às funções quebra de baixa e alta energia; t_{BE} e t_{AE} correspondem aos parâmetros t para baixa e alta energia (Napier-Munn *et al.*, 1996).

Taxa de quebra

Voltando à equação geral do modelo (Equação 100), pode-se notar que, conhecendo as vazões mássicas e distribuições granulométricas da alimentação e do produto, a carga do moinho e sua distribuição de tamanhos, e uma vez estabelecida a função quebra, pode ser obtida a taxa de quebra ou função seleção, r_i , por meio de uma técnica de retro-cálculo. A taxa de quebra também pode ser definida como o número

de colisões por partícula por unidade de tempo. Um exemplo típico da distribuição da taxa de quebra em função do tamanho de partícula para moinhos SAG/AG é apresentado na Figura 60.

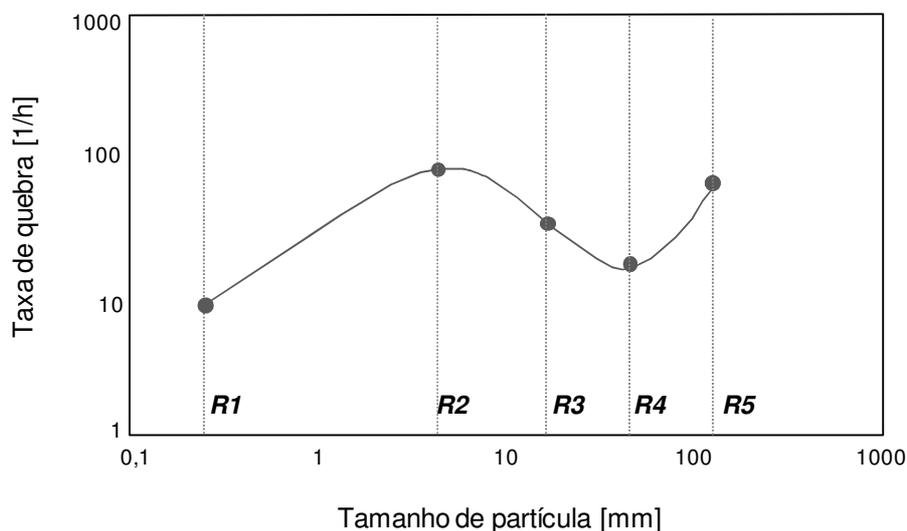


Figura 60. Representação típica da taxa de quebra para moinhos AG/SAG (adaptado de: Bueno *et al.*, 2013)

Na Figura 60 são de especial importância os pontos máximos e mínimos da curva, devido a que eles indicam os limites, respeito ao tamanho, dos diferentes mecanismos de quebra que estão presentes dentro do moinho. A quebra por abrasão/atrito afeta principalmente às partículas mais grossas, as quais correspondem à carga moedora. A taxa de quebra destas partículas diminui na medida em que a área superficial das partículas é reduzida; assim, esta taxa vai decrescendo desde o tamanho de partícula maior até um valor mínimo, que normalmente se encontra na faixa de 25 a 50 mm (R4). Nesse ponto, aquelas partículas recebem uma suficiente quantidade de energia específica pelo mecanismo de impacto, permitindo uma propagação das trincas contidas nelas, e o mecanismo de quebra deixa de ser um fenômeno de superfície. Na medida em que são reduzidos os tamanhos dessas partículas aparecem níveis de energia específica maiores, e a probabilidade de quebra dessas partículas com as partículas mais grossas também aumenta. Esse efeito produz um incremento na taxa de quebra até um ponto máximo (R2) que usualmente está na faixa de 2,5 a 5 mm. A partir desse ponto, a taxa de quebra começa a decrescer novamente, o que pode ser explicado pelo menos por dois fatores: o primeiro está relacionado com o aumento no número de partículas finas, pois a carga moedora proporciona um número finito de

sítios nos quais a quebra pode ocorrer; portanto e, de acordo com a definição de taxa de quebra, se o numero de partículas aumenta, a taxa de quebra deve diminuir. O segundo fator tem a ver com o transporte do material. Tem sido encontrado que partículas menores a 2,5 – 5 mm são fortemente influenciadas pelo fluxo de água através do moinho. Aquelas partículas poderiam tender a se movimentar com a água, na medida em que esta é expulsa da região na qual acontece a quebra, e assim, a probabilidade de quebra dessas partículas diminui (Napier-Munn *et al.*, 1996).

A curva que representa a taxa de quebra (Figura 60) pode ser descrita usando *splines* cúbicos em cinco nós diferentes (R1–R5). Sendo que essa curva depende das condições operacionais, foram desenvolvidas as seguintes correlações empíricas de regressão que permitem estimar os valores desses nós (JKTech Pty Ltd, 2003):

$$\ln(R1) = (k_{11} + k_{12}\ln(R2) - k_{13}\ln(R3) + J_B(k_{14} - k_{15}F80) - D_B)/S_b \quad \text{Eq. 110}$$

$$\ln(R2) = k_{21} + k_{22}\ln(R3) - k_{23}\ln(R4) - k_{24}F80 \quad \text{Eq. 111}$$

$$\ln(R3) = S_a + (k_{31} + k_{32}\ln(R4) - k_{33}R_r)/S_b \quad \text{Eq. 112}$$

$$\ln(R4) = S_b(k_{41} + k_{42}\ln(R5) + J_B(k_{43} - k_{44}F80)) \quad \text{Eq. 113}$$

$$\ln(R5) = S_a + S_b(k_{51} + k_{52}F80 + J_B(k_{53} - k_{54}F80) - 3D_B) \quad \text{Eq. 114}$$

sendo

S_a : fator de escalonamento rpm = $\ln(\text{rpm do moinho simulado}/23,6)$

S_b : fator de escalonamento da fração de velocidade crítica = $\frac{\text{fração de velocidade crítica do moinho simulado}}{0,75}$

D_B : fator de escalonamento do diâmetro de bola = $\ln(\text{diâmetro de bola simulado}/90)$

J_B : porcentagem do volume total do moinho ocupado pelas bolas e vazios associados

R_r : razão de recirculação = $\frac{(\frac{t}{h} \text{ material recirculado } -20+4 \text{ mm})}{(\frac{t}{h} \text{ alimentação nova}) + (\frac{t}{h} \text{ material recirculado } -20+4 \text{ mm})}$

F80: tamanho para o qual o 80% do material é passante na alimentação nova (mm)

k_{ij} : coeficientes de regressão (valores constantes)

No entanto, as Equações 110 – 114 não levam em conta outros fatores como o perfil do revestimento e a composição da alimentação do moinho, o que poderia ser

considerado como uma deficiência deste modelo, pois esses fatores podem influenciar aquelas taxas de quebra (Bueno, *et al.* 2013).

Potência do moinho

O modelo também inclui uma metodologia proposta por Morrell (1993 *apud* Napier-Munn *et al.* 1996) para estimar a potência do moinho AG/SAG, assumindo que a forma da carga do moinho pode ser representada de acordo com a Figura 61, sendo θ_S a posição angular do ombro (*shoulder*), θ_T a posição angular do pé (*toe*), r_M o raio do moinho e r_I o raio da superfície da carga.

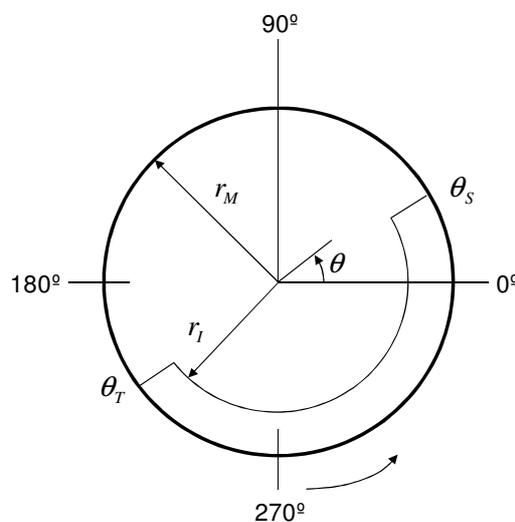


Figura 61. Representação simplificada da forma da carga do moinho (adaptado de: Napier-Munn *et al.*, 1996)

O modelo de potência também assume que a potência total tem duas componentes: a potência líquida ($P_{liq,MT}$) e a potência sem carga ($P_{sc,MT}$); elas são calculadas usando a Equação 115 e a Equação 116, respectivamente.

$$P_{liq,MT} = 2 \pi g L_{MT} \rho_{cm} \int_{r_I}^{r_M} \int_{\theta_T}^{\theta_S} N_r \bar{r}^2 \cos\theta \, d\theta \, d\bar{r} \quad \text{Eq. 115}$$

$$P_{sc,MT} = 3,345 (D^3 L_{MT} N_m)^{0,861} \quad \text{Eq. 116}$$

sendo D o diâmetro do moinho [m], L_{MT} o comprimento do moinho [m], N_m a velocidade de rotação do moinho [revoluções/s], N_r a velocidade de rotação no raio \bar{r} [revoluções/s], e ρ_{cm} a densidade da carga do moinho. De acordo com Bueno *et al.* (2013), este modelo de potência implementado no JKSimMet® para moinhos AG/SAG não leva em conta a variabilidade na densidade da carga pela presença de

componentes duros do minério dentro do moinho, o que poderia gerar grandes erros no caso em que existam diferenças significativas entre as densidades dos componentes do minério.

iv. Moinho de bolas

a. Modelo disponível em JKSimMet®

O modelo do moinho de bolas que se encontra disponível no software JKSimMet® também é baseado no Modelo de Mistura Perfeita de Whiten (1974). Combinando a Equação 100 e a Equação 101:

$$f_i + \sum_{j=1}^i \left[\frac{a_{ij} r_j p_j}{d_{j,MP}} \right] = p_i + \frac{r_i p_i}{d_{i,MP}} \quad \text{Eq. 117}$$

Se são conhecidas as distribuições granulométricas e as vazões mássicas da alimentação e do produto, bem como uma função quebra que represente adequadamente as características de quebra do minério (que pode ser obtida através do ensaio DWT), é possível encontrar os valores de $r_i/d_{i,MP}$ da Equação 117. Esta razão adimensional é o parâmetro principal deste modelo; este é normalizado para corrigir as variações no tempo de residência médio das partículas dentro do moinho (τ). Assim, o $d_{i,MP}$ é escalonado para o termo $d_{i,MP}^*$ (taxa de descarga normalizada), em função do volume do moinho e a vazão volumétrica de alimentação (Q):

$$d_{i,MP} = d_{i,MP}^* 4Q/(D^2 L_{MT}) \quad \text{Eq. 118}$$

A taxa de descarga normalizada apresenta valores próximos a 1 para partículas pequenas que se comportam como a água; no entanto, esse parâmetro começa a diminuir rapidamente até atingir um valor de zero, que corresponde ao tamanho de classificação efetivo da carga de bolas (aproximadamente igual ao diâmetro da bola dividido entre 4) ou à abertura da grelha de descarga, como mostrado na Figura 62.

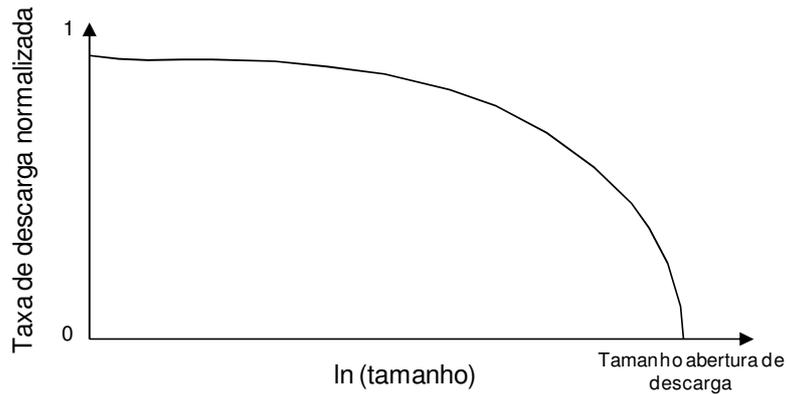


Figura 62. Representação da função de descarga para o moinho de bolas (Napier-Munn *et al.*, 1996)

A taxa de quebra, por sua parte, tende a aumentar progressivamente com o tamanho de partícula até um ponto máximo, ou diverge para o infinito. O comportamento do parâmetro r/d_{MP}^* em função do tamanho de partícula pode ser observado na Figura 63.

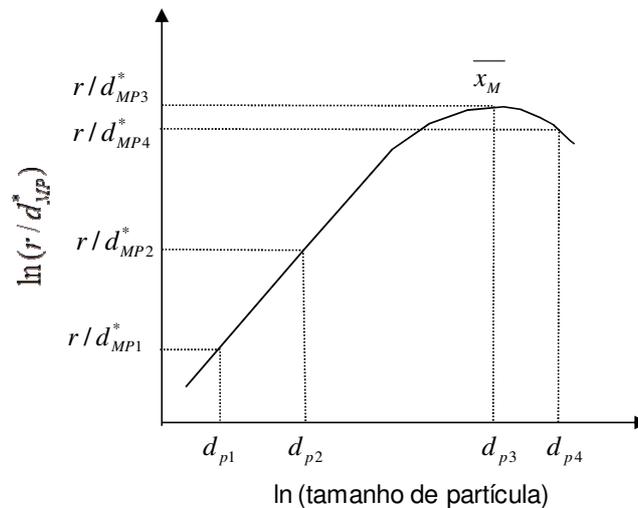


Figura 63. Variação do parâmetro r/d_{MP}^* com o tamanho de partícula (Napier-Munn *et al.*, 1996)

A curva r/d_{MP}^* pode ser descrita por uma função *spline*. Para isso, são selecionados alguns pontos em tamanhos de partícula específicos ($d_{p1} - d_{p4}$), e uma linha suave é traçada através deles. Aqueles pontos, chamados de nós, definem a curva apresentada na Figura 63. Assim, são procurados os melhores valores dos parâmetros nesses pontos, usando técnicas de busca adequadas, tais como o método dos mínimos quadrados não lineares, o qual seleciona aqueles valores que minimizam a

soma dos quadrados das diferenças entre a distribuição de tamanho do produto medida experimentalmente e aquela prevista pelo modelo.

O modelo do moinho de bolas usado pelo JKSimMet® pode ser escalonado em função das dimensões do moinho, das condições operacionais, e do tamanho de bola, usando a função r/d_{MP}^* . As dimensões do moinho e a vazão de alimentação são escalonadas por meio da Equação 118. A função r/d_{MP}^* é modificada, em modo geral, de acordo com os seguintes fatores:

$$\frac{r/d_{MP,SIM}^*}{r/d_{MP,AJ}^*} = (FATOR A)(FATOR B)(FATOR C)(FATOR D)(FATOR E) \quad \text{Eq. 119}$$

Na Equação 119, o subscrito $_{SIM}$ faz referencia ao parâmetro do moinho escalonado ou simulado, e o subscrito $_{AJ}$ corresponde ao parâmetro do moinho de bolas experimental (escala de laboratório ou piloto) ou ajustado. Os fatores de escalonamento são dados pelas Equações 120 – 125.

$$FATOR A = \sqrt{\frac{D_{SIM}}{D_{AJ}}} \quad \text{Eq. 120}$$

$$FATOR B = \left(\frac{1-LF_{SIM}}{1-LF_{AJ}} \right) \left(\frac{LF_{SIM}}{LF_{AJ}} \right) \quad \text{Eq. 121}$$

$$FATOR C = \left(\frac{C_{SIM}}{C_{AJ}} \right) \quad \text{Eq. 122}$$

$$FATOR D = \left(\frac{W_{iSIM}}{W_{iAJ}} \right)^{0.8} \quad \text{Eq. 123}$$

$$FATOR E = \left(\frac{1/d_{bMAX,SIM}}{1/d_{bMAX,AJ}} \right) = \frac{d_{bMAX,AJ}}{d_{bMAX,SIM}} \quad \text{para partículas menores a } \bar{x}_M \quad \text{Eq. 124}$$

$$= \left(\frac{d_{bMAX,SIM}}{d_{bMAX,AJ}} \right)^2 \quad \text{para partículas maiores a } \bar{x}_M \quad \text{Eq. 125}$$

sendo

D : diâmetro do moinho

LF : fração volumétrica do moinho ocupada pela carga após *grind out* (0,30 – 0,45)

C_s : percentagem de velocidade crítica (55 – 80%)

W_i : índice de trabalho de Bond

d_{bMAX} : diâmetro de bola máximo

\bar{x}_M : tamanho de partícula que delimita o mecanismo de quebra [mm]; partículas menores a \bar{x}_M são quebradas predominantemente por atrição, e partículas maiores a \bar{x}_M são quebradas principalmente por impacto.

O \bar{x}_M é assumido como aquele tamanho equivalente ao máximo valor de r/d_{MP}^* , ou seja, equivalente à máxima quebra do minério (Figura 63); esse valor pode ser relacionado com diâmetro de bola máximo de acordo com a Equação 126.

$$\bar{x}_M = \bar{K} d_{bMAX}^2 \quad \text{Eq. 126}$$

sendo \bar{K} o fator de taxa de quebra máximo, que pode ser calculado usando esta equação se o valor de \bar{x}_M é conhecido. A partir dos resultados da simulação no software JKSimMet® pode ser obtido esse valor lançando em um gráfico os resultados das taxas de quebra calculadas em função dos tamanhos de partícula.

b. Modelo disponível em Moly-Cop Tools®

Para propósitos de comparação da modelagem de moinhos de bolas, decidiu-se usar também o *software* Moly-Cop Tools®. A modelagem deste tipo de equipamentos é baseada no Modelo de Balanço Populacional para moagem descontínua (Austin e Concha, 1993):

$$\frac{dm_i(t)}{dt} = -r_i m_i(t) + \sum_{j=1}^{i-1} b_{ij} r_j m_j(t); \text{ para } i = 1, 2, \dots, n \quad \text{Eq. 127}$$

m_i corresponde à fração mássica de partículas contidas na classe i após um tempo de moagem t , r_i representa a função seleção de partículas na classe de tamanho i , e b_{ij} corresponde à função de distribuição de quebra ou função quebra. A função quebra pode ser escrita em forma cumulativa, B_{ij} , e pode ser estimada de acordo com a Equação 128.

$$B_{ij} = \beta_0 \left(\frac{d_i}{d_{j+1}} \right)^{\beta_1} + (1 - \beta_0) \left(\frac{d_i}{d_{j+1}} \right)^{\beta_2} \quad \text{Eq. 128}$$

Os parâmetros β_0 , β_1 e β_2 são característicos do material.

A função seleção também pode ser representada por uma equação:

$$r_i = \frac{\alpha_0 (d_i)^{\alpha_1}}{1 + \left(\frac{d_i}{d_{crit}} \right)^{\alpha_2}} \quad \text{Eq. 129}$$

d_i corresponde ao tamanho de partícula representativo da classe i , e α_0 , α_1 , α_2 e d_{crit} são parâmetros que dependem do material e das condições de moagem.

Ambos os parâmetros da Equação 128 e da Equação 129 podem ser determinados experimentalmente por meio de ensaios de moagem em batelada. Segundo King (2001), usualmente é assumido que os parâmetros α_1 e α_2 somente dependem das características do material, enquanto os parâmetros α_0 e d_{crit} são influenciados pela geometria e as condições operacionais do moinho. Portanto, para propósitos de dimensionamento de moinhos de bolas com base nesta metodologia, estes últimos parâmetros devem ser devidamente escalonados de acordo com as especificações do moinho industrial. As variáveis que exercem maior influência nos parâmetros da função seleção a serem escalonados são o diâmetro do moinho e o tamanho máximo de bola. Assim, os parâmetros da função seleção escalonados, $\alpha_{0,e}$ e $d_{crit,e}$ podem ser calculados pelas Equações 130 – 135 (King *et al.*, 2001, Austin e Brame, 1983).

$$\alpha_{0,e} = \alpha_{0,b} C2 C3 C4 C5 \quad \text{Eq. 130}$$

$$C2 = \left(\frac{d_{bMAX,b}}{d_{bMAX,e}} \right) \quad \text{Eq. 131}$$

$$C3 = \left(\frac{D_e}{D_b} \right)^{0,5} \quad \text{Eq. 132}$$

$$C4 = \left(\frac{1+6,6J_{B,b}^{2,3}}{1+6,6J_{B,e}^{2,3}} \right) \exp \left(-1,32(U_{v,e} - U_{v,b}) \right) \quad \text{Eq. 133}$$

$$C5 = \left(\frac{\phi_e - 0,1}{\phi_b - 0,1} \right) \left(\frac{1 + \exp [15,7(\phi_b - 0,94)]}{1 + \exp [15,7(\phi_e - 0,94)]} \right) \quad \text{Eq. 134}$$

$$d_{crit,e} = d_{crit,b} \left(\frac{D_e}{D_b} \right)^{0,2} \left(\frac{d_{bMAX,e}}{d_{bMAX,b}} \right) \quad \text{Eq. 135}$$

O subscrito b corresponde aos valores para o moinho em batelada, e o subscrito e corresponde aos valores para o moinho escalonado; J_B é a fração volumétrica do moinho ocupada pelas bolas, U_v é a fração de interstícios da carga do moinho ocupada pela polpa (preenchimento de vazios), e ϕ é a fração de velocidade crítica.

Adicionalmente, para moinhos de tamanho maior a 3,81 metros é recomendado escalonar o parâmetro $\alpha_{0,e}$ pelo fator $(3,81/D)^{0,2}$ (King, 2001).

III. BALANÇOS DE MASSA E AJUSTE DE PARÂMETROS DE MODELOS EM JKSIMMET®

i. Balanços de massas (Mass Balance Tool)

O balanço de massas aplicado aos processos de beneficiamento é uma ferramenta de grande utilidade no cálculo da recuperação e distribuição dos componentes de interesse em um período de produção determinado, ou também para estimar as quantidades mássicas ou percentuais em correntes de processo nas quais se dificulta realizar uma determinação direta. Assim, o resultado do balanço de massa depende fortemente da precisão da amostragem e da análise quantitativa das correntes de processo (Gupta e Yan, 2006).

Os balanços de massas se baseiam no princípio de conservação de massa, sendo considerado o processo em estado estável, ou seja, as propriedades das correntes de entrada e saída de um sistema (equipamento ou circuito de cominuição) não variam ao longo do tempo. Assim, a entrada de massa ao sistema selecionado (equipamento ou circuito) corresponde à saída de massa desse sistema. Porém, nos processos industriais existem certas flutuações nas correntes de processo, inerentes ao processo e às características do minério, que são muito difíceis de controlar. Essa é uma condição crítica que deve se manter dentro de uma estreita faixa de variabilidade, pelo menos durante o período da amostragem industrial (procedimento empregado para a obtenção desses dados relevantes que serão usados no balanço de massa). Portanto, o balanço de massa deve ser reescrito considerando aquelas flutuações.

A dificuldade dos balanços aumenta segundo a complexidade dos circuitos e na medida em que são incluídas recirculações ou são omitidas informações em correntes de processo amostradas. O JKSimMet® possui uma ferramenta que facilita o cálculo de balanços em sistemas complexos. A utilidade de esta ferramenta depende em grande medida da qualidade da informação fornecida ao software. Assim, dados obtidos por meio de procedimentos experimentais apropriados podem ser melhorados através desta técnica, mas, esta ferramenta não tem a capacidade de corrigir dados que foram amostrados de forma inadequada.

Uma condição necessária para usar a ferramenta de balanço de massa é a redundância dos dados, ou seja, deve estar disponível uma maior quantidade de

dados de aquela requerida para calcular um balanço por diferença. Esta condição é normalmente atingida nos amostragens de circuitos industriais ou amostragens em escala piloto. Essa redundância permite realizar verificações cruzadas aos dados (*cross checks*). Para balancear dados de um circuito ou equipamento de cominuição, é necessário selecionar uma corrente de referência cujo erro é mínimo, usualmente essa corrente corresponde à alimentação nova.

A soma de quadrados das diferenças entre os dados medidos e ajustados é usada como um indicador da qualidade do ajuste do modelo. Contrário ao que acontece com a ferramenta de ajuste de modelos (*Model Fit Tool*), onde é assumido que as correntes de alimentação possuem uma alta precisão e, portanto, somente são ajustadas as correntes dos produtos, com a ferramenta de balanço de massa todas as correntes de processo são ajustadas. Por isso, em algumas etapas de britagem e classificação grossa onde o erro de amostragem pode ser significativo, resulta mais útil empregar uma corrente de alimentação balanceada do que usar os dados experimentais para essa corrente, quando esses dados são usados como apoio para operação e para simulação.

A ferramenta de balanço de massa do JKSimMet[®] é de grande utilidade para verificar a precisão dos dados, como por exemplo em ensaios piloto. Uma vez que os modelos empregados no módulo de balanço de massa são corretos, para o caso no qual o balanço de massa apresenta um bom ajuste aos dados experimentais, mas o módulo de ajuste de parâmetros (*Data Fit Tool*) não apresenta um bom ajuste a esses dados, isso pode indicar que o modelo empregado neste último caso não é apropriado. Outra utilidade desta ferramenta é a capacidade para estabelecer vazões mássicas e recuperações em torno a circuitos complexos (JKTech Pty Ltd, 2003).

ii. Ajuste de parâmetros (Data Fit Tool)

Os modelos matemáticos de equipamentos de classificação e cominuição disponíveis no software JKSimMet[®] possuem uma estrutura que permite separar as características do minério dos parâmetros do equipamento. Os parâmetros do minério são determinados por meio de ensaios padrão realizados no laboratório usando amostras representativas do material. Por outro lado, os parâmetros dos equipamentos são estimados a partir das informações coletadas em amostragens

piloto ou industriais. Antes de otimizar um determinado circuito de cominuição, é necessário calibrar os parâmetros dos modelos. Isto é realizado por meio de técnicas de ajuste de mínimos quadrados não lineares, que estão disponíveis no JKSimMet® através do uso da ferramenta *Data Fit*. Com esta técnica, os parâmetros são ajustados até o modelo representar com maior fidelidade o produto observado e outras características medidas (por exemplo, a carga do moinho AG/SAG).

Para estudos de projeto de novas usinas onde não existem dados operacionais, os parâmetros do equipamento podem ser selecionados de acordo com critérios de projeto e usando bases de dados de equipamentos similares que processam minérios cuja dureza é comparável.

Uma recomendação adicional para iniciar o ajuste de parâmetros de um circuito é começar o ajuste de cada unidade em circuito aberto. Assim é obtido um conjunto inicial de parâmetros para cada unidade do processo. Posteriormente, a partir da estimativa desses parâmetros individuais, pode ser realizado um ajuste de parâmetros em circuito fechado para as diferentes subseções do circuito (por exemplo, um moinho de bolas com hidrociclone em circuito fechado). Este último ajuste permite reconciliar os dados de todas as correntes de processo em função do produto final e das cargas circulantes. Finalmente, é realizada uma calibração mais refinada do circuito, quando são combinados e ajustados sequencialmente os parâmetros de cada equipamento de forma conjunta (Napier-Munn *et al.*, 1996).

IV. OBTENÇÃO DE PARÂMETROS DO MODELO DE CURVA DE EFICIÊNCIA PARA O DIMENSIONAMENTO DE HIDROCICLONES DE CLASSIFICAÇÃO PRIMÁRIA

A curva de eficiência que descreve o comportamento de hidrociclones de classificação primária com corte em 150 μm é apresentada na Figura 64. Nesse gráfico, a porcentagem de água reportando para o *underflow* (R_f) corresponde a 17,5%. Portanto, o valor do parâmetro c seria de 82,5% ($c = 100 - R_f$). Usando a fórmula de Kelsall (Equação 71) é possível estimar a curva de eficiência corrigida para o *underflow* a partir do valor de R_f da curva de partição real. Deste modo, é obtida a linha vermelha da Figura 64, que, por sua vez, permite determinar o parâmetro d_{50c} , cujo valor é de aproximadamente 0,102 mm. Para estimar o parâmetro α_{CE} , Whiten sugeriu usar a curva de eficiência para o *overflow* (Napier-Munn *et al.*, 1996), que facilmente pode ser estimada a partir da curva de partição para o *underflow* (linha azul da Figura 64). Com essa curva, o parâmetro α_{CE} pode ser calculado usando o *software* Excel por tentativa e erro, por meio da Equação 69, juntamente com os outros parâmetros já estimados graficamente. Outra forma de obter os parâmetros do Modelo de Curva de Eficiência é realizando uma regressão não linear por mínimos quadrados à curva de eficiência real para o *overflow*, usando também a Equação 69 e uma rotina computacional adequada. O ajuste realizado por ambos os métodos é apresentado na Figura 65, e os parâmetros estimados para o modelo de eficiência do hidrociclone se encontram na Tabela 57.

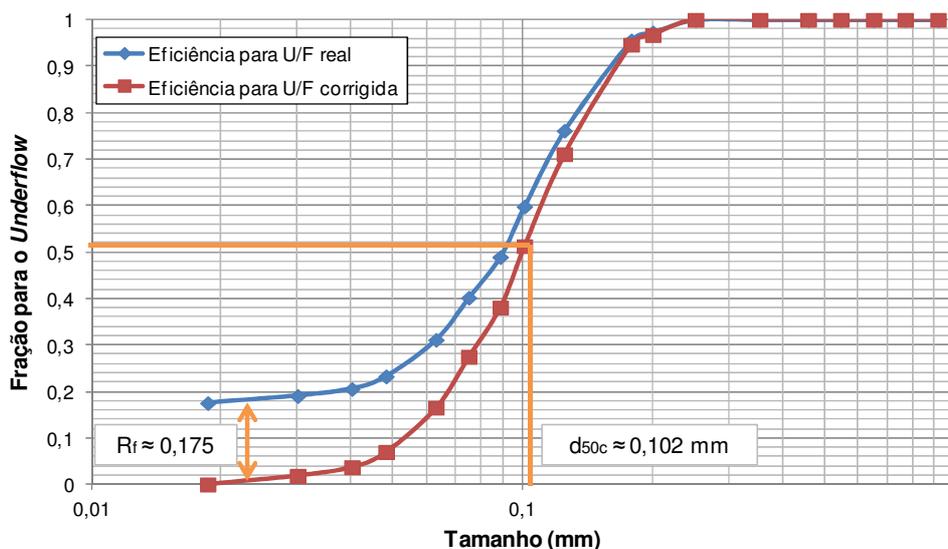


Figura 64. Curva de eficiência característica para corte em 0,150 mm usando hidrociclones de 26'' de diâmetro - Usina Cauê (adaptado de: Souza, 2005)

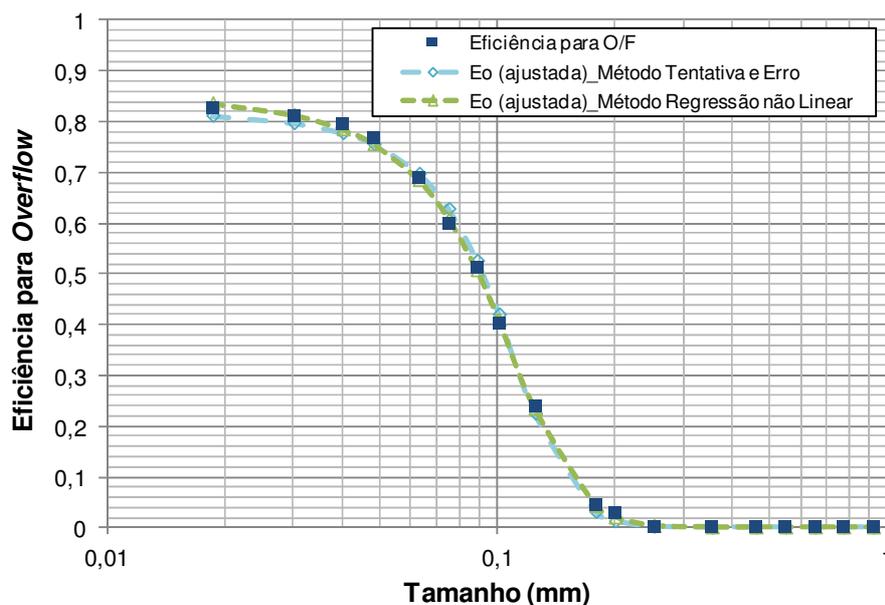


Figura 65. Estimação de parâmetros do modelo de curva de eficiência para hidrociclones de 26" de diâmetro

Tabela 57. Estimação de parâmetros do modelo de curva de eficiência para hidrociclones de 26" de diâmetro - Usina Cauê

Parâmetro	Método Regressão não Linear	Método Tentativa e Erro
Partição de água para o O/F, c	85,94%	82,5%
α_{CE}	3,6	4,3
d_{50c}	0,099	0,102

A metodologia de estimação de parâmetros pelo método de Regressão não Linear resulta em um ajuste levemente melhor aos dados experimentais (Figura 65). No entanto, dado que a curva de partição foi obtida indiretamente a partir das informações de um gráfico e não a partir dos valores numéricos, considerou-se mais apropriado usar o conjunto de parâmetros obtidos graficamente e pelo método de Tentativa e Erro, cujos valores coincidem com os parâmetros usados para simulação no estudo de Souza (2005).

V. CURVAS $t_{10} - t_n$ PARA TAMANHOS PADRÃO DO ENSAIO DWT

Na Figura 66 são apresentadas as curvas $t_{10} - t_n$ obtidas por meio de ensaios DWT em amostras do RoM do minério em estudo.

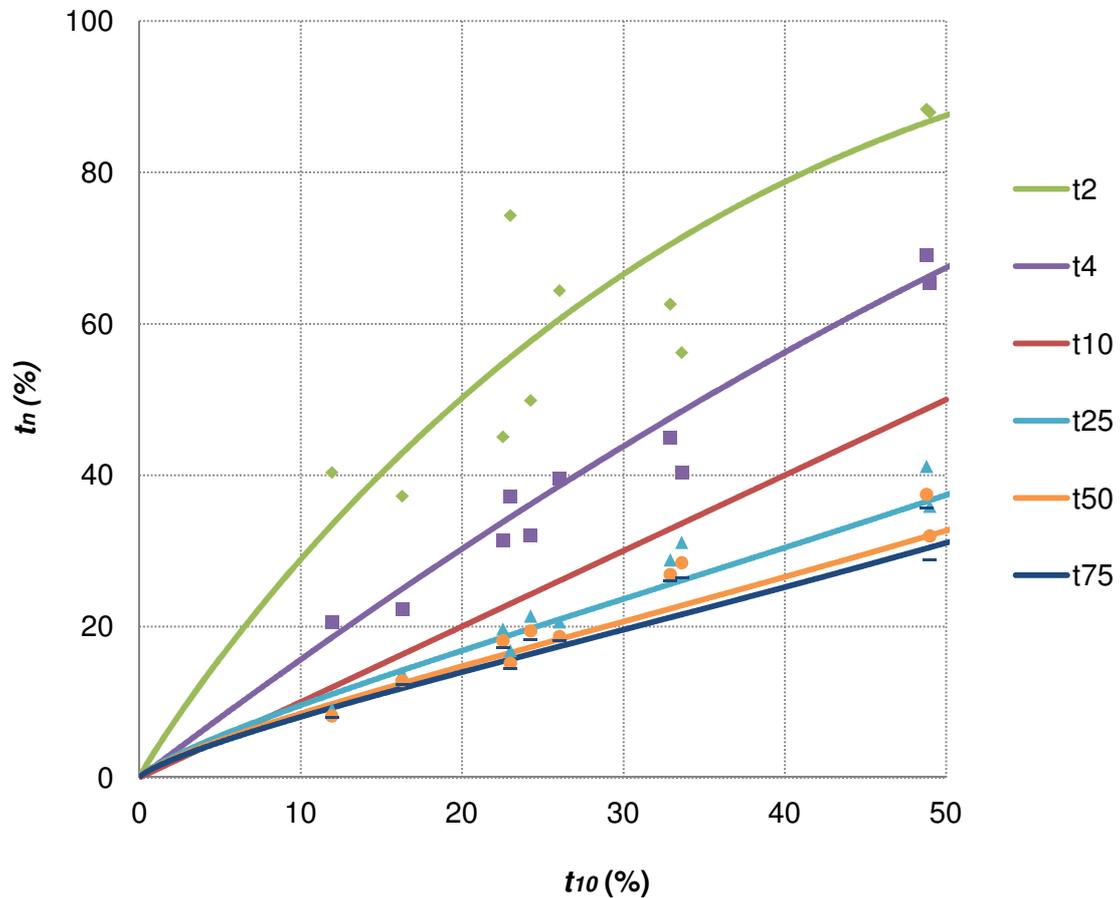


Figura 66. Curvas $t_{10} - t_n$ obtidas por meio de simulação computacional, usando uma rotina em MatLab[®] baseada na função beta incompleta (Carvalho, 2009)

VI. DIMENSIONAMENTO E SIMULAÇÃO DO MOINHO DE BOLAS PRIMÁRIO NA ALTERNATIVA I USANDO JKSIMMET®

A fim de estimar os parâmetros da função r/d_{MP}^* do Modelo de Mistura Perfeita de Whiten (1974) (Anexo II), foram empregados dados provenientes de uma amostragem realizada em um circuito de moagem em escala piloto em configuração direta para um itabirito similar (Figura 67) ao minério em estudo. Esses dados foram balanceados com a ferramenta *Mass Balance*, como apresentado na Tabela 58.

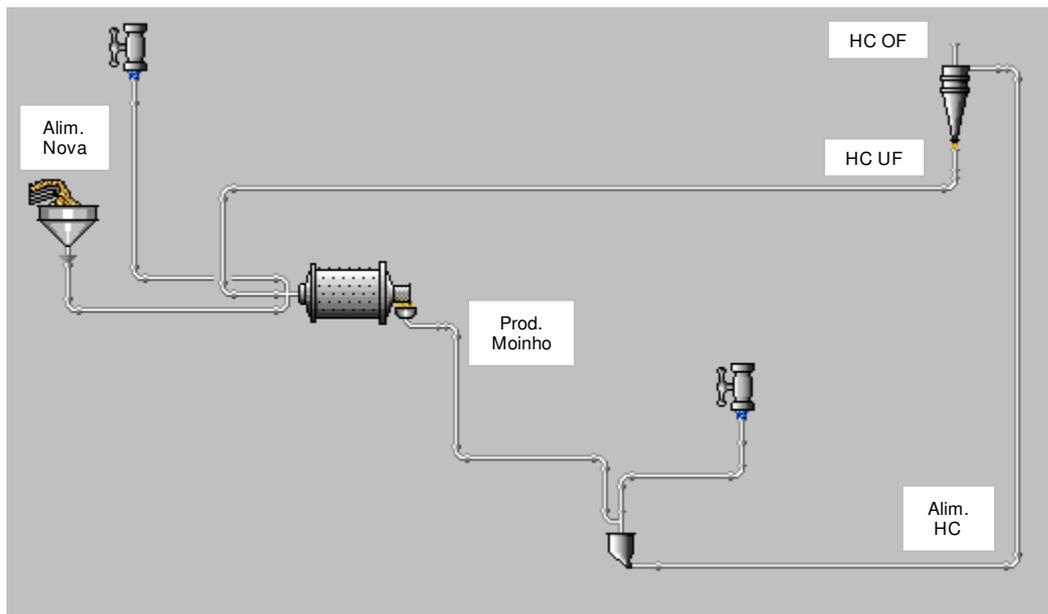


Figura 67. Circuito de moagem em escala piloto

Tabela 58. Resultados do balanço de massas do circuito de moagem piloto

Fluxo	Sólidos [t/h]			% Sólidos			P80 [mm]			% passante em 150 µm		
	Exp	Bal	Erro (%)	Exp	Bal	Erro (%)	Exp	Bal	Erro (%)	Exp	Bal	Erro (%)
Alim. Nova	5,02	5,02	0,00%	94,57	94,54	0,03%	2,30	2,30	0,00%	60,75	60,75	0,00%
Prod. Moinho	10,19	10,97	-7,66%	74,18	74,22	-0,05%	0,17	0,16	5,45%	77,03	78,64	-2,09%
Alim. HC	10,04	10,97	-9,26%	60,00	62,23	-3,72%	0,16	0,16	1,89%	78,13	78,64	-0,65%
HC U/F	5,64	5,95	-5,43%	75,95	74,78	1,54%	0,21	0,22	-4,88%	65,02	63,78	1,91%
HC O/F	4,54	5,02	-10,57%	49,84	51,91	-4,15%	0,08	0,08	-0,37%	96,58	96,25	0,34%
Alimentação de água ao moinho [t/h]				1,51								
Alimentação de água ao hidrociclone [t/h]				2,85								
SSQ estimado	Erro total											
27,39	40,94											

Posteriormente, realizou-se o ajuste de parâmetros do circuito piloto a partir dos dados experimentais, usando a ferramenta *Model Fit*. Para estimar os parâmetros do moinho é necessário conhecer a *appearance function* ou função quebra do minério, obtida a partir do ensaio padrão de queda de peso DWT. Foram analisados e comparados dados de distribuição de tamanho dos fragmentos para diferentes itabiritos da região do Quadrilátero Ferrífero (Minas Gerais); esses dados foram obtidos a partir da base de dados de ensaios de DWT realizados no LTM. Como pode ser observado na Figura 68 e na Figura 69, a função quebra ou *appearance function* para diferentes itabiritos apresenta um caráter bimodal, onde uma alta quantidade de partículas é gerada nos tamanhos finos. Essa função quebra foi comparada com uma função quebra média de um minério brasileiro de hematita de alto teor (67% de Fe), proveniente da mina de Carajás (Foggiatto, 2009); este último, cujo conteúdo de SiO₂ é baixo em relação aos itabiritos, apresenta um comportamento típico da *appearance function* (Figura 68 e Figura 69). Nesses gráficos também é observado que a função quebra padrão do *software* tende a concentrar partículas nas frações mais grossas quando comparada com as funções quebra dos minérios de ferro de alto e baixo teor. Tendo em vista isto, decidiu-se realizar o ajuste de parâmetros do circuito de moagem piloto usando diferentes funções quebra:

- Caso 1: *appearance function* padrão do JKSimMet®
- Caso 2: *appearance function* média de um minério de hematita (Carajás) para partículas entre 9,5 e 6,35 mm e energia específica de 2,14 kWh/t (Foggiatto, 2009)
- Caso 3: *appearance function* média de vários itabiritos obtida a partir de ensaios de quebra de partículas individuais (DWT) para partículas entre 22,4 e 13,2 mm e energia específica de 2,5 kWh/t
- Caso 4: *appearance function* do minério itabirítico de estudo, obtida a partir de ensaios de quebra de leitos de partículas em monocamada (Barrios *et al.*, 2011), para partículas entre 2,83 e 2,38 mm e energia específica de 2,5 kWh/t

Este último caso foi considerado de acordo com recomendações de Napier-Munn *et al.* (1996), onde é sugerido utilizar métodos alternativos para a obtenção da função quebra de partículas finas, como no caso da moagem. Assim, o impacto de uma bola em um leito de partículas que se encontra sobre uma superfície plana ou redonda, provavelmente descreve melhor os eventos de quebra em um moinho de bolas do que um impacto em uma partícula individual. O tamanho representativo das partículas empregadas no ensaio de quebra de leitos em monocamada é coerente com a

distribuição granulométrica da alimentação nova do circuito de moagem piloto, que, de acordo com a Tabela 58, apresenta um 80% do material passante em 2,3 mm.

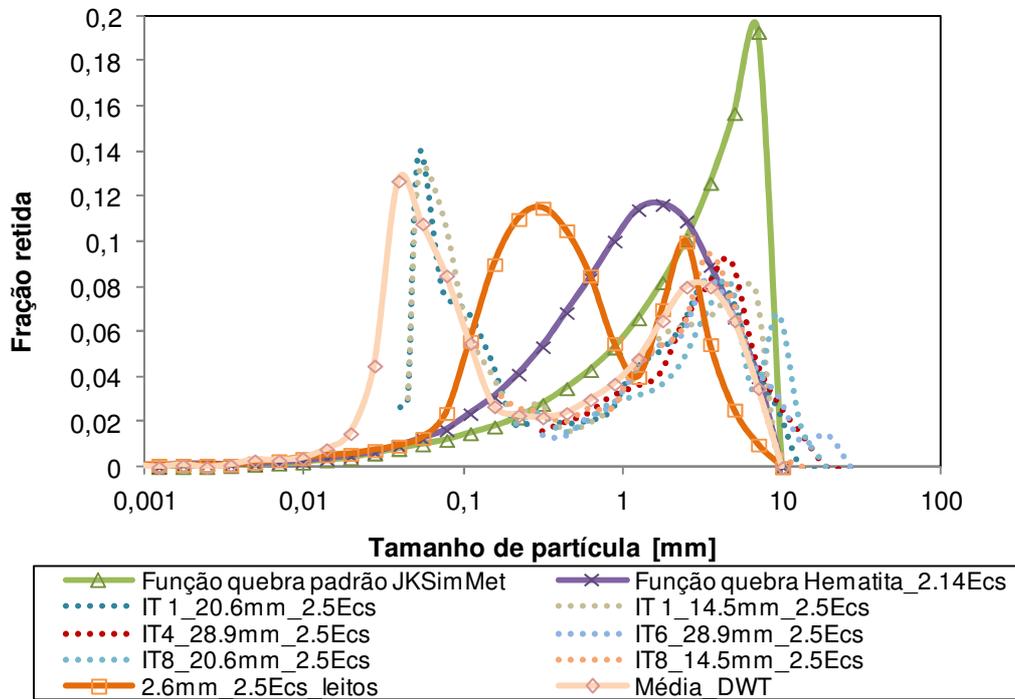


Figura 68. Comparação de *appearance function* para diferentes minérios: itabirito, hematita e função quebra padrão do JKSimMet®

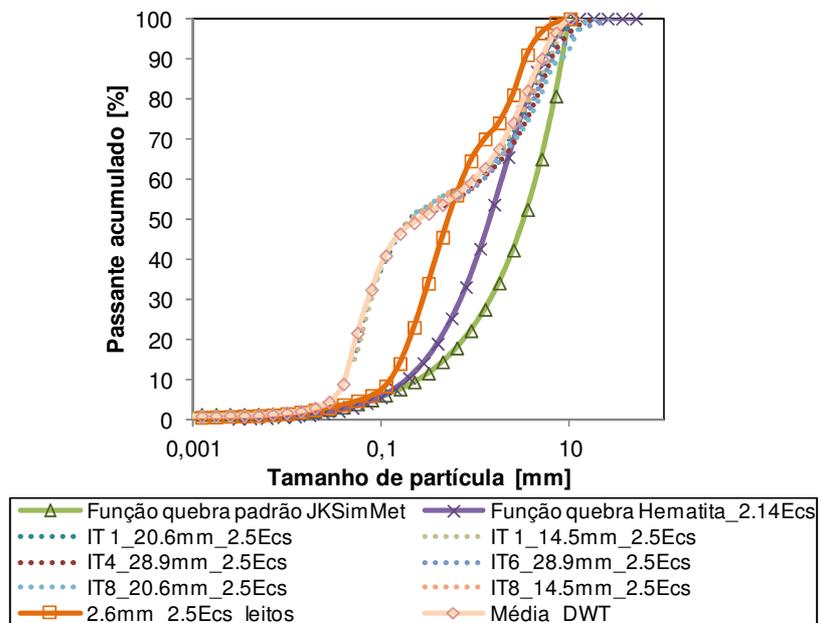


Figura 69. Distribuição de tamanho dos fragmentos para diferentes minérios: itabirito, hematita e função quebra padrão do JKSimMet®

Os resultados do ajuste de parâmetros do circuito de moagem piloto e da estimação dos parâmetros operacionais de acordo com cada um dos cenários expostos acima são apresentados na Tabela 59 e na Tabela 60. O melhor ajuste dos modelos correspondeu ao Caso 2, ou seja, utilizando a função quebra do minério hematita; o Caso 3, por sua parte, apresentou o pior ajuste, indicando que a estimação da *appearance function* usando ensaios de quebra de partículas individuais para propósitos de modelagem de moinhos de bolas por meio do Modelo de Mistura Perfeita não é o método mais adequado para minérios de ferro itabiríticos. A determinação da *appearance function* usando ensaios de quebra de leitos de partículas em monocamada permitiu obter um menor erro respeito ao Caso 3; porém, as predições obtidas com essa função quebra continuam sendo menos aproximadas aos valores experimentais respeito àquelas obtidas com a função quebra do Caso 2.

Tabela 59. Resultados da calibração dos modelos do JKSimMet® para o circuito de moagem piloto

Parâmetros de ajuste dos modelos					
Equipamento	Parâmetro	Valor ajustado			
		Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4
Moinho de bolas	ln R/D1 em 0,0150 mm	-8,930	-14,08	-22,94	-19,96
	ln R/D2 em 0,150 mm	1,206	0,735	-0,754	0,024
	ln R/D3 em 0,840 mm	3,621	3,250	2,814	2,835
	ln R/D4 em 8 mm	4,674	4,622	4,331	4,577
Hidro ciclone	K_{D0}	1,218E-04	1,246E-04	5,157E-05	9,450E-05
	K_{Q0}	442,7	433,6	437,0	441,1
	Alfa	1,460	1,459	0,243	0,918
	Partição de água para <i>overflow</i> [%]	78,27	79,27	86,87	80,04
Erro Residual		301,2	232,8	509,8	322,3
Erros SDs		1,611	1,417	2,096	1,667

Tabela 60. Comparação de alguns parâmetros operacionais experimentais e calculados, para o circuito de moagem piloto

Parâmetros operacionais						
Equipamento	Parâmetro	Exp	Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4
Moinho de bolas	Sólidos na descarga [%]	74,18 Erro (%)	78,67 -6,1%	78,75 -6,2%	83,59 -12,7%	80,36 -8,3%
	Potência total, modo <i>overflow</i> [kW]	20,22 Erro (%)	17,29 14,5%	17,29 14,5%	17,20 14,9%	17,26 14,6%
Hidro ciclone	Divisão de água para o O/F [%]	71,75 Erro (%)	78,27 -9,1%	79,27 -10,5%	86,87 -21,1%	80,04 -11,6%
	d_{50c} [mm]	0,0900 Erro (%)	0,0963 -7,0%	0,0972 -8,0%	0,0583 35,2%	0,0848 5,8%
	Pressão de operação [kPa]	49,03 Erro (%)	49,20 -0,3%	49,65 -1,3%	51,64 -5,3%	51,66 -5,4%
Razão de recirculação [%]		84,42 Erro (%)	80,03 5,2%	82,95 1,7%	65,89 21,9%	71,97 14,7%

Também foram comparados os valores da função normalizada r/d_{MP}^* para cada um dos cenários acima. Na Figura 70 observou-se que todas as curvas apresentam um comportamento crescente da taxa de quebra até um valor aproximado de 0,1 mm; para partículas maiores a esse tamanho, a taxa de quebra continua crescendo, mas, com um menor declive, sem chegar a um ponto de inflexão. A taxa de quebra foi sempre maior para o caso da *appearance function* padrão do modelo. Isto permite concluir que a *appearance function* exerce uma forte influencia na função r/d_{MP}^* e, portanto, nas predições do Modelo de Mistura Perfeita.

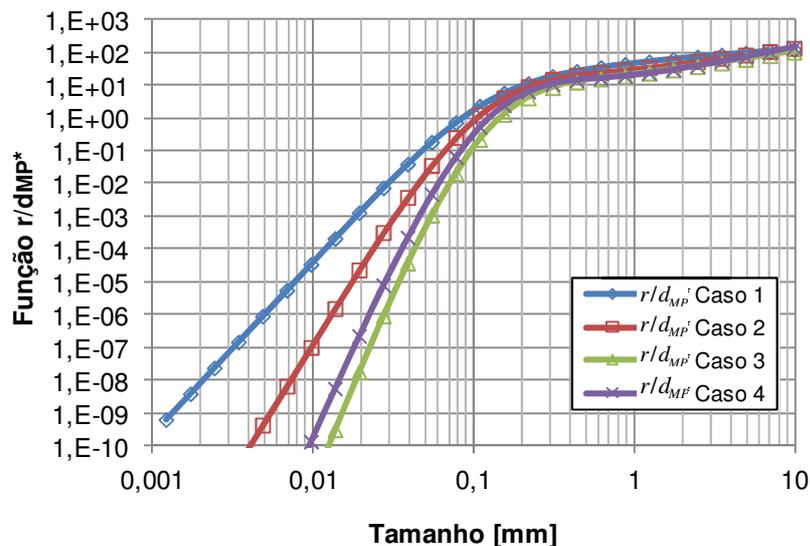


Figura 70. Comportamento da função r/d_{MP}^* para diferentes funções quebra

Tendo em vista os resultados reportados acima, decidiu-se selecionar a *appearance function* e a função r/d_{MP}^* correspondente ao minério de hematita (Caso 2) para propósitos de escalonamento e simulação do moinho de bolas primário industrial. O escalonamento do moinho é baseado na Equação 119, e se encontra acoplado ao Modelo de Mistura Perfeita do JKSimMet®. Para o escalonamento foram inseridas as dimensões do moinho industrial selecionado (Souza, 2005) na respectiva janela de dados do equipamento (seção '*Scaling*'), e foram realizadas diferentes simulações usando os parâmetros r/d_{MP}^* anteriormente estimados, ajustando as alimentações de minério e de água do circuito, bem como as características do minério, de acordo com os requerimentos em escala industrial para o minério em estudo (Tabela 17), e usando a distribuição granulométrica simulada do *undersize* da peneira quaternária como alimentação ao moinho industrial (Figura 32). Foram avaliados dois tamanhos máximos de bola: 63,5 mm e 38 mm. Na Tabela 61 são resumidas as características

do moinho de bolas primário industrial simulado. Na Figura 71 são apresentadas as distribuições granulométricas da alimentação e do produto do moinho de bolas primário para cada tamanho de bola considerado, e na Figura 72 são reportadas as funções r/d_{MP}^* para cada tamanho de bola. Na Figura 72 é observado que a função r/d_{MP}^* foi levemente maior para partículas de até 1 mm quando foram usadas bolas de 38 mm; para partículas maiores que esse tamanho, a taxa de quebra aumentou consideravelmente quando foram usadas bolas de 63,5 mm. Na Figura 71 pode ser observado o efeito da função r/d_{MP}^* sobre a distribuição granulométrica do produto, onde o tamanho de bola de 38 mm produz uma quantidade de ultrafinos levemente maior. No entanto, nos tamanhos de partícula maiores, a quebra é favorecida quando são usadas bolas de 63,5 mm. Em qualquer caso, a geração de partículas ultrafinas no moinho, independentemente do tamanho de bola usado, foi bastante alta, com valores iguais ou maiores a 18% passante em 10 μm . Portanto, pode-se dizer que a *appearance function* exerce também uma forte influência na granulometria do produto. Por esse motivo, concluiu-se que esta metodologia de dimensionamento do moinho de bolas não é a mais apropriada para descrever a cominuição de itabiritos.

Tabela 61. Dimensionamento do moinho de bolas primário usando JKSimMet® Versão 5.2

Item	Diâmetro de bola <i>Top Size</i>	
	38 mm	63,5 mm
Quantidade de equipamentos	1	1
Potência sem carga estimada [kW]	178,2	178,2
Potência total simulada - Morrell [kW]	2.614	2.614
Potência máxima recomendada [kW]	2.800	2.800
Diâmetro interno [m]	4,85	4,85
Comprimento interno [m]	7,6	7,6
Fração de velocidade crítica	0,75	0,75
Fração de enchimento da carga	0,28	0,28
Fração de enchimento de bolas	0,28	0,28
Índice de trabalho do minério [kWh/t]	7,95	7,95
Energia específica [kWh/t]	0,81	0,81
Tamanho de bola superior simulado [mm]	38	63,5
Densidade de bolas [t/m^3]	7,8	7,8
Taxa de alimentação de sólidos [t/h]	3.235	3.235
Alimentação de água ao moinho [t/h]	810	810
Sólidos na descarga [%]	79,98	79,98
Densidade da polpa no moinho [t/m^3]	2,438	2,438
Vazão volumétrica da polpa no moinho [m^3/h]	1.659	1.659
F80 [mm]	5,462	5,462
P80 [mm]	0,160	0,158
P95 [mm]	3,137	0,698
% passante em 150 μm no produto	78,89	79,06
% passante em 10 μm no produto	19,67	18,22

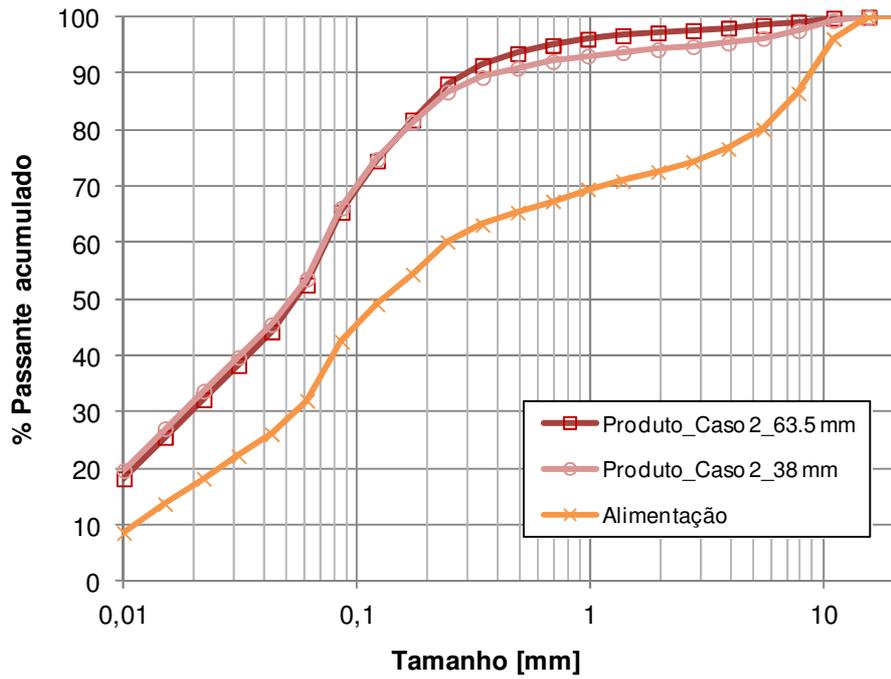


Figura 71. Distribuições granulométricas da alimentação e do produto simuladas para o moinho de bolas primário, usando JKSimMet® Versão 5.2

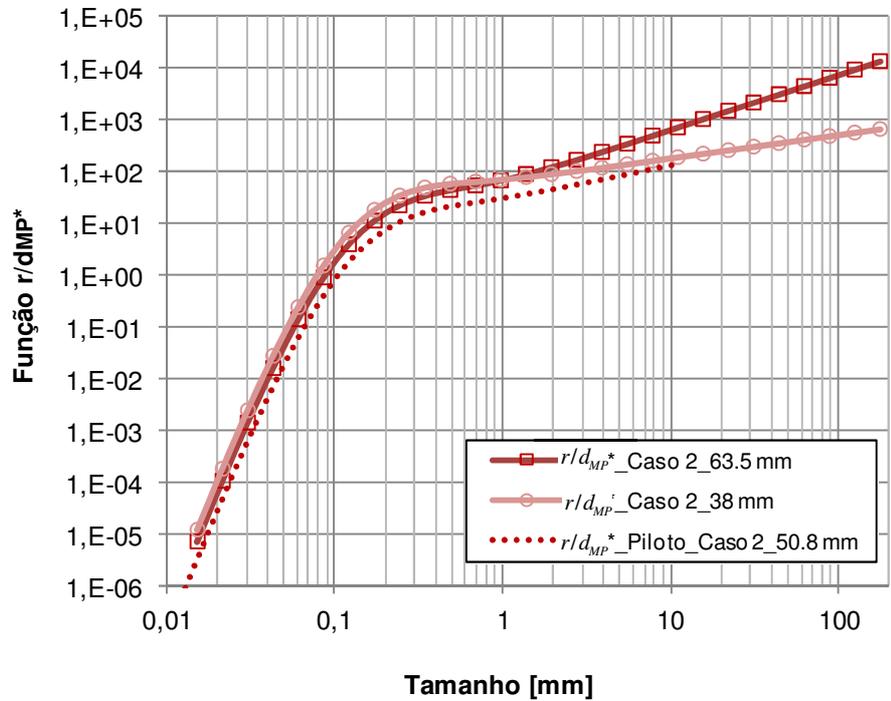


Figura 72. Funções r/d_{MP}^* para o moinho de bolas primário escalonado, usando JKSimMet® Versão 5.2

VII. CALIBRAÇÃO DE PARÂMETROS DO MODELO DE HPGR EM JKSIMMET®

Tabela 62. Variáveis de entrada/saída e parâmetros calibrados do HPGR piloto com amostras de minério sem escalpar e escalpada

	Tipo de alimentação	Natural (sem escalpar)	Escalpada
	Variáveis de entrada	Granulometria alimentação	< 31,8 mm
Fornecedor HPGR		KHD	
Superfície de rolos		com pinos (<i>studded</i>)	
Configuração circuito		Aberto	Aberto
$F80$ [mm]		9,4	21,0
$P80$ [mm]		0,65	7,05
Umidade da alimentação [%]		0	
Massa específica do minério [t/m^3]		3,74	4,10
Densidade aparente, ρ_c [t/m^3]		2,24	2,46
Densidade dos flocos, ρ_g [t/m^3]		3,05*	3,05*
Capacidade medida, Q_m [t/h]		68,1	96,0
Gap operacional, x_g [mm]		11,17	26,80
Potência líquida [kW]		95,30	84,46
Diâmetro do rolo, D_R [m]		1	
Comprimento do rolo, L_R [m]		0,320	
L_R/D_R		0,32	
Velocidade dos rolos, U [m/s]		0,88	
Capacidade específica \dot{m} [ts/hm^3]		241,8	340,9
Pressão de moagem [MPa]		6,0	6,3
Energia específica [kWh/t]		1,40	0,88
Variáveis de saída	Gap crítico, x_c [mm]	15,25	33,43
	Capacidade calculada [t/h], Q_c	41,82	85,76
	Potência Calculada [kW]	95,77	84,96
	Fração mássica de material nas bordas, f_{HPGR}	0,459	0,302
Parâmetros calibrados	Fator de divisão, Γ	13,14	3,60
	Parâmetro da função quebra na zona de compressão, $t_{10h,HPGR}$	63,23	70,65
	Coeficiente de potência na zona de compressão, $K_{p(\text{compressão})}$	1,546	0,428
Erros SDs		2,677	5,268

* Valor assumido (80% da densidade do minério de estudo)

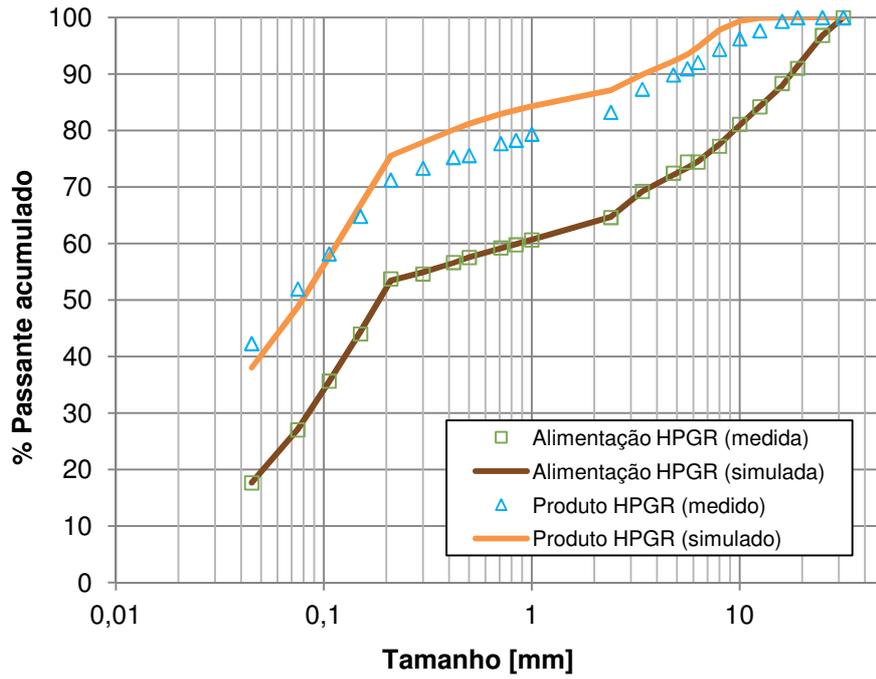


Figura 73. Distribuições granulométricas medidas e simuladas do HPGR piloto usando os parâmetros calibrados, para o caso da amostra de minério sem escalpar

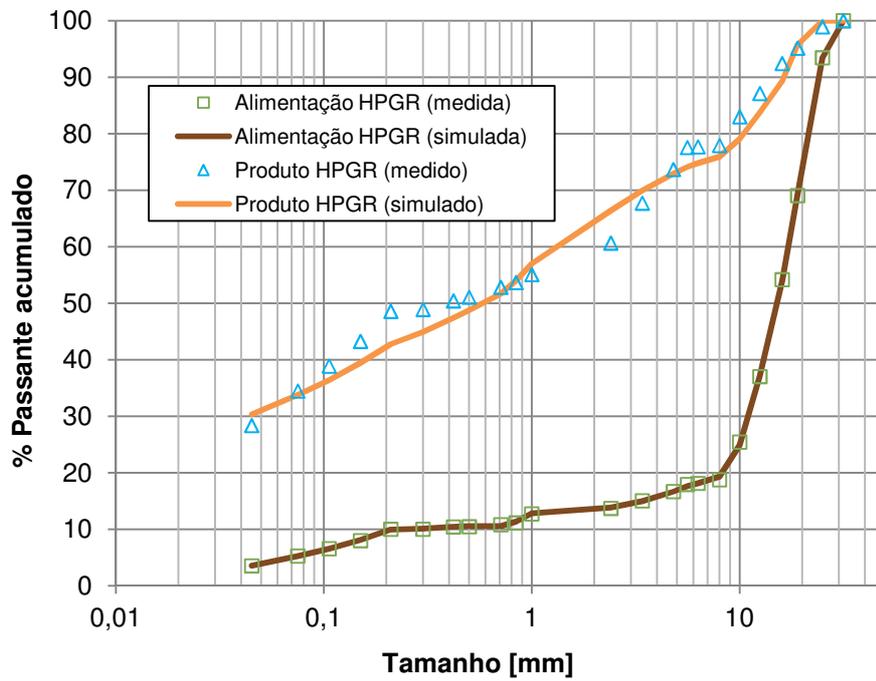


Figura 74. Distribuições granulométricas medidas e simuladas do HPGR piloto usando os parâmetros calibrados, para o caso da amostra de minério escalpada

VIII. BALANÇO DE MASSAS E CALIBRAÇÃO DE PARÂMETROS DO MODELO DO MOINHO SAG EM JKSIMMET®

Tabela 63. Parâmetros do minério de ferro itabirítico testado no ensaio de moagem em SAG piloto

Parâmetro do minério	Valor
Vazão mássica de sólidos de alimentação [t/h]	11,873
Massa específica do minério [kg/m ³]	3,93
Massa específica aparente do minério [kg/m ³]	2,87
Umidade do minério [%]	5,9
F80 [mm]	20,7
Índice de Abrasividade de Bond, A_i [g]	0,074
Índice de Trabalho de Bond [kWh/t]	6,2
Parâmetro de ensaio DWT, $A^* \times b^*$	58,83 x 4,51 = 265,1
Parâmetro de ensaio de abrasão, t_a	3,42

Tabela 64. Resultados do balanço de massas do circuito SAG piloto

Fluxo	Sólidos [t/h]			% Sólidos			P80 [mm]			% passante em 150 μ m		
	Exp	Bal	Erro (%)	Exp	Bal	Erro (%)	Exp	Bal	Erro (%)	Exp	Bal	Erro (%)
Alim. Nova	11,87	11,87	0,00%	94,10	94,05	0,05%	20,64	20,64	0,00%	40,10	40,10	0,00%
Descarga Moinho	10,31	11,87	-15,13%	67,50	73,48	-8,86%	1,18	1,18	0,00%	64,60	64,60	0,00%
Alimentação de Água ao Moinho [t/h]				3,534								
SSQ estimado	Erro total											
2,980	2,980											

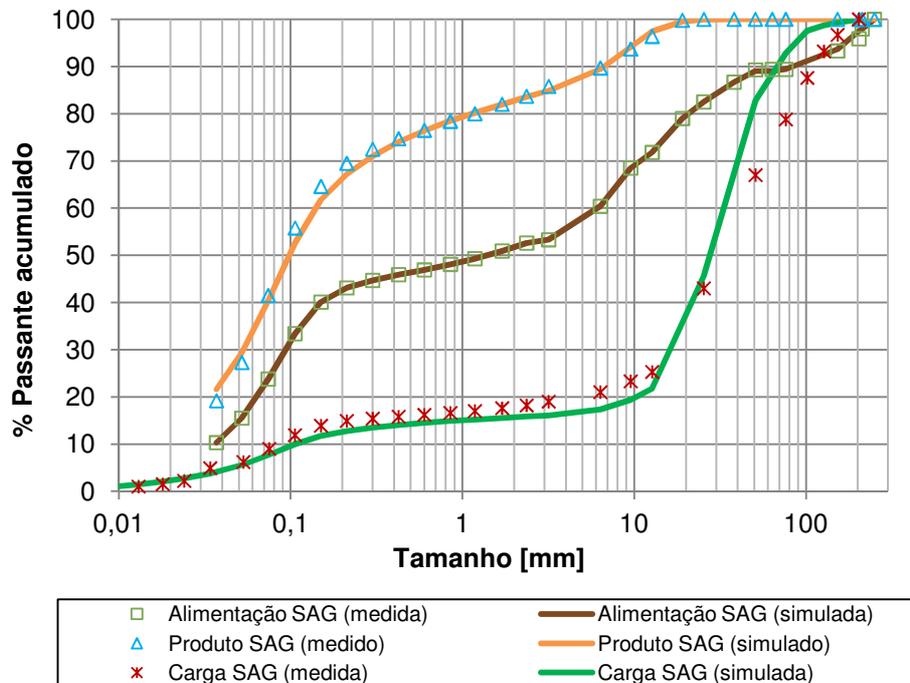


Figura 75. Distribuições granulométricas experimentais e simuladas do SAG piloto

Tabela 65. Variáveis de entrada/saída e parâmetros calibrados do SAG piloto com base em informações de um ensaio piloto em uma amostra de minério de ferro itabirítico

Variáveis de entrada	Diâmetro do moinho [m]	1,829
	Comprimento do moinho [m]	0,610
	Fração de velocidade crítica	0,75
	Abertura da grelha [mm]	12,7
	Número de <i>pebble ports</i> abertos	0
	Tamanho de transferência [mm]	0,714
	Enchimento de bolas [%]	4
	Diâmetro de bola <i>Top Size</i> [mm]	101,6
	Echimento da carga [%]	22,20
	Potência líquida medida [kW]	13,8
	Potência total medida [kW]	16,3
	Energia específica líquida [kWh/t]	1,16
	Energia específica total [kWh/t]	1,37
	Coeficiente de descarga	5.700
	Variáveis de saída	Densidade da carga [t/m^3]
Potência sem carga calculada [kW]		3,050
Potência total calculada [kW]		14,75
Enchimento da carga calculado [%]		22,22
Parâmetros calibrados	Constante de taxa de quebra 1 @ 0,25 mm	0,387
	Constante de taxa de quebra 2 @ 4,00 mm	0,306
	Constante de taxa de quebra 3 @ 16,0 mm	-0,977
	Constante de taxa de quebra 4 @ 44,8 mm	0,0528
	Constante de taxa de quebra 5 @ 128 mm	2,304
	X_g [mm]	17,11
	X_m [mm]	2,781
Erros SDs		1,497

IX. DISTRIBUIÇÕES DE TAMANHO DOS FRAGMENTOS EM DIFERENTES NÍVEIS DE ENERGIA ESPECÍFICA DE IMPACTO E TAMANHOS DE PARTÍCULA INICIAL, PARA O MINÉRIO EM ESTUDO

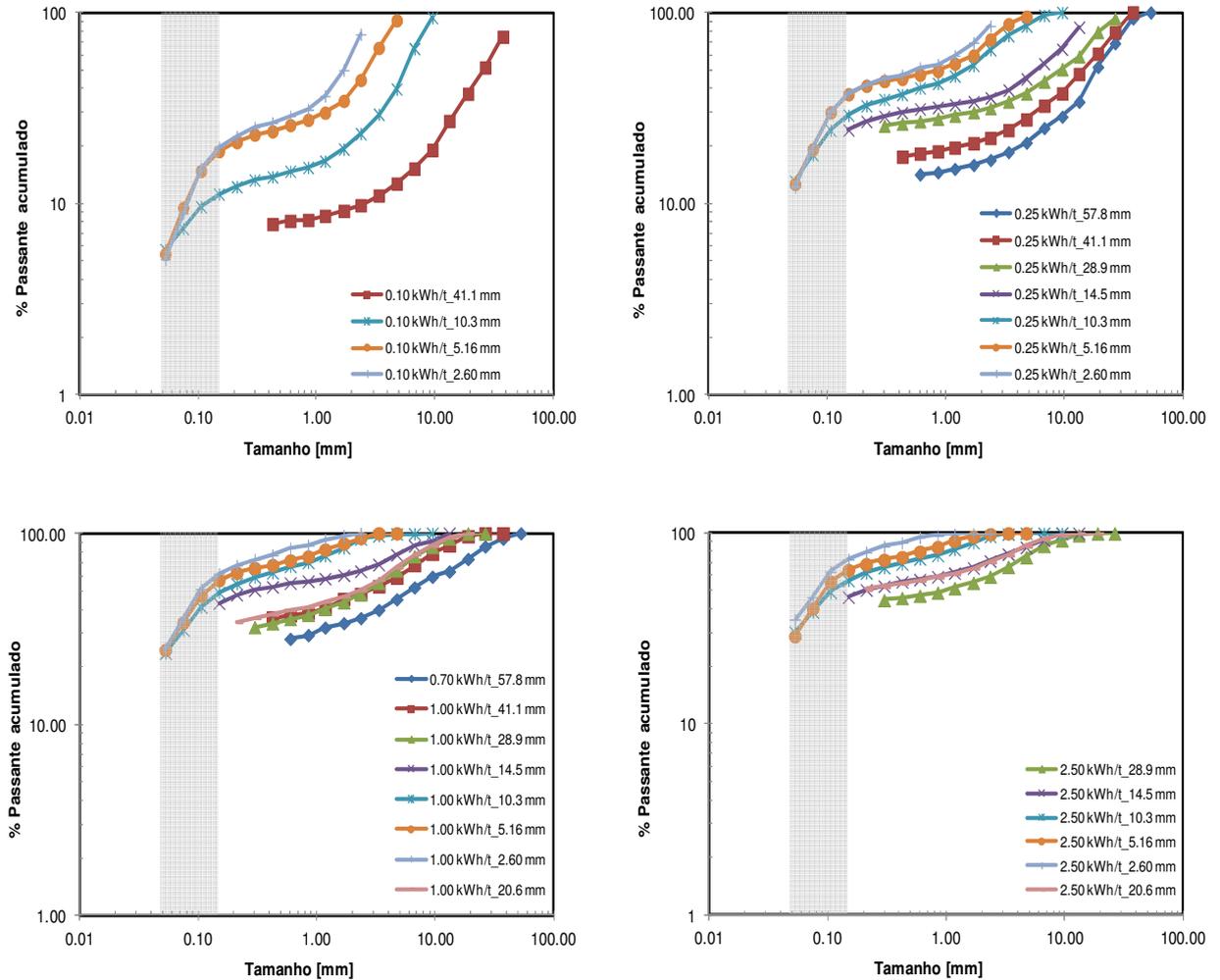


Figura 76. Distribuições de tamanho dos fragmentos para o minério em estudo, obtidas a partir de ensaios DWT

X. RESULTADOS DETALHADOS DO INVENTÁRIO DE CICLO DE VIDA NAS ROTAS DE COMINUIÇÃO SELECIONADAS

Tabela 66. ICV – Alternativa I

ICV - ALTERNATIVA I. BRITAGEM CONVENCIONAL EM 4 ESTÁGIOS E MOAGEM EM DUPLO ESTÁGIO								
CONSUMO DE ENERGIA [kW h/t minério]								
Energia Direta								
Equipamento de cominuição	Quantidade	Potência individual [kW]		Potência total simulada [kW]	Produto entre 150 e 10 µm (O/F ciclones) [t/h]	Energia específica [kW h/t]		
		máxima	simulada			Com base no minério processado	Com base no produto gerado	
Britador 2º	1	315	147	147	2571,88	3,73	4,69	
Britador 3º	2	315	185,9	371,8				
Britador 4º	3	600	198,2	594,6				
Moinho Bolas 1º	1	2800	2614	2614				
Moinho Bolas 2º	2	2800	2624	5248				
ED equipamentos acessórios [kW]				3079				
TOTAL:				12054,4				
Energia Indireta								
Equipamento de cominuição	ΩE [g aço/kW h]		Ωt [kg aço/h]		Potência assoc. à energia embutida [kW]*		Energia específica [kW h/t]	
	bolas	revest.	bolas	revest.	bolas	revest.	Com base no minério processado	Com base no produto gerado
Britador 2º	-	1,36	-	0,200	-	1,32	0,99	1,25
Britador 3º	-	1,36	-	0,506	-	3,34		
Britador 4º	-	1,36	-	0,809	-	5,34		
Moinho Bolas 1º	57,4	5,22	149,9	13,6	989,5	90,1		
Moinho Bolas 2º	55,8	5,22	292,7	27,4	1932,0	180,8		
TOTAL:		485,2		3202,4				

*Usando um fator de 6.6 kW h/kg aço

CONSUMO DE AÇO [kg aço/t minério]	
Com base no minério processado	Com base no produto gerado
0,15	0,19

CONSUMO DE ÁGUA [t água/t minério]		
Adição de água [t/h]	Com base no minério processado	Com base no produto gerado
Moinho bolas 1º	808,8	2,20
Hidrociclone 1º	2983	
Moinho bolas 2º	0	
Hidrociclone 2º	3323,4	
TOTAL:	7115,2	2,77

EMISSÕES DE GASES DE EFEITO ESTUFA [kg CO2/t minério]					
Potência total equipamentos cominuição [MW]	12,0544	Assoc. à Energia Direta		Assoc. à Energia Indireta	
		Emissões CO2 [kg CO2/t]	Emissões CO2 [kg CO2/t]	Emissões CO2 [kg CO2/t]	Emissões CO2 [kg CO2/t]
Fator de emissão de CO2 (E. Direta) [t CO2/MW h]	0,0653	Com base no minério processado	Com base no produto gerado	Com base no minério processado	Com base no produto gerado
Fator de emissão de CO2 (E. Indireta) [t CO2/t aço]	1,54	0,24	0,31	0,23	0,29

DESCARGA DE MATERIAL ULTRAFINO (MENOR A 10 µm)						
Ultrafinos no O/F da classificação 1ª		Ultrafinos no O/F da classificação 2ª		Lamas no produto final [%]	Descarga lamas [t material < 10 µm/t]	
%	t/h	%	t/h		Com base no minério processado	Com base no produto gerado
21,3	326,2	14,4	245,2	17,7	0,18	0,22

Tabela 67. ICV – Alternativa III

ICV - ALTERNATIVA III. BRITAGEM SECUNDÁRIA + HPGR (ALIM. NATURAL) + MOINHO DE BOLAS								
CONSUMO DE ENERGIA [kW h/t minério]								
Energia Direta								
Equipamento de cominuição	Quantidade	Potência individual [kW]		Potência total simulada [kW]	Produto entre 150 e 10 µm (O/F ciclones) [t/h]	Energia específica [kW h/t]		
		máxima	simulada			Com base no minério processado	Com base no produto gerado	
Britador 2º	2	600	123,8	247,6	2394,09	4,18	5,65	
HPGR	2	4800	2568	5136				
Moinho de bolas	2	2800	2624	5248				
ED equipamentos acessórios [kW]				2901				
TOTAL:				13532,6				
Energia Indireta								
Equipamento de cominuição	ΩE [g mat. desgaste/ kW h]		Ωt [kg mat. desgaste/h]		Potência assoc. à energia embutida [kW]*		Energia específica [kW h/t]	
	bolas	revest.	bolas	revest.	bolas	revest.	Com base no minério processado	Com base no produto gerado
Britador 2º	-	1,36	-	0,337	-	2,22	0,69	0,94
HPGR	-	0,15	-	0,762	-	84,70		
Moinho de bolas	56,96	5,22	298,926	27,395	1972,91	180,80		
TOTAL AÇO:			326,7		2240,6			
TOTAL CARBETO TUNGSTÊNIO:			0,762					
*Usando fatores de 6.6 kW h/kg aço e 111.11 kW h/kg carbeto de tungstênio								
CONSUMO DE MATERIAL DE DESGASTE [kg mat. desgaste/t minério]				CONSUMO DE ÁGUA [t água/t minério]				
TIPO DE MATERIAL	Com base no minério processado	Com base no produto gerado		Adição de água [t/h]		Com base no minério processado	Com base no produto gerado	
Aço	0,10	0,14		Hidrociclone 1º	4024	2,34	3,16	
Carbeto de Tungstênio	0,00024	0,00032		Moinho bolas 2º	0			
				Hidrociclone 2º	3530			
				TOTAL:	7554			
EMISSÕES DE GASES DE EFEITO ESTUFA [kg CO2/t minério]								
				<i>Assoc. à Energia Direta</i>		<i>Assoc. à Energia Indireta</i>		
Potência total equipamentos cominuição [MW]	13,5326	Emissões CO2 [kg CO2/t]		Emissões CO2 [kg CO2/t]				
Fator de emissão de CO2 (E. Direta) [t CO2/MW h]	0,0653	Com base no minério processado	Com base no produto gerado	Com base no minério processado	Com base no produto gerado			
Fator de emissão de CO2 (E. Indireta) [t CO2/t aço]	1,54	0,27	0,37	0,156	0,210			
Fator de emissão de CO2 (E. Indireta) [t CO2/t WC]	9			0,002	0,003			
TOTAL:				0,16	0,21			
DESCARGA DE MATERIAL ULTRAFINO (MENOR A 10 µm)								
Ultrafinos no O/F da classificação 1ª		Ultrafinos no O/F da classificação 2ª		Lamas no produto final [%]	Descarga lamas [t material < 10 µm/t]			
%	t/h	%	t/h		Com base no minério processado	Com base no produto gerado		
30,95	440,7	16,83	304,8	23,0	0,23	0,31		

Tabela 68. ICV – Alternativa IV

ICV - ALTERNATIVA IV. BRITAGEM SECUNDÁRIA + HPGR (ALIM. ESCALPADA) + MOINHO DE BOLAS								
CONSUMO DE ENERGIA [kW h/t minério]								
Energia Direta								
Equipamento de cominuição	Quantidade	Potência individual [kW]		Potência total simulada [kW]	Produto entre 150 e 10 µm (O/F ciclones) [t/h]	Energia específica [kW h/t]		
		máxima	simulada			Com base no minério processado	Com base no produto gerado	
Britador 2º	2	600	123,8	247,6	2480,21	3,04	3,97	
HPGR	1	4800	1560	1560				
Moinho de bolas	2	2800	2624	5248				
ED equipamentos acessórios [kW]				2784				
TOTAL:				9839,6				
Energia Indireta								
Equipamento de cominuição	ΩE [g mat. desgaste/ kW h]		Ωt [kg mat. desgaste/h]		Potência assoc. à energia embutida [kW]*		Energia específica [kW h/t]	
	bolas	revest.	bolas	revest.	bolas	revest.	Com base no minério processado	Com base no produto gerado
Britador 2º	-	1,36	-	0,337	-	2,22	0,69	0,90
HPGR	-	0,24	-	0,381	-	42,31		
Moinho de bolas	57,73	5,22	302,941	27,395	1999,41	180,80		
TOTAL AÇO:			330,7		2224,7			
TOTAL CARBETO TUNGSTÊNIO:			0,381					
*Usando fatores de 6.6 kW h/kg aço e 111.11 kW h/kg carbetto de tungstênio								
CONSUMO DE MATERIAL DE DESGASTE [kg mat. desgaste/t minério]				CONSUMO DE ÁGUA [t água/t minério]				
TIPO DE MATERIAL	Com base no minério processado	Com base no produto gerado		Adição de água [t/h]	Com base no minério processado	Com base no produto gerado		
Aço	0,10	0,13		Hidrociclone 1º	3617	2,32	3,03	
Carbeto de Tungstênio	0,00012	0,00015		Moinho bolas	15,2			
				Hidrociclone 2º	3884			
				TOTAL:	7516,2			
EMISSÕES DE GASES DE EFEITO ESTUFA [kg CO2/t minério]								
				<i>Assoc. à Energia Direta</i>		<i>Assoc. à Energia Indireta</i>		
Potência total equipamentos cominuição [MW]	9,8396	Emissões CO2 [kg CO2/t]		Emissões CO2 [kg CO2/t]				
Fator de emissão de CO2 (E. Direta) [t CO2/MW h]	0,0653	Com base no minério processado	Com base no produto gerado	Com base no minério processado	Com base no produto gerado			
Fator de emissão de CO2 (E. Indireta) [t CO2/t aço]	1,54	0,20	0,26	0,157	0,205			
Fator de emissão de CO2 (E. Indireta) [t CO2/t WC]	9			0,001	0,001			
TOTAL:				0,16	0,21			
DESCARGA DE MATERIAL ULTRAFINO (MENOR A 10 µm)								
Ultrafinos no O/F da classificação 1ª		Ultrafinos no O/F da classificação 2ª		Lamas no produto final [%]	Descarga lamas [t material < 10 µm/t]			
%	t/h	%	t/h		Com base no minério processado	Com base no produto gerado		
26,99	349,0	15,66	304,1	20,2	0,20	0,26		

Tabela 69. ICV – Alternativa V

ICV - ALTERNATIVA V. SAG + MOINHO DE BOLAS								
CONSUMO DE ENERGIA [kW h/t minério]								
Energia Direta								
Equipamento de cominuição	Quantidade	Potência individual [kW]		Potência total simulada [kW]	Produto entre 150 e 10 µm (O/F ciclones) [t/h]	Energia específica [kW h/t]		
		máxima	simulada			Com base no minério processado	Com base no produto gerado	
SAG	1	8200	6961	6961	2585,17	3,65	4,57	
Moinho de bolas	2	2800	1908	3816				
ED equipamentos acessórios [kW]				1046				
TOTAL:				11823				
Energia Indireta								
Equipamento de cominuição	ΩE [g mat. desgaste/ kW h]		Ωt [kg mat. desgaste/h]		Potência assoc. à energia embutida [kW]*		Energia específica [kW h/t]	
	bolas	revest.	bolas	revest.	bolas	revest.	Com base no minério processado	Com base no produto gerado
SAG	46,53	5,22	323,895	36,336	2137,71	239,82	1,22	1,53
Moinho de bolas	57,00	5,22	217,493	19,920	1435,45	131,47		
TOTAL:			597,6		3944,5			
*Usando um fator de 6.6 kW h/kg aço								
CONSUMO DE MATERIAL DE DESGASTE [kg mat. desgaste/t minério]				CONSUMO DE ÁGUA [t água/t minério]				
TIPO DE MATERIAL	Com base no minério processado	Com base no produto gerado		Adição de água [t/h]		Com base no minério processado	Com base no produto gerado	
Aço	0,18	0,23		SAG	1079	1,94	2,43	
				Hidrociclone 1º	1843			
				Moinho bolas	39,4			
				Hidrociclone 2º	3312			
TOTAL:				6273,4				
EMISSÕES DE GASES DE EFEITO ESTUFA [kg CO2/t minério]								
				<i>Assoc. à Energia Direta</i>		<i>Assoc. à Energia Indireta</i>		
Potência total equipamentos cominuição [MW]	11,823			Emissões CO2 [kg CO2/t]		Emissões CO2 [kg CO2/t]		
Fator de emissão de CO2 (E. Direta) [t CO2/MW h]	0,0653			Com base no minério processado	Com base no produto gerado	Com base no minério processado	Com base no produto gerado	
Fator de emissão de CO2 (E. Indireta) [t CO2/t aço]	1,54			0,24	0,30	0,28	0,36	
DESCARGA DE MATERIAL ULTRAFINO (MENOR A 10 µm)								
Ultrafinos no O/F da classificação 1ª		Ultrafinos no O/F da classificação 2ª		Lamas no produto final [%]	Descarga lamas [t material < 10 µm/t]			
%	t/h	%	t/h		Com base no minério processado	Com base no produto gerado		
20,35	321,3	14,56	241,1	17,4	0,17	0,22		