

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Tese de Doutorado

Metodologia para Simulação e Escalonamento
de Prensas de Rolos

Autor: Vladimir Kronemberger Alves
Orientador: Prof. Antônio Eduardo Clark Peres
Coorientador: Dr. Claudio Luiz Schneider

Maio/2012

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Vladmir Kronemberger Alves

Metodologia para Simulação e Escalonamento de Prensas de Rolos

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Metalúrgica e de Minas.

Área de Concentração: Tecnologia Mineral.

Orientador: Prof. Antônio Eduardo Clark Peres.

Coorientador: Dr. Claudio Luiz Schneider.

Belo Horizonte
Universidade Federal de Minas Gerais
Escola de Engenharia

2012

Alves, Vladimir Kronemberger.

A472m Metodologia para simulação e escalonamento de prensas de rolos
[manuscrito] / Vladimir Kronemberger Alves. – 2012.
140 f., enc. : il.

Orientador: Antônio Eduardo Clark Peres.
Coorientador: Claudio Luiz Schneider.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais,
Escola de Engenharia.

Anexos: f. 114-140.
Bibliografia: f. 107-113.

1. Engenharia metalúrgica – Teses. 2. Tecnologia mineral –
Teses. I. Peres, Antônio Eduardo Clark. II. Schneider, Cláudio Luiz. III.
Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 669(043)

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus e a todos que colaboraram na execução deste trabalho, em especial:

Aos meus pais, Dauro Alves e Nadir Thereza Kronemberger Alves, pela formação, pelo apoio e pelo incentivo que sempre me deram.

Ao meu filhote, Caio Dalmolin Alves, pelos momentos felizes que passamos juntos.

À minha noiva Sandra Maria Silva Maia, pelo apoio e companhia.

Ao meu irmão, Alex Kronemberger Alves, meu grande amigo nas horas mais difíceis.

Ao meu sobrinho, Alex Kronemberger Alves Júnior, por estudar e tirar notas boas no colégio.

À VALE S.A. pela oportunidade de realizar este trabalho, em especial a Maria Cristina Valadares, Luíz Otávio, Lucas Reis, Solange Barbosa, Everton Liberato, Leonardo Procópio, Mario Modesto, Rodrigo Araújo, Márcio Abbade, Wesley Silva, Tatiane Alvarenga, Tâmara Ribeiro, Aline Cristina Tavares, Douglas Mazzinghy, Neymayer Lima e Raul Avila.

À SERGEO em especial ao técnico Airton Fonseca.

Ao meu Orientador Antônio Eduardo Clark Peres pelo apoio, direcionamento, ensinamentos, incentivo, revisão do trabalho e pela grande amizade.

Ao Doutor Claudio Schneider pela coorientação do trabalho, pela constante atenção e pelos ensinamentos sobre modelagem matemática e simulação de processos.

Ao Doutor Leonard G. Austin pelos ensinamentos e trabalhos desenvolvidos em conjunto.

Aos professores Homero Delboni e Ana C. Chierigati e à engenheira Bianca Foggiatto da USP.

Ao engenheiro Ricardo Vinícius pela ajuda e pelo suporte nos ensaios da prensa de rolos de laboratório da Samarco.

Às engenheiras Nilce Alves e Eneida Berbare.

Aos professores Roberto Galery, Luiz Claudio Monteiro Montenegro e Maurício Bergerman.

À universitária Nicole Brandhuber Heck

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
2	OBJETIVOS.....	2
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
3.1	PRINCÍPIOS BÁSICOS DA PRENSA DE ROLOS DE ALTA PRESSÃO	3
3.1.1	<i>A origem da prensa de rolos - schönert (patente).....</i>	6
3.1.2	<i>Diferenças entre o britador de rolos Convencional e as prensas de rolos.....</i>	9
3.1.3	<i>O sistema hidráulico de pressão.....</i>	11
3.1.4	<i>Projeto dos rolos e características do revestimento.....</i>	13
3.2	CONTRIBUIÇÕES DOS FABRICANTES E TERMINOLOGIA	15
3.2.1	<i>restrições de Distribuição granulométrica na alimentação de prensa de rolos</i>	18
3.2.2	<i>Consumo específico de energia.....</i>	19
3.2.3	<i>Velocidade periférica dos rolos (Krupp Polysius & KHD).....</i>	20
3.2.4	<i>Características da superfície dos rolos e o problema de desgaste.....</i>	22
3.3	ESTÍMULOS PARA O DESENVOLVIMENTO DE TECNOLOGIA PARA PRENSAS DE ROLOS.....	24
3.4	MODELOS DE PRENSAS DE ROLOS.....	29
3.5	ESTRUTURA DOS MODELOS E TEORIA	32
3.6	MODELAGEM DA DISTRIBUIÇÃO DE TAMANHOS NO PRODUTO.....	34
3.6.1	<i>A britagem inicial</i>	35
3.6.2	<i>O efeito de bordas.....</i>	37
3.6.3	<i>A zona de compressão.....</i>	39
3.6.4	<i>Teste de compressão lenta.....</i>	41
3.7	MODELOS PARA PREVISÃO DA CAPACIDADE E POTÊNCIA.....	43
3.7.1	<i>Cálculo da capacidade.....</i>	48
3.7.2	<i>Deslizamento do material e capacidade.....</i>	48
3.7.3	<i>Potência.....</i>	50
3.8	ASPECTOS GEOMÉTRICOS DE ESCALONAMENTO.....	51
3.9	PARÂMETROS CHAVE PARA ESTUDO DE VARIABILIDADE E ESCALONAMENTO	54
3.9.1	<i>Cálculo da capacidade de prensas de rolos</i>	54
3.9.2	<i>Cálculo da pressão de moagem em prensas de rolos para estudos de variabilidade.....</i>	55
4	DESCRIÇÃO DO MODELO PROPOSTO	57
4.1	MODELO BALANÇO POPULACIONAL	57
4.1.1	<i>Região de quebra inicial por britagem.....</i>	58
4.1.2	<i>Modelo de moagem na zona de compressão.....</i>	59
4.1.3	<i>Modelo combinado da zona de britagem inicial com a zona de compressão</i>	63
4.1.4	<i>Escalonamento de potência e capacidade</i>	64
5	METODOLOGIA PROPOSTA E VALIDAÇÃO	67

5.1	MATERIAIS.....	68
5.2	MÉTODOS.....	69
5.2.1	<i>Laboratório</i>	70
5.2.2	<i>Piloto</i>	75
5.2.3	<i>Metodologia de escalonamneto de prap</i>	77
5.3	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	81
6	CONCLUSÕES.....	102
7	CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO.....	104
8	RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS.....	105
9	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	106

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 - Secção transversal de uma prensa de rolos, incluindo o sistema hidráulico e mostrando a compressão do leito de partículas (Valery and Jankovic, 2002).....	3
Figura 3.2. Prensas de rolos fabricadas pela Köppern 1918, usadas para a briquetagem de materiais finos (cortesia Köppern).	6
Figura 3.3 - Ilustração do princípio básico do processo de cominuição com prensa de rolos, com a formação de um leito na zona de compressão com quebra autógena por contato partícula-partícula.	8
Figura 3.4 - Representação esquemática de uma prensa de rolos moderna (KHD_ROLLER_PRESS_April_2012.pdf de http://www.khd.com/roller-presses.html).	9
Figura 3.5 - Acumuladores de nitrogênio (a) e pistões hidráulicos (b), cortesia Krupp-Polysius.	11
Figura 3.6 - Montagem de uma prensa de rolos na Alemanha (Alsmann, 1996).	11
Figura 3.7 – Modelo simplificado do sistema hidráulico (Cortesia KHD-WEIR).	12
Figura 3.8 - Desenhos típicos de rolos industriais: a) rolo/eixo sólido, b) múltiplos segmentos de rolos e c) anéis temperados de eixo (Krupp Polysius –Polycom news, www.krupp.com/polysius).	14
Figura 3.9 - Características típicas de revestimentos de rolos industriais, solda de eletrodo, chevron, com pinos e Hexadur® (Farahmand and Ehrentraut, 1997).	14
Figura 3.10 - Crescimento da aplicação de prensas de rolos nas indústrias de diamantes, minério de ferro, cobre e ouro.	16
Figura 3.11 - Distribuição da tecnologia de prensa de rolos no mundo.	18
Figura 3.12 - A superfície de rolo com pinos e a camada autógena que se forma entre os pinos (Alsmann, 1996).	22
Figura 3.13 - Superfície de rolos Hexadur® patenteada pela Köppern, desenvolvida para reduzir o desgaste (Schumacher & Theisen, 1997).....	24
Figura 3.14 - Consumo de energia global e a energia disponível de reservas de combustíveis fósseis versus tempo. 1 QUAD equivale a energia gerada por uma usina de 1 GW durante 33 anos. (Nixon and Whitehead, 1999).	27
Figura 3.15 - Uso anual de energia na indústria mineral dos Estados Unidos. Os dados selecionados representam 85% dos produtos minerados (US Department of Energy, 2001).....	28
Figura 3.16 - A estrutura dos modelos de balanço populacional para moagem em prensa de rolos representada conceitualmente (Morrel et al., 1997).....	35
Figura 3.17 - Tamanho relativo da zona de compressão em uma prensa de rolos.(Daniel, 2002).	37
Figura 3.18 - Vista superior mostrando o gradiente de pressão devido ao efeito de bordas (Daniel, 2001).....	38
Figura 3.19 - Representação tridimensional do modelo de zonas de moagem em uma prensa de rolos (Daniel, 2001).	40
Figura 3.20 - Teste de compressão com um pistão e cilindro, mostrando a densidade aparente máxima de um minério sob compressão (Daniel, 2003).	42
Figura 3.21 - Definição geométrica de x_c e x_d (Daniel, 2002)	43

Figura 3.22 - Forma básica do processo de escalonamento assumindo uma razão constante entre o diâmetro dos rolos e o vão operacional entre rolos (Daniel, 2002).	52
Figura 3.23 - Prensa de rolos de laboratório com revestimento de pinos de tungstênio.	53
Figura 5.1: Prensa de rolos Polylsius usada nos testes. (a) parafusos para ajuste da posição dos batentes (gap 0); (b) batentes separando as carcaças dos rolos móvel e fixo, lado esquerdo; (c) pistões do rolo móvel, lado esquerdo.	71
Figura 5.2: Quadros obtidos a partir da filmagem dos testes.	73
Figura 5.3: Rolos da prensa de bancada com vão 0 em 1 mm.	74
Figura 5.4: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto sem escalpe (pressão de óleo inicial x pressão específica).	83
Figura 5.5: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto sem escalpe (capacidade específica x pressão específica).	83
Figura 5.6: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto sem escalpe (fator de potência específica x pressão específica).	84
Figura 5.7: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto sem escalpe (Ângulo crítico x pressão específica).	84
Figura 5.8: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto com escalpe (pressão de óleo inicial x pressão específica).	85
Figura 5.9: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto com escalpe (capacidade específica x pressão específica).	85
Figura 5.10: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto com escalpe (fator de potência específica x pressão específica).	86
Figura 5.11: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto com escalpe (ângulo crítico x pressão específica).	86
Figura 5.12: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado sem escalpe (pressão de óleo inicial x pressão específica).	87
Figura 5.13: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado sem escalpe (capacidade específica x pressão específica).	87
Figura 5.14: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado sem escalpe (fator de potência específica x pressão específica)	88
Figura 5.15: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado sem escalpe (ângulo crítico x pressão específica)	88
Figura 5.16: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado com escalpe (pressão de óleo inicial x pressão específica).	89
Figura 5.17: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado com escalpe (Capacidade específica x pressão específica).	89
Figura 5.18: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado com escalpe (fator de potência específica x pressão específica)	90

Figura 5.19: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado com escalpe (ângulo crítico x pressão específica)	90
Figura 5.20: Parâmetros de quebra para o itabirito compacto	91
Figura 5.21: Parâmetros de quebra para o minério de cobre sulfetado.....	92
Figura 5.22: Simulação do circuito piloto com itabirito compacto escalpada – Planta Piloto KHD – Vale S.A., medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas)	94
Figura 5.23: Simulação do circuito piloto com itabirito compacto sem escalpe – Planta Piloto KHD – Vale S.A. , medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas)	95
Figura 5.24: Simulação do circuito piloto com amostra de cobre sulfetado sem escalpe – Planta Piloto Polysius. – Teste R1, medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas).....	96
Figura 5.25: Simulação do circuito piloto com amostra de cobre sulfetado escalpada – Planta Piloto Polysius. – Teste R6, medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas)	97
Figura 5.26: Simulação do circuito piloto com amostra de cobre sulfetado sem escalpe – Planta Piloto Polysius. – Teste R3, medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas).....	98
Figura 5.27: Simulação do circuito piloto com amostra de cobre sulfetado sem escalpe – Planta Piloto Polysius. – Teste R4, medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas).....	99

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1: Faixas típicas das características de projetos de prensas de rolos (Gunter et al., 1996)	17
Tabela 5.1: Condições de ensaios piloto com amostra de cobre sulfetado	76
Tabela 5.2: Condições de ensaios piloto com amostra de itabirito compacto	76
Tabela 5.3: Equipamentos utilizados nos ensaios de prensa de rolos de bancada e piloto	76
Tabela 5.4: Parâmetros para simulação da prensa de rolos de alta pressão com o minério de Conceição.....	78
Tabela 5.5: Parâmetros para simulação da prensa de rolos de alta pressão com o minério de Cristalino.....	79
Tabela 5.6: Ensaios de bancada com os minérios de itabirito compacto amostra sem escalpe	81
Tabela 5.7: Ensaios de bancada com os minérios de itabirito compacto, amostras escalpadas	81
Tabela 5.8: Ensaios de bancada com os minérios de cobre sulfetado amostra sem escalpe	82
Tabela 5.9: Ensaios de bancada com os minérios de cobre sulfetado amostra com escalpe.....	82
Tabela 5.10: Comparação dos resultados obtidos nos ensaios piloto e os estimados via simulação.....	100

LISTA DE NOTAÇÕES

U	<i>Velocidade tangencial dos rolos na prensa (m/s)</i>
D	<i>Diâmetro dos rolos da prensa (m)</i>
L	<i>Comprimento dos rolos da prensa (m)</i>
x_c	<i>Vão crítico (m)</i>
x_g	<i>Vão operacional (m)</i>
α_c	<i>Ângulo crítico (graus)</i>
ρ_g	<i>Densidade aparente do leito comprimido, na altura do vão operacional (kg/m³)</i>
ρ_c	<i>Densidade aparente do leito compactado, na altura do vão crítico (kg/m³)</i>
Q_c	<i>Vazão de sólidos (capacidade) de material através do plano definido por x_c (kg/s)</i>
Q_g	<i>Vazão de sólidos (capacidade) de material através do plano definido por x_g (kg/s)</i>
ρ_g	<i>Densidade aparente do leito na altura do vão operacional (kg/m³)</i>
ρ_c	<i>Densidade aparente do leito compactado na altura do vão crítico (kg/m³)</i>
E_{cs}	<i>Energia específica de cominuição (kWh/t)</i>
P_{moagem}	<i>Potência líquida de moagem (kW)</i>
P_{vazio}	<i>Potência consumida quando a prensa não está sendo alimentada (kW)</i>
τ	<i>Torque (Nm)</i>
u	<i>Velocidade periférica dos rolos (m/s)</i>
P_{Total}	<i>Potência total (kW)</i>
\dot{m}	<i>Capacidade específica (t·s/m³·h)</i>
φ	<i>Força específica de moagem (N/mm²)</i>
\bar{p}	<i>Pressão média no leito de partículas entre os rolos (MPa)</i>
α_{nip}	<i>Ângulo de pega (graus)</i>
p_{max}	<i>Pressão máxima no leito de partículas entre os rolos (MPa)</i>
P	<i>Pressão de moagem (MPa)</i>
$B_{i,j}$	<i>Função quebra</i>

a	<i>Função seleção</i>
μ, λ, κ e α	<i>Parâmetros da função seleção</i>
$\phi, \gamma, \beta, \phi', \gamma', \beta'$	<i>Parâmetros da função quebra</i>
m	<i>Fator de capacidade específica</i>

RESUMO

Prensas de rolos de alta pressão foram elevadas à condição de equipamento viável para cominuição de partículas grosseiras de rochas tenazes a partir do desenvolvimento de revestimentos de rolos capazes de suportar um número de horas de operação suficientemente grande. Com isso, as prensas de rolos passaram a figurar em um grande número de projetos de plantas de processamento em vista da eficiência energética que resulta do uso destes equipamentos em substituição às etapas de britagem tradicionais e até mesmo da moagem SAG.

A tecnologia de prensas de rolos de alta pressão pode ser considerada recente e insipiente, do ponto de vista da tecnologia mineral. Sistemas de escalonamento da capacidade e da potência requerida foram desenvolvidos mas podem ser considerados como aproximações grosseiras, como será demonstrado neste trabalho. Um sistema de previsão da granulação no produto foi desenvolvido com base em um modelo de balanço populacional que considera dois fenômenos de quebra: a quebra por compressão do leito propriamente dita e que é o mecanismo desejado, e a quebra por contato direto com os rolos, que, por sua vez, deve ser evitada.

Ensaio em escala de bancada (LABWAL) foram realizados em condições diversas de operação. As relações existentes entre os parâmetros operacionais, do sistema e das características de quebra do material foram estabelecidas e uma metodologia de caracterização foi desenvolvida que permite a previsão da granulação do produto para qualquer pressão específica de moagem e diâmetro dos rolos. O sistema de escalonamento foi verificado e calibrado em duas campanhas de moagem piloto, uma com minério de ferro e outra com minério de cobre.

Como conclusões mais significativas pode-se ressaltar a boa qualidade e acuracidade do sistema aqui desenvolvido para a previsão da granulação, e a má qualidade dos sistemas de escalonamento da capacidade e da potência correntemente utilizados na indústria e consagrados na literatura especializada.

ABSTRACT

High pressure grinding rolls became suitable for hard rock grinding applications due to the development of roll liners capable of lasting through enough operating hours. Consequently HPGR technology has become part a number of feasibility studies in green field projects due to its greater energetic efficiency when compared to the use of standard crushers and even SAG milling.

HPGR technology can be considered new and tentative from the point of view of mineral processing. Scale-up systems for capacity and power consumption have been developed but they can be considered as coarse approximations as shown in this work. A procedure for the prediction of the product size distribution has been developed here based on a population balance model that considers two phenomena: bed breakage under compression, which is the desired mechanism, and breakage by direct roll contact which is undesired and must be avoided.

Bench scale tests (LABWAL) were carried out under several operating conditions. The relationships that exist among the operating and system parameters as well as the ore characteristics have been established and a methodology for characterization of grinding in the HPGR have been developed that allow for predicting the product size distribution at any specific grinding pressure and roll diameter. The scale-up system was verified and calibrated against two pilot plant campaigns, one with an iron ore and the other with a copper ore.

The main conclusions that can be drawn from this work are the good quality and accuracy of the scale-up system for predicting the product size distribution and the poor quality of the existing scale-up systems for capacity and power that are currently used in the industry and are accepted in the international literature.

1 INTRODUÇÃO

O processo de cominuição constitui uma etapa importante na produção de bens minerais. Tanto da parte econômica como da adequação de suas propriedades físicas e mineralógicas, o produto de equipamentos de cominuição determina o desempenho de etapas de separação, concentração ou adequação da granulometria de produtos.

O elevado consumo de energia, característico de todos distintos métodos de cominuição atualmente em prática, constitui-se, sem dúvida, em um dos principais componentes de custo da indústria mineral. Tal situação induz à necessidade de pesquisa e desenvolvimento de novas alternativas de equipamentos e processos que agreguem melhorias concretas na eficiência global do processo de cominuição, utilizando para isso as mais avançadas metodologias de avaliação.

Nesse contexto, a formulação de modelos matemáticos e sua posterior incorporação a um simulador servem como um poderoso recurso para avaliação de projetos de novas instalações e melhoria de circuitos existentes.

A prensa de rolos é um equipamento com aplicação crescente na indústria mineral, particularmente em circuitos de britagem e moagem, com vantagens relativas em determinados circuitos industriais.

2 OBJETIVOS

O objetivo do presente trabalho é descrever o desenvolvimento de uma metodologia para caracterização e levantamento de parâmetros de quebra em escala de bancada e modelamento matemático, simulação e escalonamento de prensa de rolos alta pressão.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 PRINCÍPIOS BÁSICOS DA PRENSA DE ROLOS DE ALTA PRESSÃO

O princípio de funcionamento da máquina é muito simples. O material é alimentado pela gravidade. A alimentação demonstra estar afogada devido às forças significativas que decorrem do peso da coluna de particulados mantida no chute de alimentação, como mostrado na Figura 3.1. O material é forçado entre os rolos pela pressão da coluna de particulados e pela rotação dos rolos, que puxam as partículas para a zona de moagem por compressão.

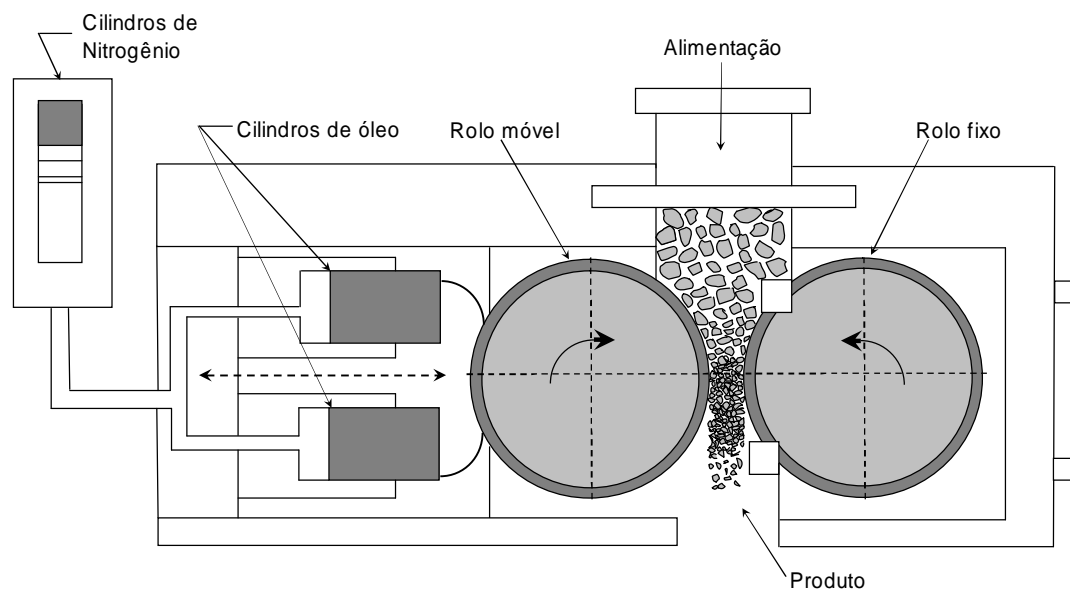


Figura 3.1 - Secção transversal de uma prensa de rolos, incluindo o sistema hidráulico e mostrando a compressão do leito de partículas (Valery and Jankovic, 2002)

Um dos rolos na prensa gira em um eixo fixo enquanto o outro pode se mover horizontalmente, reagindo à expansão do leito de partículas na zona de compressão, proporcionalmente à força aplicada horizontalmente. A força é aplicada ao rolo móvel a partir de um sistema hidráulico de óleo. A pressão do óleo atua a partir de dois ou quatro cilindros (dependendo do fabricante) e transmitindo a força de moagem para a secção da superfície do rolo onde o leito de compressão é formado. A quantidade de material entre os rolos, na zona de compressão, é uma característica do minério sendo processado. Cada um

dos rolos é acionado independentemente por um motor elétrico acoplado a um sistema de transmissão.

O processo de cominuição em prensas de rolos é invariavelmente definido na literatura internacional como moagem, e não britagem. Britadores caracterizam-se pela variação da potência de acordo com a tenacidade da alimentação. Variações de tenacidade implicam em variações de potência. No caso de moinhos (barras e bolas), variações de tenacidade não influenciam diretamente na potência, mas implicam em um produto mais grosseiro. Por este raciocínio, prensas de rolos classificam-se melhor como moinhos, já que variações na tenacidade da alimentação não implicam necessariamente em um aumento dos coeficientes de atrito internos (pega). Adicionalmente, a potência é largamente controlada pela velocidade dos rolos.

Durante a moagem, o leito de partículas é comprimido para uma densidade maior do que 70% de sólidos em volume (considere, por exemplo, que um leito de esferas equidimensionais tem um empacotamento de 60% de sólidos em volume, correspondendo a uma porosidade do leito de 40%). Isto é, a porosidade do leito na zona de compressão será menor do que 30% em volume. Em alguns casos forma-se um aglomerado do material que sai da zona de compressão e, dependendo da aplicação, um processo de desaglomeração poderá ser necessário após a moagem. A desaglomeração poderá ser feita de diversas formas ou processos, como por exemplo, a imersão em água, imersão em banho de ultrassom, moinho de impacto, moinho de bolas, etc. (Schönert, 1988).

O projeto das prensas de rolos envolve muitos fatores e encontra-se em estado de mudança, à medida que surgem avanços tecnológicos. A relação comprimento-diâmetro do rolo varia entre 0,4 e 0,7 dependendo da aplicação e da capacidade requerida. Aplicações especiais podem elevar a razão para valores mais próximos de 1,0 quando altas capacidades são requeridas. Os mancais dos rolos são do tipo auto-alinhável e montados em cápsulas. Os blocos dos mancais são montados em uma estrutura rígida que forma o corpo da prensa de rolos. Os cilindros hidráulicos são montados nesta estrutura para aplicar a força de moagem no rolo móvel (Otte, 1988).

O minério é alimentado na prensa por meio de um *chute* montado diretamente acima do vão entre os rolos. O material é alimentado por gravidade, com a exigência de que o ângulo crítico de fricção entre a partícula e os rolos e/ou a fricção interna do material particulado sejam suficientes para puxá-lo para a zona de compressão entre os rolos, de forma contínua (Schönert, 1988). No caso de partículas grandes, comparadas ao diâmetro dos rolos, o ângulo crítico de fricção (*nip angle*) é um parâmetro importante, e é definido como o ângulo

de contato máximo entre as superfícies do rolo e da partícula, a partir do qual ocorre atrito estático entre as superfícies. Em outras palavras, quando o ângulo de contato é maior do que o ângulo crítico, o atrito entre as superfícies é cinemático; e a partícula literalmente derrapa sobre os rolos e não quebra, permanecendo sobre os rolos. Quando o ângulo de contato é menor que o ângulo crítico, a partícula não derrapa, a fricção é estática e a partícula é submetida à compressão resultante das forças envolvidas. No caso de partículas pequenas, comparadas ao diâmetro dos rolos, a fricção interna do leito de partículas deve ser suficientemente grande para que esse seja puxado para a zona de compressão como um corpo único.

É importante definir um jargão técnico em Português que possa substituir a difícil expressão “*nip angle*”, equivalente ao ângulo crítico de fricção, ou mesmo “*nip breakage*” que é a quebra por compressão típica de britadores de rolos. Uma tradução direta, como “ângulo de estorço” não é facilmente entendida porque a palavra estorço é pouco usada na literatura, e a maioria das pessoas teria que recorrer a um dicionário para entender o seu significado. Uma expressão interessante e que tem sido utilizada por operadores no Brasil é a “pega” do material, significando que um leito de material tem boa ou má aderência (pega) aos rolos e é facilmente puxado para o espaço entre rolos ou zona de compressão. Assim, a expressão poderia ser traduzida para “ângulo de pega”, que parece ser mais intuitiva.

A prensa de rolos quebra as partículas de uma forma predominantemente autógena, diferente de outros equipamentos como, por exemplo, os moinhos de bolas e de barras. A força de compressão é transferida de uma partícula para a próxima, com apenas uma pequena proporção de partículas em contato direto com a superfície dos rolos. Isso não significa que o tamanho máximo de alimentação deva ser menor do que o vão entre rolos, porque as partículas maiores que o vão tendem a quebrar sucessivamente, à medida que avançam para a zona de compressão, como em um britador de rolos comum. O único requerimento é que o tamanho máximo da alimentação seja suficientemente pequeno de forma que o ângulo de contato formado entre a partícula e os rolos seja inferior ao ângulo crítico de fricção de britagem de rolos para aquele material. O processo de quebra sucessiva é idêntico ao mesmo processo observado em um britador de rolos comum. Este é sucedido pelo processo de quebra autógena na zona de compressão da prensa de rolos, que é o processo de moagem predominante. Quando o tamanho máximo da alimentação é consideravelmente menor que o ângulo crítico, somente o processo de quebra autógena na zona de compressão ocorrerá.

3.1.1 A ORIGEM DA PRENSA DE ROLOS - SCHÖNERT (PATENTE)

A tecnologia de prensa de rolos não é inteiramente nova. O conceito pode ter sido concebido com base em prensas de rolos que foram largamente utilizadas na briquetagem de pós. Um exemplo de prensas de rolos manufaturadas pela Köppern em 1918 é mostrado na Figura 3.2.

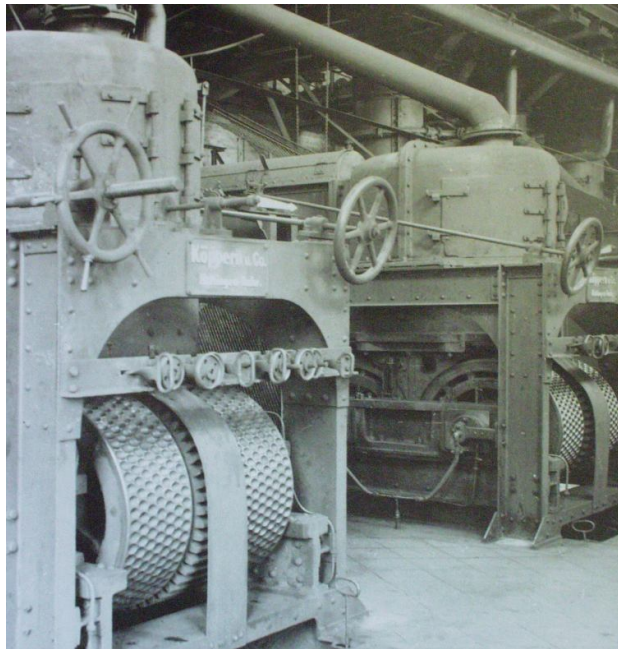


Figura 3.2. Prensas de rolos fabricadas pela Köppern 1918, usadas para a briquetagem de materiais finos (cortesia Köppern).

Desenhos de prensas de rolos têm sido modificados desde então para melhor empregar o conceito de quebra autógena em condições de moagem contínua. De fato, a ideia de submeter um leito de partículas a pressões maiores do que 50 MPa com fins de cominuição foi originada pelo Professor Klaus Schönert na Alemanha que, em 1979, protocolou um pedido internacional de patente para este processo.

Schönert, em seu estudo fundamental sobre processos de cominuição, postulou que em qualquer processo de cominuição as partículas são quebradas por forças de contato, que deformam a partícula e criam um campo de tensão. O nível de estresse resultará na deformação inelástica ou quebra das partículas. O número de pontos de contato depende do

modo de aplicação do estresse, se em uma partícula de cada vez ou simultaneamente em um leito de partículas (Schönert, 1988).

Schönert afirma que os equipamentos de cominuição, tais como britadores, moinhos e prensas, estressam os materiais ou por tensão de compressão ou por tensão de tração. Tanto a quebra de partículas isoladas quanto a quebra em leitos de partículas foram testadas em sua pesquisa fundamental. O Prof. Schönert concluiu que a quebra interpartículas que ocorre em leitos de partículas tem uma eficiência inferior à quebra de uma partícula isolada. Schönert afirma que a eficiência pode diminuir um fator em dois ou três níveis dependendo das condições que controlam o número de pontos de contato entre as partículas (Schönert, 1988, 1991). Também ocorre que, quando um leito de partículas é comprimido e cominuído, o resultado é tal que o material é cominuído de uma forma mais eficiente do que em um moinho de bolas. Schönert concluiu que a razão para este fato está no transporte controlado promovido pela compressão das prensas de rolos resultando em uma grande proporção de energia disponível usada única e exclusivamente para estressar o material. Em moinhos de bolas, o transporte de material dentro do volume ativo do moinho e entre os corpos moedores e as diversas zonas de compressão ocorre aleatoriamente. Isso frequentemente leva as partículas a se moverem para fora das zonas de estresse resultando em colisões improdutivas entre os corpos moedores e entre estes e o revestimento interno do moinho. Este modo de utilização de energia é bastante dispersivo devido à sua natureza probabilística.

Para aplicações práticas do princípio de cominuição eficiente por compressão de leitos de partículas, Schönert sugeriu o uso de dois rolos montados em uma estrutura bastante rígida e alimentados de forma que um leito de partículas se forme entre os rolos sob alta pressão (> 50 MPa) como mostrado na Figura 3.1. A Figura 3.3 é um exemplo de quebra interpartículas em um leito sob compressão. Nesta figura, há a formação de um leito e as partículas são quebradas por forças desenvolvidas nos contatos partícula-partícula. Nestas condições, a distância entre rolos se mantém proporcional à densidade de equilíbrio do leito, e o sistema desenvolve uma pressão de moagem elevada.

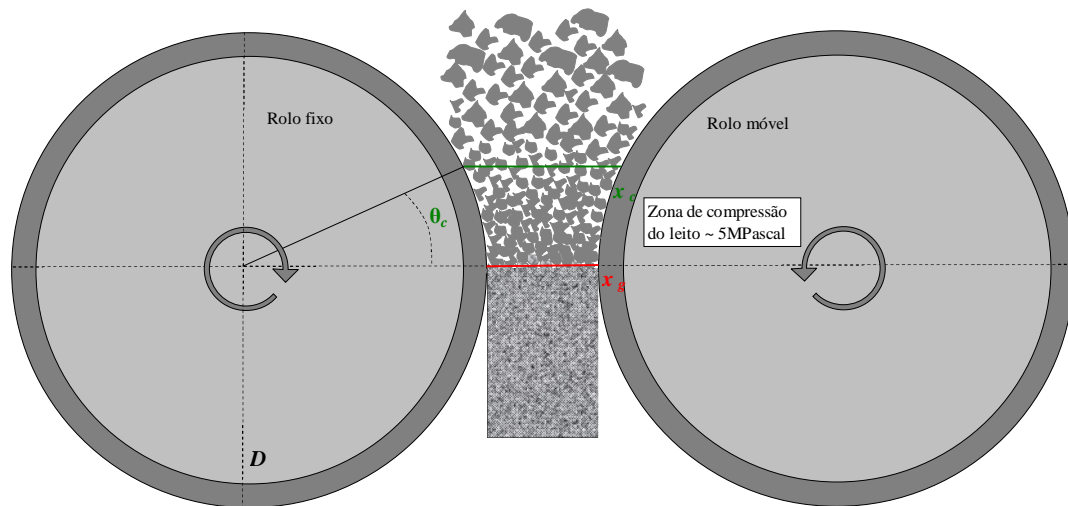


Figura 3.3 - Ilustração do princípio básico do processo de cominuição com prensa de rolos, com a formação de um leito na zona de compressão com quebra autóloga por contato partícula-partícula.

Os fabricantes KHD, Krupp Polysius e Köppern obtiveram os direitos de patente de Schönert e desenvolveram a ideia baseados em tecnologias existentes para máquinas de briquetagem. Isto resultou na versão das prensas de rolos atuais, como mostrado na Figura 3.4.

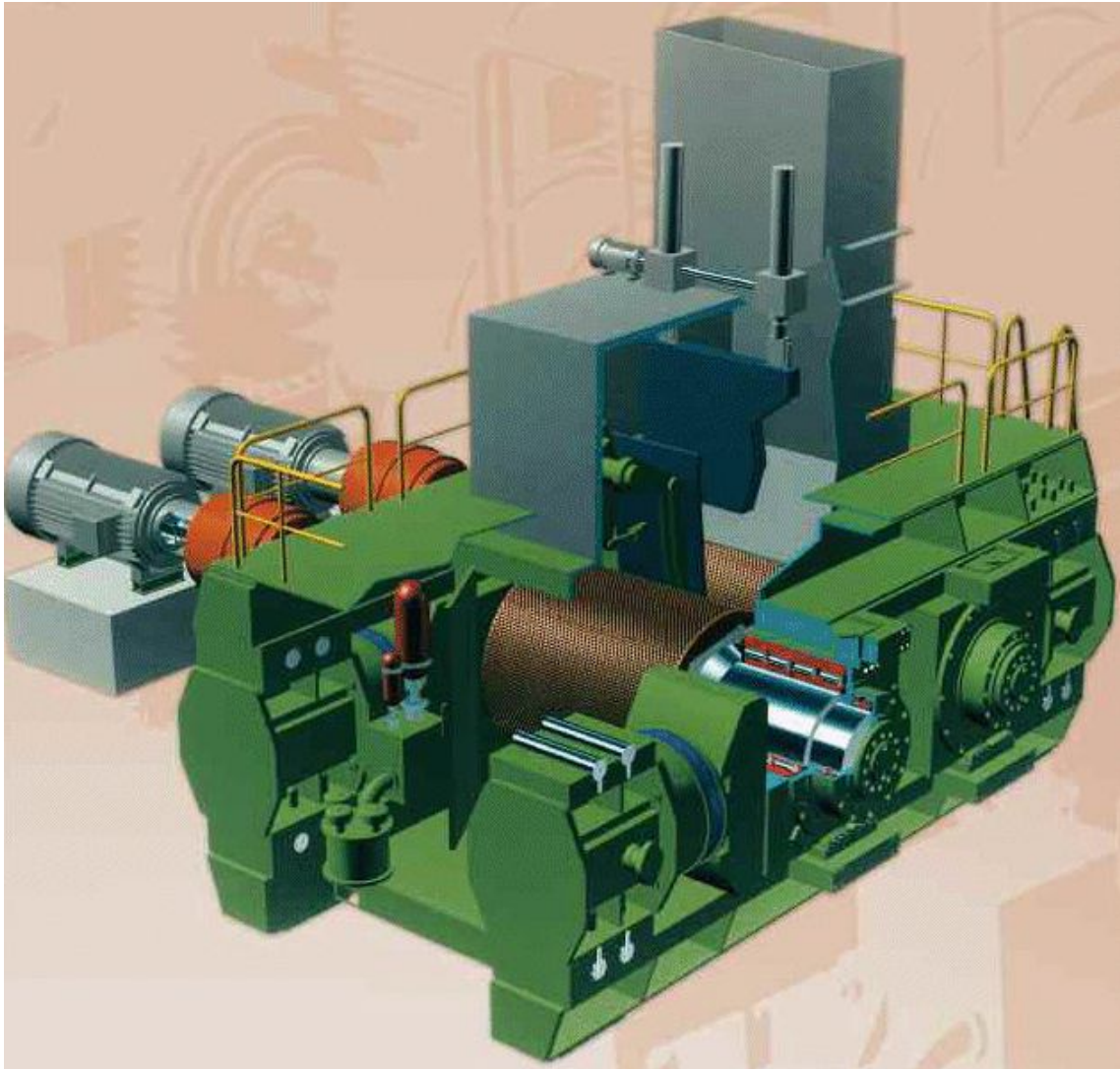


Figura 3.4 - Representação esquemática de uma prensa de rolos moderna
(KHD_ROLLER_PRESS_April_2012.pdf de <http://www.khd.com/roller-presses.html>).

3.1.2 DIFERENÇAS ENTRE O BRITADOR DE ROLOS CONVENCIONAL E AS PRENSAS DE ROLOS

Britadores de rolos convencionais têm sido usados na indústria mineral há muito tempo, mas restritos a minerais muito friáveis, como calcário e carvão. (Otte, 1988). Britadores giratórios, de mandíbulas e de cone são aplicados para britagem de rochas mais consistentes. Em contrapartida, as prensas de rolos podem ser consideradas como

equipamentos de cominuição especiais com potencial para substituir moinhos de bolas, SAG e moinhos de barras, bem como etapas de britagem em circuitos de cominuição.

Britadores de rolos convencionais operam com velocidades periféricas dos rolos maiores que as utilizadas nas prensas de rolos, e a alimentação dos rolos é restrita, sendo que cada partícula é cominuída sem influência de outras partículas. Dentro da zona de britagem de um britador de rolos convencional existem espaços vazios, grandes o bastante, permitindo que partículas cominuídas se movam para dentro destes espaços com moagem interpartículas muito limitada.

Por outro lado, prensas de rolos são alimentadas por gravidade, causando a formação de um leito de partículas entre os rolos. Este leito de partículas confinado atua como uma alavanca gerando uma forte resistência à rotação. A alta energia dos motores é capaz de gerar torque suficiente para superar esta resistência e forçar a passagem do material entre os rolos. À medida que o leito confinado se move entre os rolos, a pressão no leito aumenta e as partículas são moídas por compressão interpartículas sob alta pressão (Otte, 1988). O conceito de quebra interpartículas refere-se a um processo de cominuição autógeno, em que partículas estão sendo quebradas por compressão com outras partículas dentro de um leito de compressão confinado.

A diferença óbvia entre britadores de rolos convencionais e a prensa de rolos é a existência de um sistema hidráulico (Figura 3.5) nas prensas. Os rolos nas prensas estão montados em um quadro reforçado (Figura 3.6). O sistema hidráulico nas prensas de rolos permite variações na posição relativa dos rolos durante a operação em alta compressão, enquanto nos britadores de rolos convencionais apenas a distância mínima entre rolos é fixa e pré-determinada. Estes modos de operação completamente distintos afetam significativamente a forma como a energia é transferida para as partículas, resultando em uma distribuição completamente irregular no tamanho das partículas nos produtos.

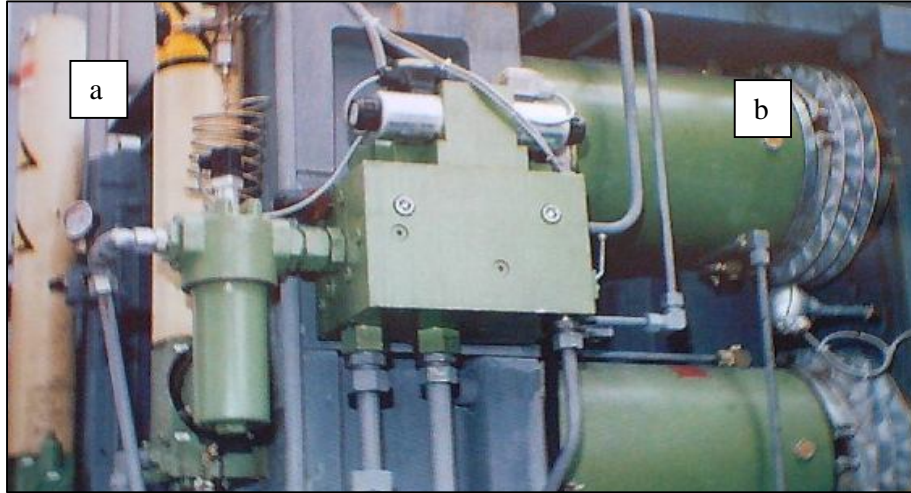


Figura 3.5 - Acumuladores de nitrogênio (a) e pistões hidráulicos (b), cortesia Krupp-Polysius.

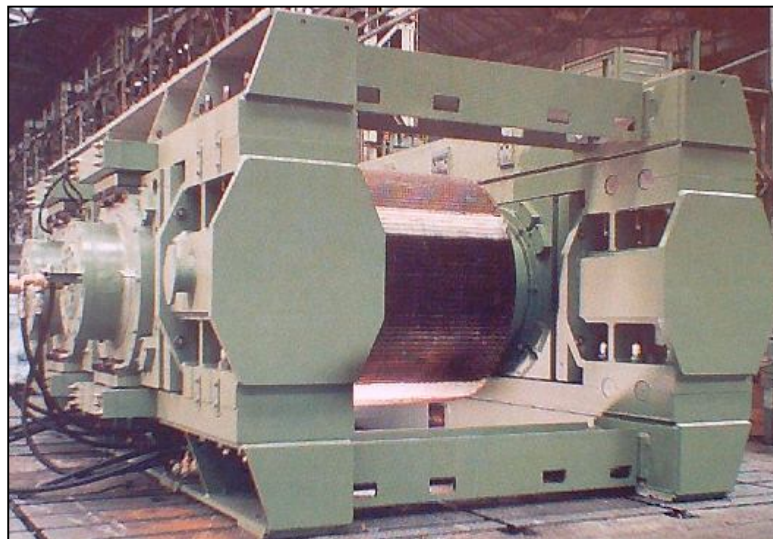


Figura 3.6 - Montagem de uma prensa de rolos na Alemanha (Alsmann, 1996).

3.1.3 O SISTEMA HIDRÁULICO DE PRESSÃO

O sistema hidráulico de pressão consiste em quatro cilindros hidráulicos: dois do lado direito e dois do lado esquerdo do rolo móvel. Estes cilindros são ligados por um compartimento de óleo a um cilindro acumulador de nitrogênio, como mostra a Figura 3.7. A compressão do nitrogênio no acumulador atua como uma mola do sistema. A pressão de nitrogênio pode ser ajustada a uma operação mais rígida ou mais flexível do rolo móvel.

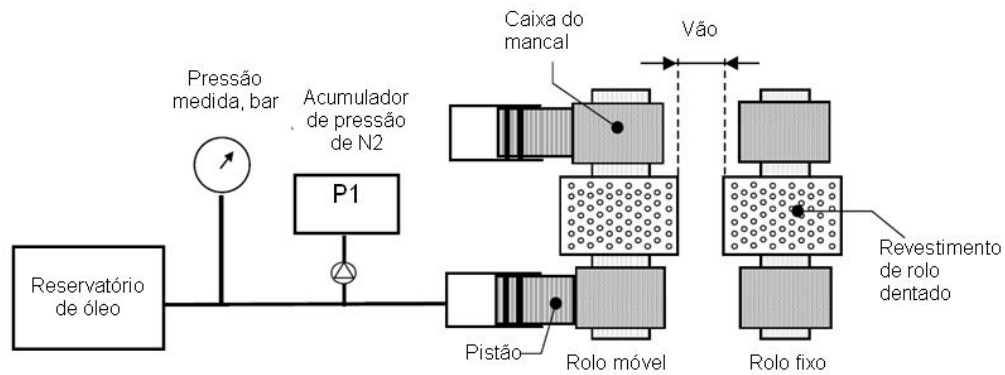


Figura 3.7 – Modelo simplificado do sistema hidráulico (Cortesia KHD-WEIR).

O funcionamento deste sistema é bastante complexo. A princípio, o sistema tende rapidamente ao equilíbrio, e as pressões de óleo e nitrogênio serão idênticas, já que se trata de um sistema conectado. Porém, o nitrogênio permite expansões e compressões rápidas, mudando rapidamente de temperatura, e atuando, literalmente, como uma mola, enquanto o óleo não permite variações rápidas. Assim, quanto maior o volume de nitrogênio em relação ao volume de óleo, mais flexível será a mola, para uma mesma pressão inicial. A fração relativa de volume de nitrogênio é uma função da pressão inicial de nitrogênio e da pressão inicial do sistema hidráulico. Assim, se a pressão inicial requerida for 4 MPa, e a pressão inicial de nitrogênio for ajustada para 4 MPa, não haverá óleo no sistema, e a mola será a mais flexível possível, com um tempo de reação longo. Se a pressão inicial de nitrogênio for ajustada para 2 MPa e, a partir deste valor, ajustar-se a pressão do sistema para 4 MPa, com óleo do sistema hidráulico, ter-se-á uma mola bastante rígida, mas ainda com alguma flexibilidade. No outro extremo, a pressão inicial de moagem seria ajustada para 4 MPa somente com óleo do hidráulico, tornando a mola o mais rígida o possível. Esta configuração provavelmente danificaria o sistema rapidamente durante a operação. Sob operação estável, a pressão nos cilindros será constante e proporcional à pressão inicial mais a resultante do recuo causado pelo deslocamento do rolo móvel para acomodar o leito de material. Esta pressão total resulta na força de moagem. Como o material nunca é absolutamente homogêneo, a distância entre rolos varia continuamente, com a pressão do sistema variando em torno de um valor médio. A presença do nitrogênio é que permite variações e em geral a pressão inicial de nitrogênio deve ser ajustada para um valor entre 50 e 75% da pressão inicial de operação. A pressão inicial é então atingida pela adição de óleo ao sistema hidráulico. O sistema hidráulico necessariamente entra em equilíbrio, e a pressão hidráulica (do óleo) será igual à do

nitrogênio e igual à pressão do sistema. Um batente colocado entre os blocos previne que um rolo encoste ou toque no outro durante a operação, determinando a distância inicial entre rolos. A distância inicial entre rolos é uma variável controlável do processo e pode ser utilizada para alterar as condições do processo, especialmente no que diz respeito ao ângulo crítico de fricção e à quebra inicial das partículas maiores, perto do tamanho máximo de alimentação. A distância inicial entre rolos define o ponto de partida em que o sistema hidráulico de pressão começa a atuar. Ajustes das variáveis manipuláveis do sistema como: a distância inicial entre rolos, a pressão inicial de nitrogênio e a pressão inicial do sistema hidráulico são alguns dos poucos mecanismos disponíveis ao operador para controlar o consumo de energia do sistema.

No modelo de Tondo-Morrell-Shi (Morrel et al., 1997) para prensas de rolos, somente quatro importantes variáveis são consideradas: diâmetro e largura dos rolos, velocidade tangencial dos rolos e o tipo de revestimento da superfície dos rolos. Outras características do sistema hidráulico não são consideradas no modelo porque a pressão hidráulica é diretamente proporcional ao consumo de energia (Patzelt et al., 2001; Schönert, 1988). No entanto, as características do sistema hidráulico, as pressões iniciais de nitrogênio e o sistema hidráulico devem ser especificados para garantir uma condição de leito comprimido durante a operação. Ainda, para fins de modelagem e escalonamento, é necessário avaliar um grande número de condições experimentais que resultarão em diferentes distâncias operacionais entre rolos (capacidade) e consumo de energia.

3.1.4 PROJETO DOS ROLOS E CARACTERÍSTICAS DO REVESTIMENTO

Existem muitos desafios tecnológicos associados à engenharia de prensas de rolos (como projeto dos rolos, características de revestimentos e hidráulicas), assim como desafios do ponto de vista de processo. Ambas as áreas necessitam de desenvolvimentos contínuos e simultâneos. A Figura 3.68 mostra alguns aspectos da engenharia estrutural desenvolvida para suportar os rolos, geometria e características dos revestimentos dos rolos.

Atualmente, o desenho dos rolos consiste em três tipos diferentes, que podem ser utilizados simultaneamente dependendo da aplicação. Os rolos podem ser de uma peça única formando também o eixo, ou múltiplos segmentos de rolos ou toroides suportados por uma série de anéis de aço temperado, como mostrado na Figura 3.8. Existem muitas variações de

revestimentos, que podem ser lisos, revestidos com solda de eletrodo, perfilados ou com pinos, como mostra a Figura 3.9. (Dunne, 2006; Gerrard et al., 2004; Lim and Weller, 1997; Maxton et al., 2003; Morley, 2005; Schumacher and Theisen, 1997).

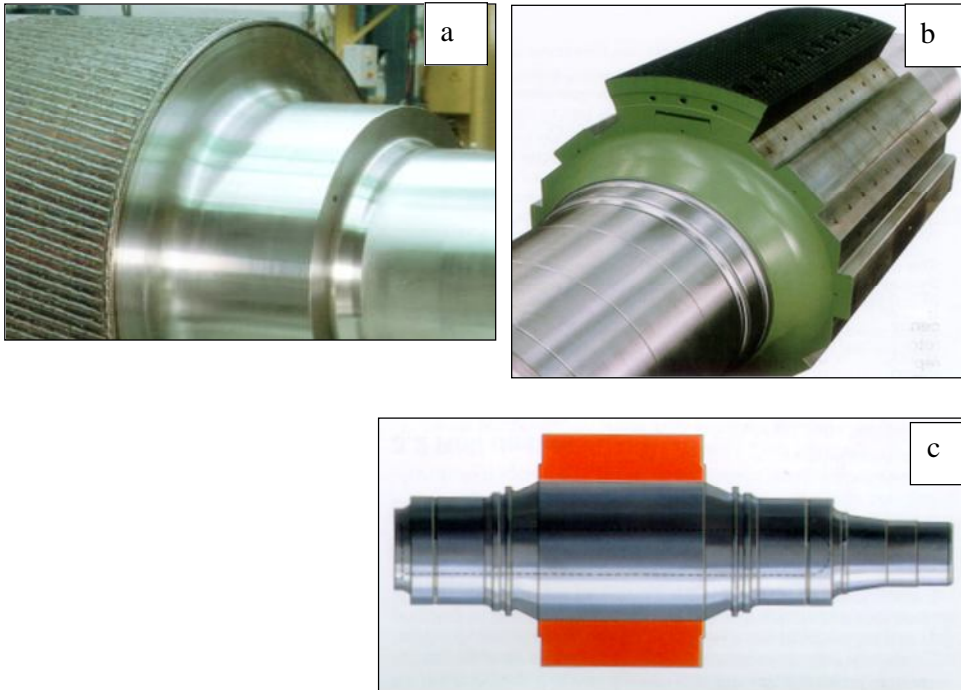


Figura 3.8 - Desenhos típicos de rolos industriais: a) rolo/eixo sólido, b) múltiplos segmentos de rolos e c) anéis temperados de eixo (Krupp Polysius –Polycom news, www.krupp.com/polysius).

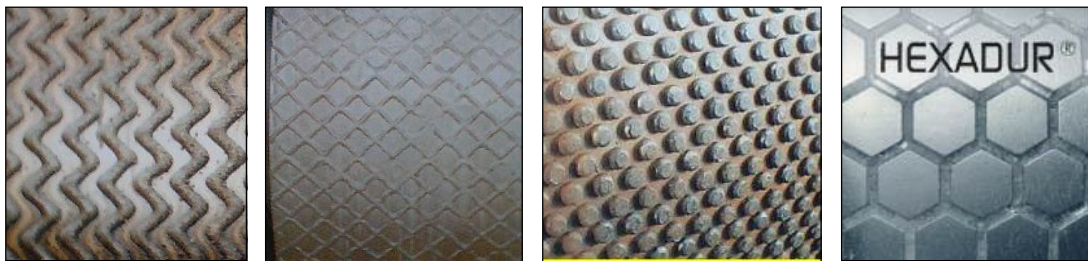


Figura 3.9 - Características típicas de revestimentos de rolos industriais, solda de eletrodo, chevron, com pinos e Hexadur® (Farahmand and Ehrentraut, 1997).

3.2 CONTRIBUIÇÕES DOS FABRICANTES E TERMINOLOGIA

Durante muitos anos, os fabricantes foram os principais contribuintes para a literatura científica internacional, porém frequentemente se limitaram a destacar avanços e novas engenharias e selecionaram melhorias nos resultados de desempenho. Portanto a literatura sobre prensas de rolos foi amplamente limitada a resultados tecnológicos controlados pelos três fabricantes alemães que detinham os direitos internacionais de patente do processo. Até recentemente, esses fabricantes eram, sozinhos, os únicos responsáveis pela introdução e promoção da tecnologia na indústria mineral, incluindo o cimento.

Desde a introdução da primeira prensa de rolos comercial, em 1985, desenvolvimentos têm sido promovidos principalmente pela indústria cimenteira e pelos benefícios associados realizados na redução do consumo energético. Em particular, a indústria cimenteira europeia, que tem utilizado esta nova tecnologia amplamente, e onde essas aplicações já podem ser consideradas como tecnologias maduras. Hoje em dia, plantas de processamento de cimento que não usam tecnologia de prensa de rolos estão encontrando dificuldades para permanecer competitivas e, ao mesmo tempo, estão sendo pressionadas por políticas ambientais mais restritas. As prensas de rolos são aceitas na indústria cimenteira como resultado das similaridades nas propriedades dos materiais de cimento, fornecendo confiança aos fabricantes e à indústria quanto ao projeto e à aplicação destas unidades.

A indústria de diamantes tem adotado esta tecnologia principalmente devido à melhor liberação desse minério. Neste tipo de aplicação, o processo de prensa é capaz de liberar preferencialmente diamantes grandes e/ou pequenos dentro de um leito compacto de partículas sob alta pressão. Nessas condições, os diamantes, que são mais duros que a matriz, são liberados por destaque, utilizando-se uma distância entre rolos que excede o tamanho das gemas maiores. Isto, juntamente com o fato de que é necessária somente uma etapa de cominuição, reduz drasticamente o risco de danificar os diamantes (com a perda de lucros subsequentes). Essas afirmações parecem não ter embasamento científico. No entanto, comprová-las na prática seria, de qualquer forma, muito difícil devido à natureza particulada dos diamantes e do alto valor associado a eles.

Desde 1996, as prensas de rolos foram paulatinamente introduzidas na indústria de minério de ferro (Figura 3.10). As 17 unidades industriais instaladas até 2001 foram dominadas pela KHD, principalmente devido à sua tecnologia patenteada de revestimentos de rolos com pinos (Patzelt et al., 2001).

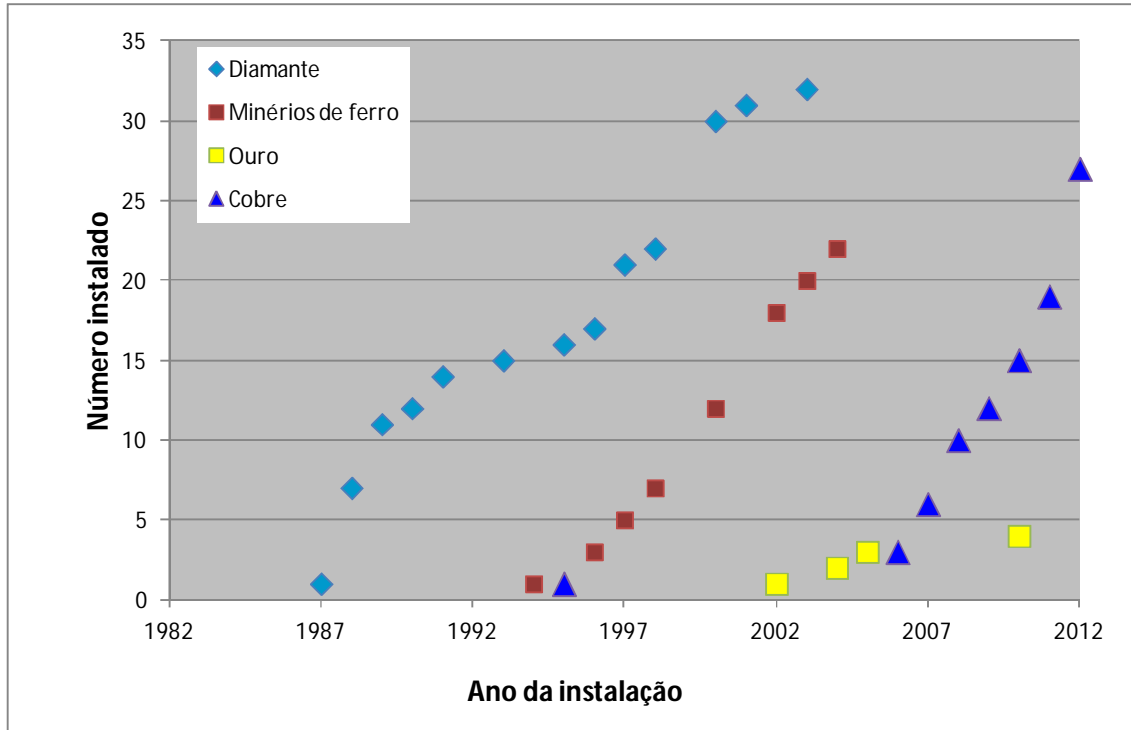


Figura 3.10 - Crescimento da aplicação de prensas de rolos nas indústrias de diamantes, minério de ferro, cobre e ouro.

Unidades têm sido vendidas internacionalmente para vários produtores de minério de ferro com operações localizadas nos Estados Unidos, no Chile, no Brasil, na Índia e na China. Os fabricantes relatam que os processos são sempre bem sucedidos apresentando resultados experimentais e industriais de maneira formal. No entanto, começam a surgir publicações a partir de aplicações industriais, como no caso do artigo sobre a prensa com rolos de 1,4 m de diâmetro operando no circuito de moagem autógena de *pebbles* na mina Empire da Cleveland-Cliffs (Dowling et al., 2001).

As indústrias do ouro e do cobre estão conscientes dos possíveis benefícios do uso da tecnologia de prensa de rolos. Esses benefícios foram estudados com maior rigor e apresentados em termos da habilidade do processo em reduzir o índice de trabalho de Bond do minério, a partir da criação de microfaturas nas partículas. Isto reduz potencialmente a necessidade de energia de cominuição nas etapas subsequentes da moagem, combinado com melhorias na recuperação metalúrgica nos processos de lixiviação. Baum, Knecht e Patzelt (Baum and Knecht, 1994; Baum et al., 1996; Patzelt et al., 1997) relataram estes fenômenos, porém os resultados são baseados em experimentação científica de caráter limitado.

Prensas de rolos têm sido fabricadas para diversas aplicações e para oferecer uma faixa grande de capacidades e de potência. As faixas típicas de projetos de prensas de rolos são listadas na Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Faixas típicas das características de projetos de prensas de rolos (Gunter et al., 1996)

Variável de projeto	Faixa
Diâmetro dos rolos	800-2800 mm
Largura dos rolos	200-2400 mm
Velocidade tangencial	0,9-1,9 m/s
Força específica de compressão	$\sim 2 \text{ N/mm}^2$
Peso da unidade	32-450 t
Motor	150-4000 kW
Capacidade	35-2000 tph

Mais de 450 prensas de rolos foram comissionadas no mundo, 90% das quais operando na indústria cimenteira e na de moagem de escória. Os outros 10% foram implantados com sucesso nas indústrias de diamantes e de minério de ferro. A distribuição mundial de prensas de rolos é apresentada na Figura 3.11. As prensas de rolos têm sido empregadas na indústria cimenteira principalmente devido à sua maior eficiência energética, e aos ganhos acelerados de experiência dos fabricantes em aplicações de moagem de clínquer.

Durante anos, os fabricantes publicaram um grande número de artigos em várias conferências internacionais para promover a tecnologia (Battersby et al., 1993; Gunter et al., 1996; Kellerwessel and Oberheuser, 1995; Patzelt et al., 2001). Os artigos geralmente descrevem os possíveis benefícios a serem oferecidos pelas prensas de rolos sendo relacionados à energia e à capacidade ou aos benefícios a serem realizados em processos subsequentes (Baum and Knecht, 1994). Essas afirmações são invariavelmente baseadas em dados limitados.

É feita uma breve introdução às recomendações dos fabricantes quanto ao processo a ser seguido com relação à distribuição granulométrica da alimentação, energia específica de moagem, velocidade dos rolos e características do revestimento. Referências a várias regras

práticas dos fabricantes foram extraídas da literatura disponível e são aqui incluídas para um melhor entendimento das limitações operacionais destes equipamentos.

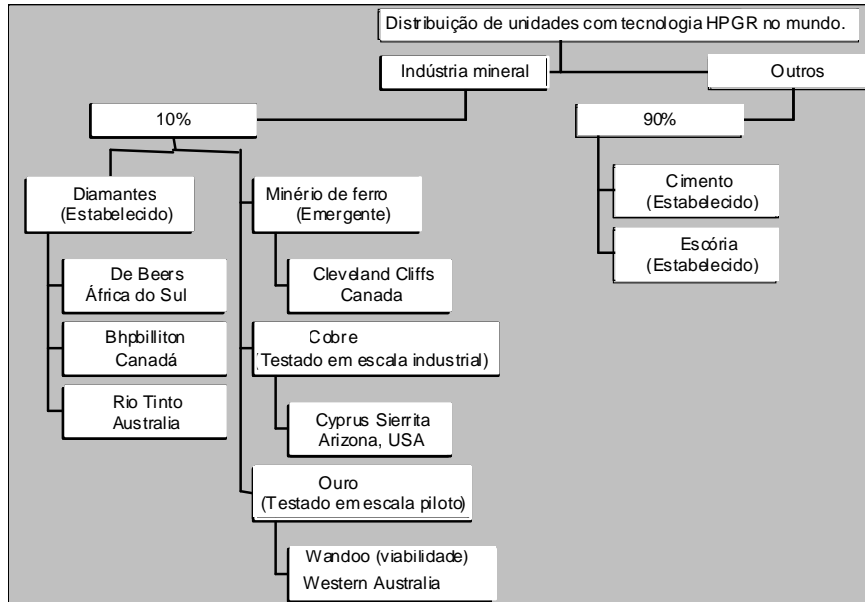


Figura 3.11 - Distribuição da tecnologia de prensa de rolos no mundo.

3.2.1 RESTRIÇÕES DE DISTRIBUIÇÃO GRANULOMÉTRICA NA ALIMENTAÇÃO DE PRENSA DE ROLOS

Em geral, fabricantes e pesquisadores têm recomendado que a razão distância entre rolos/diâmetro dos rolos seja constante em todos os processos de prensa de rolos. Os fabricantes também recomendam que, para um determinado diâmetro de rolos, as características da alimentação sejam restritas, de forma a prevenir que partículas grandes sejam constantemente britadas ou que tenham contato direto com o revestimento dos rolos. Desta forma, várias regras práticas foram sugeridas, todas elas publicadas na literatura em uma das seguintes formas:

P_{max} deve ser menor do que 7% do diâmetro dos rolos (Battersby et al., 1993; Otte, 1988)

P_{max} deve ser menor do que 5% do diâmetro dos rolos (Krupp Polysius, planilha técnica)

P_{max} deve ser menor do que 2 vezes a distância operacional entre os rolos (Schönert, 1988)

F_{80} deve ser menor do que ou igual a 1,75 vezes a distância operacional entre rolos (KHD)

F_{85} deve ser menor do que ou igual a 1,3 vezes a distância operacional entre rolos (Krupp Polysius, planilha técnica)

F_{100} deve ser menor do que ou igual a 2,5 vezes a distância operacional entre rolos (KHD)

Caso em que:

P_{max} é definido como o tamanho máximo de partícula na alimentação.

F_{85} é definido como o tamanho de peneira no qual 85% do material da alimentação é passante.

F_{80} é definido como o tamanho de peneira no qual 80% do material da alimentação é passante.

F_{100} é definido como o tamanho de peneira no qual 100% do material da alimentação é passante.

Nenhuma dessas recomendações foi determinada cientificamente na literatura e não existem evidências que apoiem estas recomendações, a não ser a experiência de operação e testes de laboratório com uma variedade de materiais. Acredita-se que estas restrições tenham sido estabelecidas com o objetivo primário de evitar pressões localizadas excessivamente no revestimento dos rolos, particularmente em rolos revestidos com pinos e para evitar altas taxas de desgaste. Para condições operacionais efetivas de prensas de rolos, as unidades necessitam ser operadas dentro de limites definidos, que são expressos em termos do diâmetro dos rolos, da distância operacional entre rolos, da pressão no leito de partículas e da velocidade periférica dos rolos.

3.2.2 CONSUMO ESPECÍFICO DE ENERGIA

Além das restrições de granulometria recomendadas pelos fabricantes e pesquisadores, a Krupp Polysius também recomenda que, para muitos materiais, a necessidade de energia específica ótima deve ficar entre 2 e 5 kWh/t.

Kellerwessel também recomenda energias específicas nas faixas normais de operação da ordem de 0,5 – 5 kWh/t (Kellerwessel, 1996). Condições operacionais que resultam em energias específicas de moagem fora desta faixa são examinadas e comparadas com energias utilizadas na compressão de leitos de partículas com pistão. Sabe-se que as faixas de energia específica são limitadas pelas propriedades do minério e, possivelmente, pela quantidade de vazios no leito compacto, antes que o leito seja submetido à compressão. A energia específica de moagem pode ser medida a partir de ensaios em escala de laboratório. Basta dividir a potência de moagem pela capacidade medida.

3.2.3 VELOCIDADE PERIFÉRICA DOS ROLOS (KRUPP POLYSIUS & KHD)

A Krupp Polysius usa uma relação em que a velocidade tangencial do rolo do moinho industrial é escalonada na proporção da raiz quadrada do diâmetro dos rolos. A velocidade tangencial dos rolos na prensa industrial (U) em função da velocidade tangencial dos rolos na prensa de laboratório U_t pode ser calculada com base na Equação 3.1 (Norgate and Weller, 1991).

$$U = U_t \left\{ \frac{D}{D_t} \right\}^{0,5} \quad (3.1)$$

Em geral a velocidade tangencial dos rolos (U_t) de uma prensa de laboratório é fixada em 0.6 m/s, com o diâmetro dos rolos (D_t) constante e igual a 0,25 m. Isso resulta em uma simplificação da Equação 3.1, mostrada na Equação 3.2, e aplicada na Equação 3.3.

$$U = 1,2\sqrt{D} \quad (3.2)$$

$$U = 1,2\sqrt{0,25} = 0,6 \quad (3.3)$$

A Equação 3.2 é a equação padrão da Krupp Polysius para definir a velocidade necessária dos rolos a partir do diâmetro deles. Velocidades de rolos acima destes valores supostamente causariam escorregamento do material (Morley, 2005).

Por outro lado, a KHD usa uma velocidade angular constante e igual a 2,6 rads/s como padrão para determinar a velocidade dos rolos em qualquer unidade (Kellerwessel and Oberheuser, 1995). Essa velocidade angular equivale a 0,41 rev/s ou 24,82 revs/min (rpm) e é expressa em termos de velocidade tangencial ou periférica usando-se a Equação 3.4 e simplificada na Equação 3.6.

$$U = \frac{rpm \times \pi \times D}{60} \quad (3.4)$$

$$U = \frac{24,82 \times \pi \times D}{60} \quad (3.5)$$

$$U = 1,3 \times D \quad (3.6)$$

Para uma unidade de teste com rolos de 250 mm de diâmetro, a velocidade ideal, de acordo com a Equação 3.6, é equivalente a 0,33 m/s (Equação 3.7).

$$U = 1,3 \times (0,25) = 0,33 \quad (3.7)$$

A título de exemplo, as duas velocidades tangenciais de rolos que estão disponíveis na prensa de laboratório da VALE S.A. em Vitória, com rolos de 250 mm, são 0,33 m/s e 0,6 m/s. Portanto os testes apresentados nos próximos capítulos deste trabalho estão de acordo com as recomendações tanto da KHD quanto da Krupp Polysius.

A velocidade tangencial dos rolos em uma prensa é um parâmetro operacional que pode ser controlado com precisão quando a prensa está equipada com motores de velocidade variável. Sabe-se que a velocidade dos rolos tem uma influência direta na capacidade da unidade e, desta forma, ela é utilizada para controlar a vazão de alimentação (Lubjuhn and Schönert, 1993). As Equações 3.2 e 3.6 representam, portanto, uma indicação dos fabricantes sobre a magnitude da velocidade a ser utilizada, dado um diâmetro de rolo. Embora esses valores ainda sirvam como recomendação, não existe razão para que velocidades diferentes não possam ser utilizadas. O efeito da velocidade dos rolos na capacidade da prensa de rolos foi cientificamente estudado por Lubjuhn na sua tese de doutorado e por Lubjuhn e Schönert (1993), que concluíram que a capacidade é diretamente proporcional à velocidade tangencial dos rolos. De fato, esta conclusão pode ser derivada de forma essencialmente geométrica.

O efeito da velocidade dos rolos e de outras variáveis de processo, tais como a distribuição granulométrica do produto, a distância entre rolos operacional e a potência de moagem foram estudados por Austin (Austin et al., 1993) e, mais tarde, por Lim (Lim and Weller, 1997). Esses pesquisadores concluíram que à medida que a velocidade aumenta, a distância entre rolos diminui, diminuindo a capacidade específica, embora a capacidade tenha aumentado proporcionalmente ao aumento de velocidade dos rolos. Essa conclusão indica que à medida que a velocidade dos rolos aumenta, a capacidade do material de ser puxado para a zona de compressão (“pega”) diminui, resultando na diminuição da distância entre rolos operacional e, conseqüentemente, na diminuição da capacidade. Lubjuhn e Schönert

(Lubjuhn and Schönert, 1993) investigaram cientificamente o fluxo de material na assim chamada zona de aceleração e avaliaram como as condições operacionais podem afetar a capacidade dos rolos de puxar o material para a zona de compressão. Isso é explicado em maior detalhe na seção 3.7, sobre capacidade, nesta revisão bibliográfica.

3.2.4 CARACTERÍSTICAS DA SUPERFÍCIE DOS ROLOS E O PROBLEMA DE DESGASTE

Os fabricantes têm se dedicado a produzir soluções ao problema do alto desgaste da superfície dos rolos em aplicações de prensa de rolos. Vários projetos e estratégias de manutenção foram desenvolvidas durante os anos. O desenho com pinos (KHD) e o equivalente Durapin (Krupp Polysius) são baseados no princípio de gerar uma superfície autógena para ajudar a reduzir os problemas associados ao desgaste da superfície. Uma superfície pinada típica e a acumulação de uma camada autógena são mostradas na Figura 3.12.

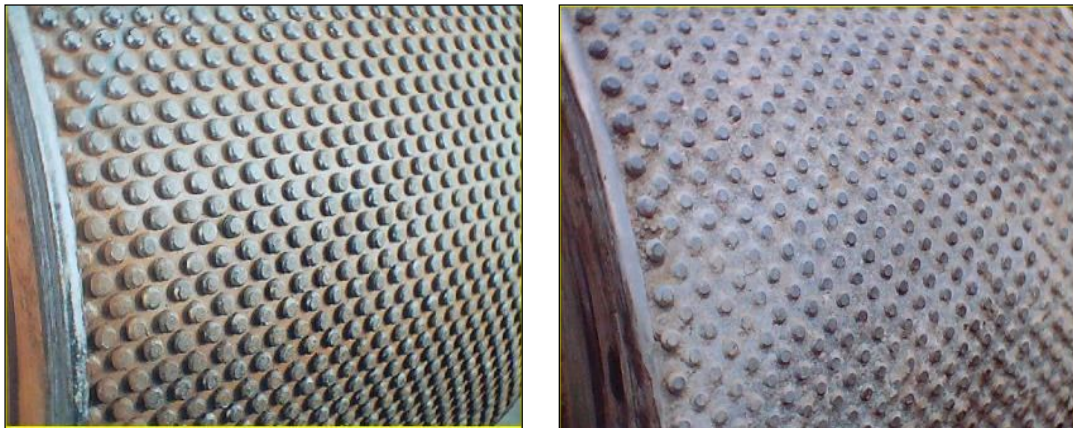


Figura 3.12 - A superfície de rolo com pinos e a camada autógena que se forma entre os pinos (Alsman, 1996).

A KHD e a Krupp Polysius realizaram experimentos com vários tipos de rolos e características de revestimentos, visando a reduzir os problemas associados ao desgaste dos rolos nas prensas. A Köppern previu que poderia ganhar uma vantagem de mercado a partir da pesquisa e do desenvolvimento de uma nova superfície de revestimento comercialmente conhecida como Hexadur®. Esse projeto foi tão bem sucedido que máquinas de fabricantes

concorrentes com aplicação na indústria de cimento começaram a ser revestidas com estes novos revestimentos. O revestimento Hexadur® de rolos (Figura 3.13) foi desenvolvido a altos custos financeiros, mas com benefícios para a Köppern que, acredita-se, obteve uma vantagem significativa em termos de competitividade em relação à Krupp Polysius e a KHD. Acredita-se que o Hexadur® possa estender a durabilidade dos rolos por 10 vezes em comparação com a tecnologia atual de rolos revestidos com pinos. (Schumacher and Theisen, 1997). Entretanto, os novos materiais custam muitas vezes mais do que os materiais padrão de revestimento, porém pode-se prever que um aumento significativo da demanda do revestimento Hexadur® poderá causar uma redução no seu custo.

A introdução destas superfícies, resistentes ao desgaste, produziu um benefício adicional ao processo, na forma de um aumento significativo da capacidade das unidades que utilizam essas tecnologias. Esse aumento de capacidade resulta do aumento da distância de trabalho entre rolos em unidades que usam rolos revestidos com pinos. O aumento da distância de trabalho resulta de um aumento da capacidade dos rolos de tracionar mais material para dentro da zona de compressão, para uma mesma força de moagem. O aumento da distância de trabalho entre rolos é diretamente proporcional à capacidade da unidade. Até mesmo superfícies de rolos mais enrugadas como os padrões de solda e chevron (ver Figura 3.9) levam a um aumento da capacidade (Lim et al., 1996; Lim and Weller, 1997). O aumento da capacidade é naturalmente acompanhado de um aumento da energia específica de moagem que resulta da maior força de tração dos rolos equipados com revestimentos não lisos. A relação entre a capacidade e a distância de trabalho entre rolos é discutida na seção 3.7 desta revisão.

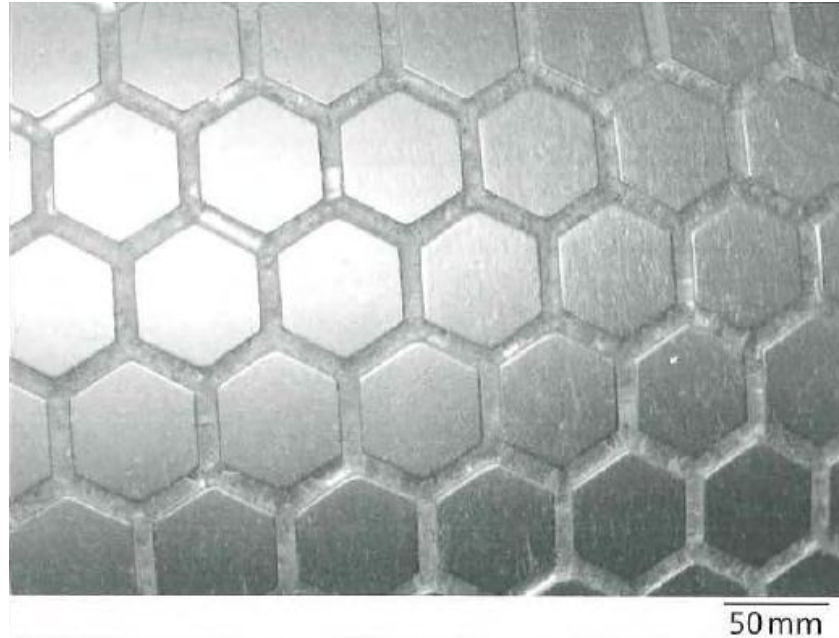


Figura 3.13 - Superfície de rolos Hexadur® patenteada pela Kopperrn, desenvolvida para reduzir o desgaste (Schumacher & Theisen, 1997).

3.3 ESTÍMULOS PARA O DESENVOLVIMENTO DE TECNOLOGIA PARA PRENSAS DE ROLOS

Dentro deste novo contexto de aplicação de prensas de rolos, é importante explicar o papel de um modelo específico para moagem em prensa de rolos. Até recentemente a moagem semi-autógena teve um impacto importante em projetos de circuitos de cominuição eficientes. No entanto, as vantagens da moagem SAG estão sendo erodidas à medida que a indústria mineral é desafiada pela necessidade de construir plantas de alta capacidade e com maior eficiência energética. A tecnologia de prensas de rolos tem sido vista como um novo método de cominuição capaz de oferecer capacidades mais altas com energias específicas de moagem mais baixas, além de um potencial para melhores recuperações (Patzelt et al., 1995; Patzelt et al., 1997), em função de uma liberação favorecida por processos de fratura na interface das fases.

Durante as duas últimas décadas a pesquisa sobre prensas de rolos atingiu um nível em que os processos envolvidos são bem entendidos. Este entendimento resultou na formulação de vários modelos publicados por autores como Fuerstenau, Austin, Weller, Lim, Klymowsky e Schönert. Os modelos foram desenvolvidos com diferentes níveis de aceitação, mas todos

baseados fortemente em uma dependência do processo nas características do material a ser cominuído. Previsões de desempenho dependem, portanto, de experimentos utilizando o material em questão para justificar e escalonar novas unidades dentro de um circuito de moagem (Otte, 1988).

Portanto, a aptidão dos modelos em simular e prever o desempenho de uma unidade industrial é baseada em testes de caracterização do minério, em uma série de testes em escala de laboratório ou escala piloto em prensa de rolos.

No modelo Tondo-Morrell-Shi testes em escala de bancada são desenvolvidos para determinar dois parâmetros de modelo; t_{10} que descreve em que grau as partículas da alimentação são quebradas, e um coeficiente de potência $K_{p(HPGR)}$ que descreve quantos múltiplos de energia de cominuição convencional são usados para cominuir o minério. Uma vez determinados, o modelo é escalonado para simular uma unidade industrial. O resultado da simulação é a distribuição granulométrica prevista no produto, a capacidade e a potência (Morrel et al., 1997). Esse modelo forma a base dos trabalhos de pesquisa conduzidos no JKMRC.

No modelo de Austin, uma descrição formal em termos de modelo de balanço populacional é usada para descrever dois processos em série. Primeiramente a quebra por compressão simples, que ocorre com todas as partículas maiores que a distância operacional entre rolos. Os produtos deste processo junto a partículas da alimentação que não são submetidas à compressão simples formam a alimentação da zona de cominuição por compressão em leito de partículas. Resultados de testes em bancada são utilizados para calcular uma série de parâmetros que descrevem a probabilidade de quebra e a distribuição granulométrica gerada na quebra por processos de alta pressão em leito confinado. Alguns destes parâmetros são escalonáveis, e permitem a previsão da distribuição granulométrica no produto de uma prensa de rolos industrial. A capacidade e a potência específicas são calculadas a partir de relações desenvolvidas por Austin, e que são utilizadas comumente pela Polysius para a previsão da capacidade e potência de uma prensa de rolos industrial. O modelo de Austin está implantado no simulador de plantas Modsim™ (King, 2001).

Nos dias de hoje, técnicas de simulação são muito empregadas em estudos de pré-viabilidade, viabilidade e engenharia detalhada de projetos de mineração. No entanto, os modelos utilizados nos simuladores invariavelmente baseiam-se em dados de caracterização do minério e em dados de moagem em escala de bancada e piloto. Testes em prensas de rolos de escala piloto podem ser conduzidos com apenas algumas toneladas de minério, embora a capacidade destas unidades seja relativamente alta (50 – 80 t/h). Isso se deve à propriedade

inerente destas máquinas de entrar em regime estável de operação praticamente no início da operação. Testes em escala laboratorial com capacidades muito mais baixas (1-5 t/h) têm custos menores, requerem menos mão de obra e possibilitam calibrar os modelos com quantidades relativamente pequenas de amostra. Esses testes são ideais para estudos de pré-viabilidade em que quantidades pequenas de amostras de testemunhos de sonda estão disponíveis.

Em relação à moagem SAG, um programa completo de testes em prensa de rolos é muito mais simples e requer bem menos amostra e tempo para gerar dados apurados com uma maior previsibilidade de escalonamento.

Além disso, o interesse em processos de cominuição eficientes tem surgido devido a preocupações com relação ao meio ambiente. O excesso de emissões de gases efeito estufa é derivado do abuso do uso das reservas limitadas de combustíveis fósseis não-renováveis da terra; veja o domínio dos combustíveis fósseis representado pela linha pontilhada na Figura 3.14. As minas do futuro, provavelmente, estarão sujeitas às políticas globais de restrição de uso de energia. Estas mudanças importantes e o constante aumento dos custos de energia (principalmente da energia gerada a partir de fontes não-renováveis), eventualmente, forçarão as empresas de mineração a procurarem processos de cominuição energeticamente mais eficientes.

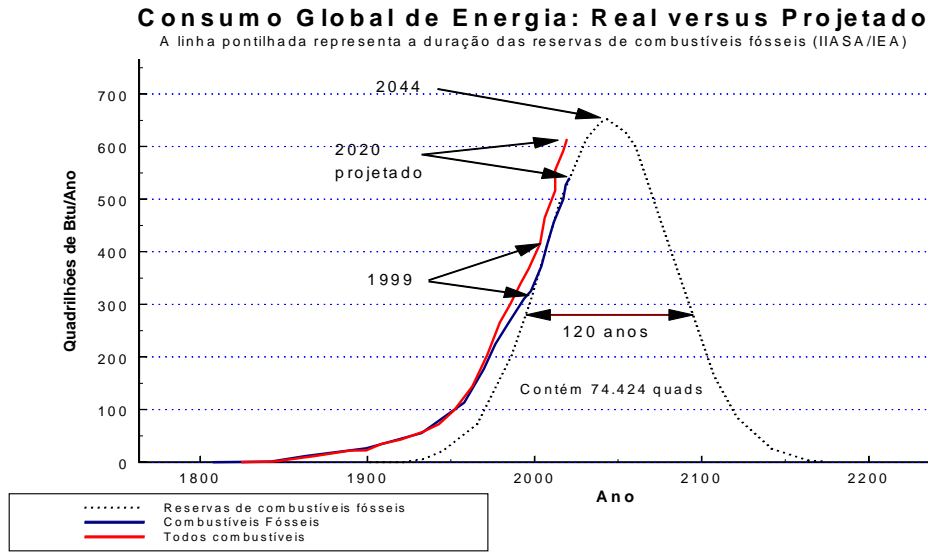


Figura 3.14 - Consumo de energia global e a energia disponível de reservas de combustíveis fósseis versus tempo. 1 QUAD equivale a energia gerada por uma usina de 1 GW durante 33 anos. (Nixon and Whitehead, 1999).

O consumo de energia para britagem e moagem de sólidos (minérios, rochas, carvão e cimento) está acima de 30 bilhões de kWh (102 trilhões Btu) por ano nos Estados Unidos. Embora este número represente menos de 0,1% do total da energia consumida nos Estados Unidos, ele representa mais de 50% da energia consumida na indústria de mineração. Este consumo de energia comparada ao consumo em outras atividades de mineração é detalhado na Figura 3.15. (US Department of Energy, 2001)

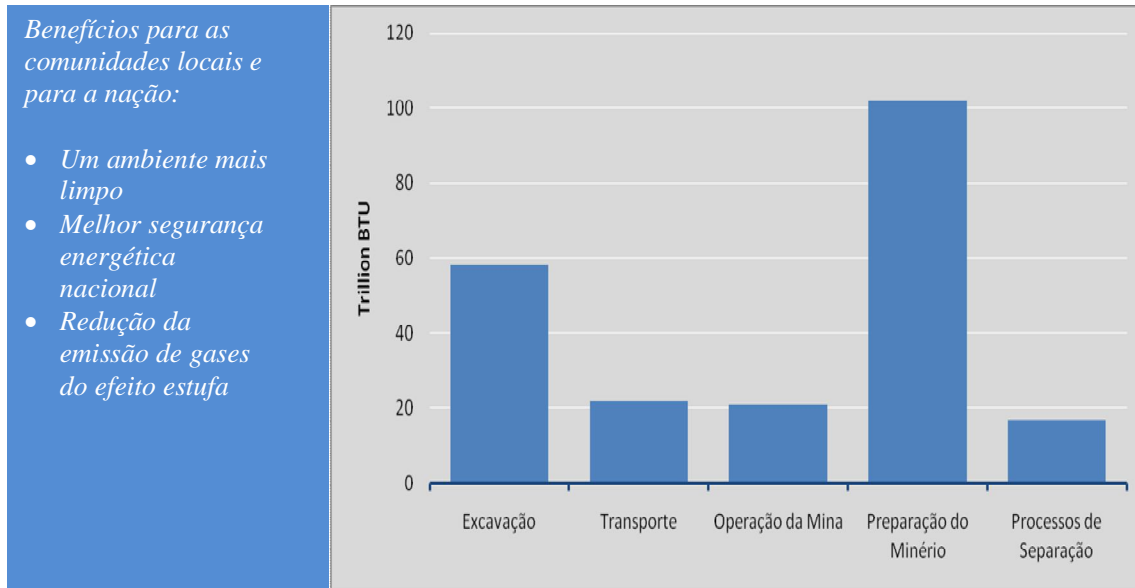


Figura 3.15 - Uso anual de energia na indústria mineral dos Estados Unidos. Os dados selecionados representam 85% dos produtos minerados (US Department of Energy, 2001).

Foi relatado que as prensas de rolos são entre 20 e 50% energeticamente mais eficientes que britadores convencionais ou circuitos de cominuição convencionais (Maxton et al., 2005; Morley, 2006; Schönert, 1988). Essa larga faixa de economia de energia depende de qual circuito ou arranjo é utilizado e como a economia de energia é definida. Por exemplo, 20% quando a prensa de rolos é utilizada como pré-tratamento a um moinho de bolas convencional e 50% quando usado em circuito fechado com um desaglomerador e classificador (Morsky et al., 1995; Norgate and Weller, 1991). De qualquer forma, esta tecnologia tem o potencial de reduzir significativamente o consumo de energia na cominuição. Essa redução potencial, medida em energia equivalente de “carbono”, é estimada entre 3,4 e 8,6 milhões de barris de petróleo por ano, somente nos Estados Unidos ($5,6 \times 10^6$ BTU \approx 1 barril de petróleo).

Mudanças nos circuitos de cominuição induzidas por questões energéticas já ocorreram na indústria Europeia de cimento, onde a introdução de “Impostos Ecológicos” tem aumentado significativamente o custo da energia. Sabe-se que a produção de cimento, por exemplo, é um processo intensivo de consumo de energia e os “Impostos Ecológicos” criaram uma urgência em estabelecer processos energeticamente eficientes nessa indústria.

3.4 MODELOS DE PRENSAS DE ROLOS

As prensas de rolos de alta pressão são distintas em que elas se baseiam em um processo de cominuição interpartículas que, aplicado corretamente no processo, se torna altamente eficiente do ponto de vista energético. As unidades de prensas de rolos são relativamente compactas e têm capacidades muito altas e, por isso, são adequadas para melhorias e expansões de plantas de beneficiamento. A maior capacidade e eficiência energética são os dois principais fatores que levam ao sucesso desta tecnologia na indústria cimenteira.

A inserção da tecnologia na indústria mineral tem acelerado nos últimos anos. Fatores como variações dos tipos e propriedades dos minérios, incertezas de possíveis problemas em processos subsequentes, altas taxas de desgaste de rolos, a baixa disponibilidade de unidades e os custos associados estão sendo solucionados pelos fabricantes e operadores.

Em comparação a outros equipamentos de cominuição na indústria mineral, existe uma quantidade bastante limitada de literatura disponível sobre prensas de rolos. Tópicos gerais dessa literatura tendem a ser direcionados para questões como a taxa de desgaste dos rolos, a capacidade e possíveis ganhos em processos subsequentes. A literatura produzida pelos fabricantes tem sido direcionada para os principais problemas de aplicação, os quais têm resultado em avanços incrementais da tecnologia, avanços esses baseados nas recomendações resultantes destes trabalhos. A modelagem da capacidade e da energia está bem estabelecida na literatura, mas a modelagem da granulometria do produto tem sido particularmente difícil (Klymowsky and Liu, 1997), conseqüentemente, a literatura sobre este tópico é bastante escassa. A razão para isto é a falta de uma base de comparação entre unidades de pequena e grande escala, com distribuições granulométricas conhecidas nos produtos e alimentações (Norgate and Weller, 1991).

Várias tentativas foram feitas para modelar completamente o processo de cominuição em prensas de rolos, incluindo capacidade, potência e distribuição granulométrica no produto. As contribuições a modelagem têm resultado do trabalho de vários pesquisadores e estes modelos são, em sua maioria, empíricos ou predominantemente empíricos e em muitos casos não foram incorporados em aplicativos de simulação de processos. Algumas destas contribuições são brevemente discutidas e sumarizadas aqui.

Schönert (1988) descobriu que a quebra realizada era dependente principalmente da quantidade de energia absorvida. Condições de processamento, como aumento da umidade, podem ter um efeito importante na quebra, mas a velocidade de compressão não tem efeito significativo, influenciando minimamente na quebra. Schönert descobriu que sendo possível prever a energia absorvida, também se poderia prever a quebra do material. Através de experimentação, Schönert concluiu que a distribuição granulométrica se torna mais fina com o aumento da pressão e da energia absorvida e que existe uma relação proporcional entre a força de moagem (resultante da pressão) e a energia absorvida. Mais interessante, o processo de quebra é limitado, e converge para um ponto em que qualquer pressão/força adicional não resulta em quebra adicional. Schönert propôs modelos para o processo, mas esses modelos ainda não foram utilizados em simulação. Pode-se antever que os modelos propostos por Schönert podem ser entendidos pelos fabricantes e utilizados quando decisões ou recomendações são feitas para potenciais compradores de prensas de rolos. Os detalhes e os relatórios dessas informações podem muito bem ser mantidos em confidencialidade pelos fabricantes.

Klymowsky e Liu (1997) desenvolveram um modelo para prever a distribuição granulométrica do produto a partir de várias condições de alimentação. Liu quantificou as interações entre as partículas da alimentação usando uma função de divisão de energia ponderando a distribuição da energia pelos diferentes tamanhos de partículas. Foi estabelecido que a função de distribuição de energia é dependente da abrangência dos tamanhos de partículas e da energia absorvida. A energia absorvida aumenta à medida que a distribuição granulométrica se torna mais ampla.

Fuerstenau (Fuesternau et al., 1991) desenvolveu um modelo para a cinética de moagem de uma prensa de rolos quanto a energia utilizada. Esse trabalho concluiu que as distribuições granulométricas do produto são autossimilares quando plotadas contra um tamanho adimensional no eixo x, e observou-se que elas têm um comportamento similar àquele observado em moinhos de bolas. Essas conclusões levaram Fuerstenau a utilizar um modelo de balanço populacional similar ao utilizado na modelagem de moinhos de bolas. A autossimilaridade é um fenômeno real.

Lim et al (1994) construíram um modelo empírico simples da distribuição granulométrica do produto em função da utilização de energia e da distribuição granulométrica da alimentação, baseado no princípio de autossimilaridade de Fuersternau. Eles confirmaram que o princípio de autossimilaridade se mantém em altas energias específicas, em diferentes distribuições granulométricas da alimentação, velocidades dos rolos

e em conteúdos de umidade. Mais tarde, Lim et al (1996) observaram que o princípio da autossimilaridade pode não ser observado em baixas energias específicas de moagem.

Lim e Weller (Lim and Weller, 1997) também desenvolveram um modelo empírico de capacidade que incorpora os efeitos da variação da força de moagem, velocidade dos rolos, umidade, tipo de superfície de rolos e distribuição granulométrica da alimentação. O modelo é escalonável. Porém, o modelo se mostrou inadequado e foi sugerido que um deslizamento do material entre os rolos na zona de compressão deveria ser incorporado ao modelo. Mais tarde, Schönert e Sander (Sander and Schönert, 2000; Schönert and Sander, 2002) completaram uma série de testes que mediram as forças de tração no leito entre rolos, concluindo que não ocorre deslizamento. Esse trabalho refutou muitas das postulações feitas previamente por Lubjuhn e Schönert (Lubjuhn and Schönert, 1993) e Lim (Lim and Weller, 1997), que sugeriam haver um deslizamento do leito de material entre os rolos. É interessante observar que o próprio Schönert defendeu inicialmente a ideia de que um deslizamento do leito de material na zona de compressão seria possível, levando a variações da aptidão do modelo de prever a capacidade de uma unidade. No entanto, essas pesquisas não contemplaram a possibilidade de que um movimento do material na porção interna do leito poderia levar a um resultado em que o volume total do leito se moveria mais rapidamente que os rolos, como se fora um processo de extrusão.

Norgate e Weller (Norgate and Weller, 1991) publicaram uma relação de potência que, utilizada em conjunto com o modelo empírico de Lim, poderia prever a distribuição granulométrica, tão somente, a partir da energia consumida e do tamanho médio do material na alimentação. No entanto, o modelo previu distribuições granulométricas além da distribuição limite mencionada por Schönert.

Austin (Austin et al., 1993) produziu um modelo fenomenológico para a previsão da potência em função da força aplicada, velocidade dos rolos e distribuição granulométrica na alimentação. Austin determinou geometricamente o ângulo crítico de tração e a porosidade efetiva do material entre rolos. Austin então produziu uma relação que expressa a potência em função da força aplicada e da velocidade angular dos rolos. Para a previsão da distribuição granulométrica no produto, Austin usou uma combinação do modelo para britadores de rolos (Austin et al., 1980) para descrever a britagem convencional das partículas maiores que a distância entre rolos, que por sua vez alimentam a zona de compressão com uma distribuição granulométrica mais fina que a da alimentação fresca. Este modelo é capaz de prever simultaneamente a distribuição granulométrica no produto, capacidade e potência. Essas

ideias foram prontamente incorporadas em simuladores comerciais baseados em balanço populacional.

Tondo (Tondo, 1997) apresentou uma ideia conceitual de três processos independentes ocorrendo dentro de uma operação de prensa de rolos. Cada processo é definido, modelado separadamente, e então re combinado para produzir um resultado geral. É nesse trabalho que a definição e a recombinação dos três processos que compõem o modelo são apresentadas. Tondo também explorou maneiras de prever o consumo energético baseado na técnica de Andersen (Andersen and Napier-Munn, 1988).

Morrell (Morrell et al., 1997) incorporou o modelo desenvolvido por Tondo no simulador comercial JKSimMet, com algumas modificações. Isso incluiu as componentes do modelo para previsão da capacidade e da potência baseado no modelo de capacidade de fluxo contínuo, medindo experimentalmente a energia específica de moagem. A partir da medição da energia específica de moagem, o modelo não necessita incorporar a força de moagem do sistema hidráulico. Isso é possível porque, como mencionado anteriormente, existe uma relação linear entre a energia específica e a força específica ou pressão (Patzelt et al., 2001; Schönert, 1988).

3.5 ESTRUTURA DOS MODELOS E TEORIA

Os modelos existentes para simulação, incorporados nos simuladores JKSimMet e Modsim, contêm três componentes: um modelo para a previsão da distribuição granulométrica do produto, um modelo para a previsão da capacidade e um modelo para a previsão da potência ou consumo energético.

O cálculo da capacidade utiliza a lógica padrão de fluxo contínuo, e esse método tem sido utilizado extensivamente tanto pelos fabricantes como por pesquisadores. O modelo de potência é baseado no consumo específico, que pode ser em uma prensa de rolos de bancada. Isso é explicado em mais detalhe adiante.

No caso do modelo Tondo-Morrell-Shi, foi desenvolvida uma variante dos modelos de potência de britadores do JKMRC. A estrutura do modelo e os conceitos que levam a quantidades físicas mensuráveis são apresentados e explicados nas próximas sessões. Esse modelo foi desenvolvido com base em duas importantes características de prensas de rolos, que foram observadas e relatadas por Tondo.

Primeiramente, Tondo afirma que, "parece existir um nível de moagem onde uma quantidade máxima de energia é transferida para o leito, levando a certa redução de tamanho. Depois deste ponto, toda a energia excedente é simplesmente dissipada e não ocorre redução do tamanho adicional. O ponto de saturação da energia (ESP) é dependente da textura do leito formado por cada material." Schönert (1988) também observou este fenômeno e relatou que o tamanho do produto se torna mais fino com o aumento de pressão e absorção de energia e convergirá para uma distribuição limite a partir da qual nenhuma quebra adicional será observada. Este fato é essencial para o entendimento e otimização do processo, mesmo porque o processo de quebra interpartículas deve ser explorado ao máximo com um mínimo de consumo energético.

Em seguida, Tondo afirmou que "pode-se notar que a despeito dos valores sendo investigados, uma curva mestre geral poderia ser definida para todos os testes. Isso indica que, para materiais homogêneos como quartzo e calcário, a quebra não é influenciada pela distribuição granulométrica da alimentação, velocidade dos rolos ou pela distância inicial entre rolos. Cada condição inicial leva a uma distância entre rolos operacional e pressão de trabalho que estabelecem em que nível de pressão ou energia o material será quebrado. A distribuição granulométrica normalizada do produto, como descrita em termos de autossimilaridade, não muda, sugerindo que todas as partículas quebram de forma similar e seguindo um padrão definido. Portanto, a quantidade de quebra depende tão somente da quantidade de energia que é introduzida no leito". Esta conclusão já havia sido relatada por Fuerstenau (Fuesternau et al., 1991), como descrito anteriormente.

Segue, a partir destas observações, que um modelo de prensas de rolos pode ser suportado por uma metodologia baseada na relação existente entre a função quebra (distribuição de tamanhos gerada em um evento de fratura) e a energia de quebra (probabilidade de ocorrer um evento de fratura) (Andersen and Napier-Munn, 1988) para a determinação da distribuição granulométrica do produto. Desta forma, o modelo é estruturado de forma que uma energia específica de moagem pré-selecionada, em conjunto com a capacidade da unidade, possa ser utilizada para calcular a potência requerida para processar o material.

3.6 MODELAGEM DA DISTRIBUIÇÃO DE TAMANHOS NO PRODUTO

A modelagem para previsão da distribuição granulométrica do produto inclui três processos bem definidos, que são modelados individualmente para produzir um resultado global. O modelo de cominuição assume que os mecanismos de quebra ocorrem independentemente no leito confinado da prensa de rolos. Este tipo de estratégia é utilizado comumente em modelos de balanço populacional para processos de cominuição como, por exemplo, moinho de bolas com pós-classificação e britador de mandíbulas com classificação interna. Os subprocessos da moagem em prensa de rolos são definidos como: i) britagem inicial das partículas maiores que a distância operacional entre rolos (que descreve o processo de britagem convencional com um britador de rolos), ii) um efeito das bordas, onde a força de moagem é reduzida, e iii) a moagem propriamente dita na zona de compressão. Este esquema é descrito conceitualmente na Figura 3.16.

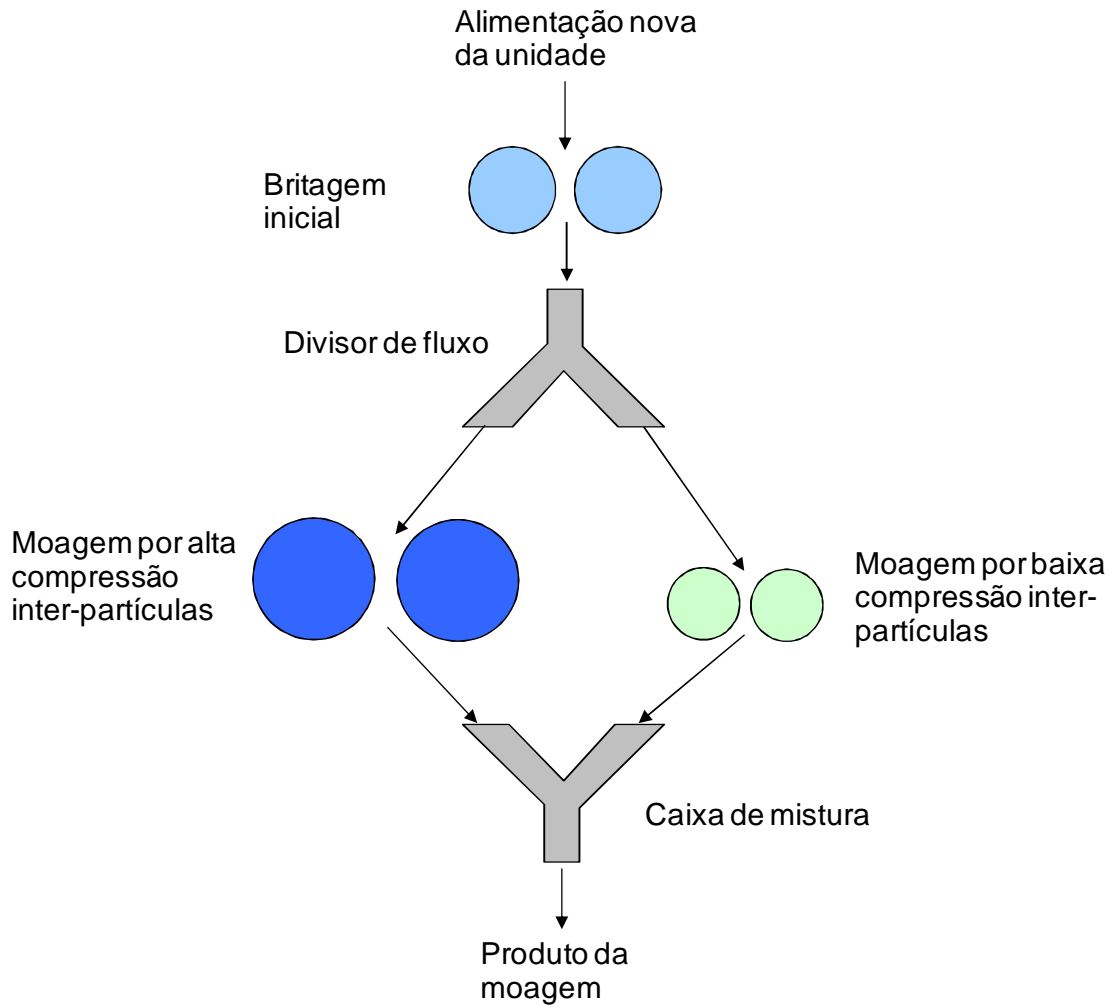


Figura 3.16 - A estrutura dos modelos de balanço populacional para moagem em prensa de rolos representada conceitualmente (Morrel et al., 1997).

3.6.1 A BRITAGEM INICIAL

De acordo com o modelo, as partículas maiores que certo tamanho crítico (x_c) são quebradas diretamente pela superfície dos rolos, da mesma forma que quebrariam em um britador de rolos convencional. Os produtos deste processo de britagem passam então para a região onde o leito sob compressão é formado. Portanto a interface entre as zonas de compressão e da britagem inicial é definida por uma distância crítica entre rolos (x_c), que pode ser derivada de considerações essencialmente geométricas (Austin et al., 1993):

$$x_c = 0,5 \left\{ (D + x_g) - \left[(D + x_g)^2 - \frac{4\rho_g D x_g}{\rho_c} \right]^{0,5} \right\} \quad (3.8)$$

caso em que,

D = Diâmetro dos rolos (m)

x_g = Vão operacional (m)

ρ_g = Densidade aparente do leito comprimido, na altura do vão operacional (kg/m^3)

ρ_c = Densidade aparente do leito compactado, na altura do vão crítico (kg/m^3)

A zona de compressão é relativamente pequena se comparada ao diâmetro dos rolos (Figura 3.17). O vão crítico (x_c) é, em geral, da ordem de 1,3 vezes o tamanho do vão operacional (brecha entre os rolos durante a moagem, x_g). O tamanho relativo da zona de compressão é conservado durante o escalonamento se o ângulo crítico de compressão da prensa de teste (escala de laboratório) for igual ao ângulo crítico de compressão da prensa industrial. Essa é uma condição geométrica que pode ser facilmente verificada. O ângulo crítico de compressão é definido geometricamente da forma ilustrada na Figura 3.17.

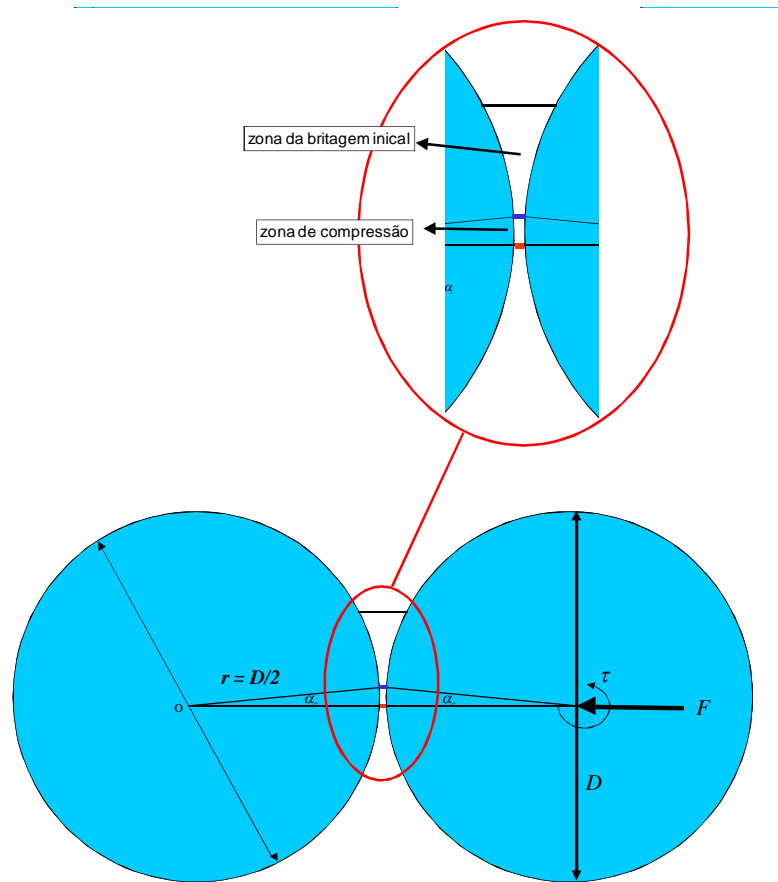


Figura 3.17 - Tamanho relativo da zona de compressão em uma prensa de rolos.(Daniel, 2002).

O ângulo formado entre o ponto na superfície dos rolos que denota a divisão entre as zonas de compressão e de britagem inicial e o ponto central dos rolos (eixo de rotação) é chamado de ângulo crítico de compressão e é representado por α_c . O ângulo crítico de compressão fica normalmente entre 7 e 9 graus (Kellerwessel, 1996).

3.6.2 O EFEITO DE BORDAS

Em situações específicas, a quebra perto das bordas dos rolos é diferente da quebra na região central, em função de desgaste diferenciado dos rolos e problemas de distribuição de pressão no rolo. Esse efeito de bordas resulta, em certa proporção, em um produto com partículas relativamente mais grosseiras. O gradiente de pressão é originado devido à descarga de material nas laterais do rolo (Watson and Brooks, 1994), como mostra a Figura 3.18.

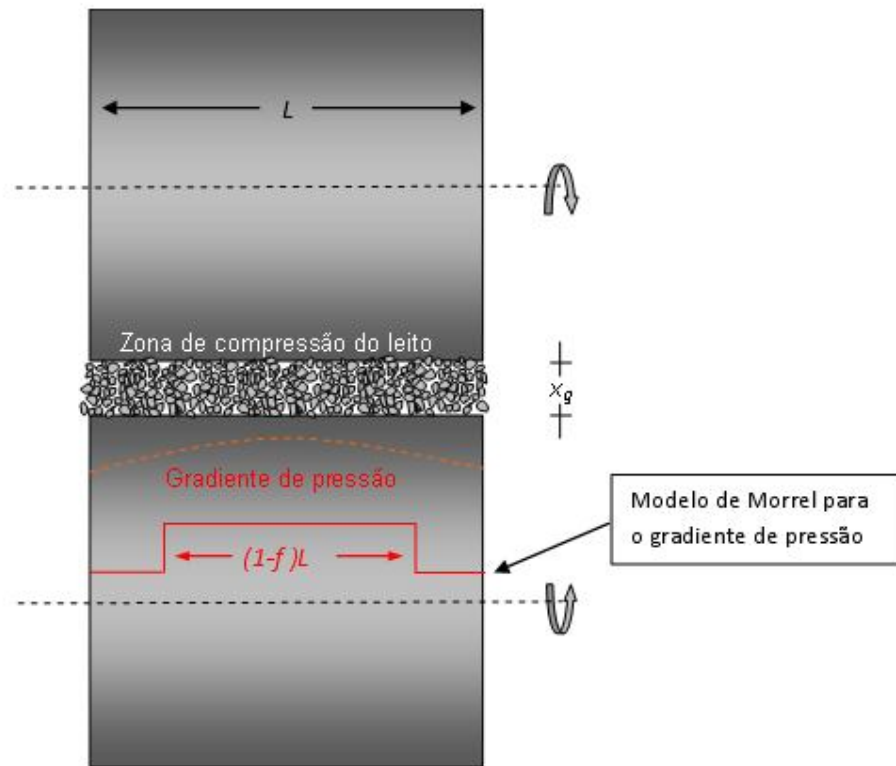


Figura 3.18 - Vista superior mostrando o gradiente de pressão devido ao efeito de bordas (Daniel, 2001).

O problema de perda de pressão nas bordas pode ser atenuado mediante a inserção de aros laterais, confinando o leito e prevenindo fluxo de material do leito no sentido longitudinal. Esse fenômeno só necessita ser modelado quando o produto mais grosso produzido na região próxima das bordas é fisicamente separado do produto mais fino produzido na porção central dos rolos. Um modelo proposto por Morrel assume que, na região próxima das bordas, ocorre somente quebra por britagem, como em um britador de rolos convencional, sem nenhuma quebra por compressão. Assim, o material da alimentação passa pelas bordas e somente as partículas maiores que o vão operacional são cominuídas. O modelo geométrico que define a quantidade de material da alimentação que é cominuída somente por britagem de rolos convencional é mostrado na Figura 3.18. Neste caso o gradiente de pressões é modelado por uma função de degrau, com pressão nula nas imediações das

bordas e pressão constante na região central dos rolos. A fração de material britado nas bordas, f , é representada na Equação 3.9. (Morrel et al., 1997)

$$f = \gamma \frac{x_g}{L} \quad (3.9)$$

f = fração de material da alimentação britado nas bordas

γ = fator dependente do minério

x_g = vão operacional

L = comprimento dos rolos

Vale ressaltar que a maioria das prensas de rolos industriais são equipadas com um sistema de pistões independentes e um controle reativo de alinhamento dos rolos. Durante a operação, o alinhamento dos rolos não é perfeito e o sistema reage constantemente à segregação da alimentação do material mantendo uma força de moagem mais ou menos constante ao longo da superfície dos rolos.

3.6.3 A ZONA DE COMPRESSÃO

Os limites da zona de compressão são definidos por uma distância das bordas dos rolos, definida por $L f/2$, caso em que L é o comprimento dos rolos e f é a fração definida na Equação 3.9. Tais limites estendem-se para cima a partir do plano do eixo dos rolos, na posição do vão operacional x_g , até uma distância estabelecida pelo vão crítico x_c , como definido pela Equação 3.8. Uma vista tridimensional das várias zonas de moagem de material entre os rolos é mostrada na Figura 3.19. Nesta ilustração, a força hidráulica exercida no material na zona de compressão é muito maior que as forças presentes nas zonas de britagem inicial e de bordas. A maior parte da força e da energia de moagem é utilizada para comprimir o material na zona de compressão. Esta força é gerada pelo torque aplicado no giro dos rolos. O torque requerido para girar os rolos consome a totalidade da energia de moagem, que usualmente fica na faixa de 2 a 5 kWh/t. Esta energia é aplicada quase que exclusivamente na zona de compressão. Na zona de compressão o material é fisicamente

compactado entre os rolos, causando uma diminuição do espaço intersticial das partículas (porosidade do leito) e um aumento significativo da densidade aparente.

A zona de compressão é, de longe, a zona de cominuição mais importante em uma prensa de rolos, e é onde a maioria dos processos de cominuição ocorre. Isto pode ser verificado pelo fato de que, para um mesmo material britado em um britador de rolos fixos, com os mesmos diâmetro de rolos, vão operacional e velocidade periférica dos rolos, a distribuição granulométrica resultante é praticamente igual à distribuição granulométrica da alimentação, salvo em casos em que a maioria das partículas é maior do que o vão operacional. Portanto, a energia utilizada na prensa é completamente consumida na zona de compressão.

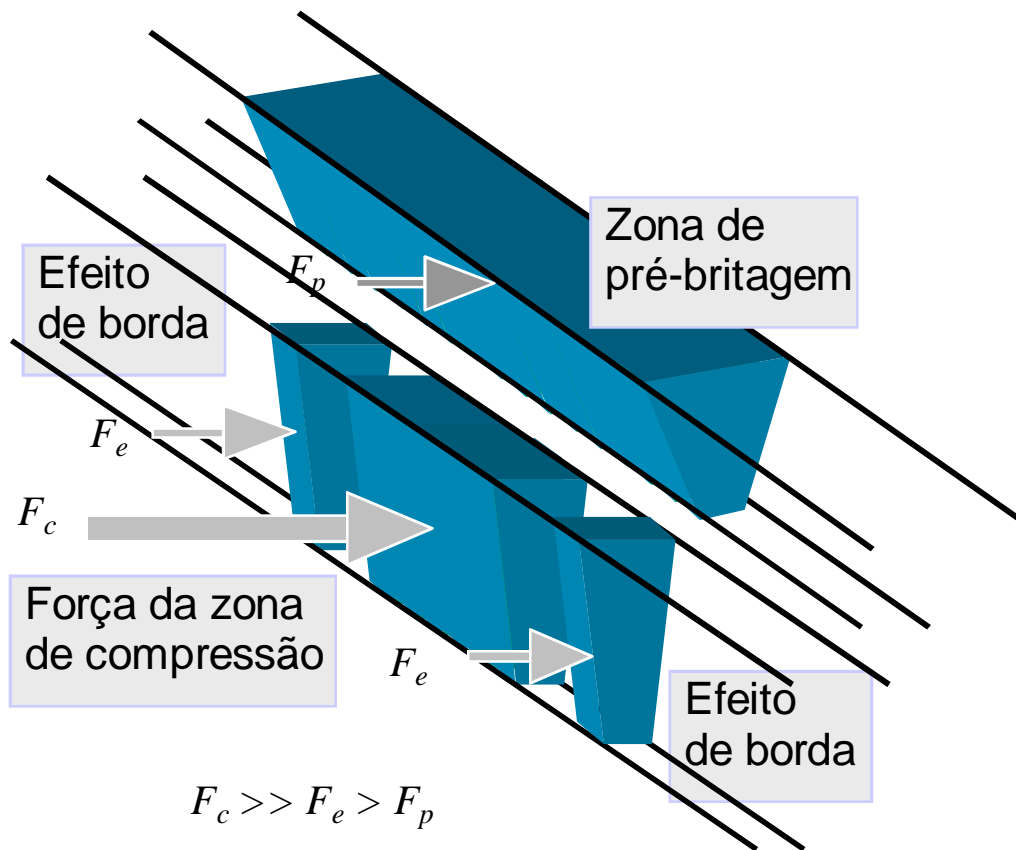


Figura 3.19 - Representação tridimensional do modelo de zonas de moagem em uma prensa de rolos (Daniel, 2001).

3.6.4 TESTE DE COMPRESSÃO LENTA

As condições de quebra dentro da zona de compressão de uma prensa de rolos, como mostram a Figura 3.3 e a Figura 3.19, são similares às condições de um leito de partículas colocadas em um cilindro com pistão (Kellerwessel, 1996). O deslocamento do pistão por uma espessura inicial do leito produz informações sobre o processo de compactação do leito de partículas em função da força aplicada. No entanto, é necessário frisar que os testes com cilindro e pistão não podem ser relacionados ao vão operacional em uma prensa de rolos porque este é uma função da pega, ou seja, dos coeficientes de atrito entre o material e os rolos e dos coeficientes de atrito internos do material particulado. Quanto maior a pega (maior coeficiente de atrito entre os rolos e o leito particulado e maior viscosidade interna do leito particulado) maior o vão operacional (Austin et al., 1995). Isso faz com que a melhor caracterização possível do material quanto à capacidade na prensa seja obtida através de testes de moagem na própria prensa de rolos. Este escalonamento é o método aceito na literatura, com a determinação da capacidade específica de moagem em testes de bancada e em escala piloto. A capacidade específica de moagem contém todas as informações referentes às propriedades de “pega” do material testado.

Por outro lado, o modelo JKMRC inclui dispositivos, pelos quais o deslocamento do pistão a partir da altura inicial do leito pode ser relacionado com o vão operacional e o vão crítico da zona de compressão em uma prensa de rolos. Um esquema do teste de compressão lenta é mostrado na Figura 3.20.

Quando o material está completamente comprimido, nenhuma transferência de trabalho ou energia é possível, independentemente da força aplicada. Portanto, a força que resulta em um aumento da densidade aparente para valores próximos a 100% da densidade real do minério é teoricamente a força máxima que pode ser usada para cominuir o minério. A partir deste ponto, o material é incompressível, e o deslocamento medido (x_g) representa uma densidade aparente no vão operacional que poderia ser observada em uma prensa industrial. Quando a maioria dos espaços intersticiais das partículas colapsam (transição da densidade aparente do leito compactado em densidade aparente do leito comprimido) surge uma condição em que nenhum ou pouquíssimo trabalho pode ser exercido sobre o leito de partículas. Esta é uma explicação para o fenômeno do limite de cominuição que ocorre na prensa de rolos.

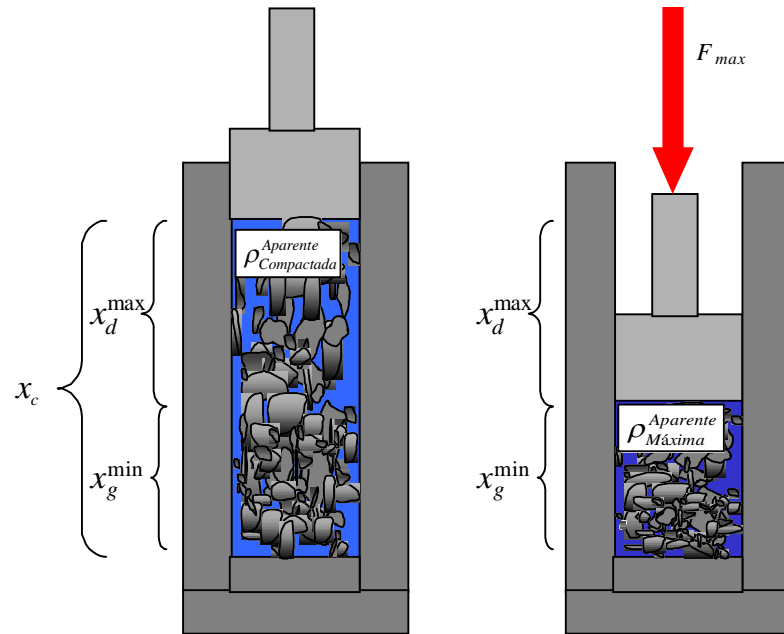


Figura 3.20 - Teste de compressão com um pistão e cilindro, mostrando a densidade aparente máxima de um minério sob compressão (Daniel, 2003).

Nas condições do teste com cilindro e pistão, x_c é uma função da quantidade de amostra utilizada no teste, da densidade aparente do leito compactado e da área da secção transversal do cilindro. Assim, o parâmetro x_c estimado no teste com cilindro e pistão não é uma estimativa de x_c da prensa de rolos industrial, mas somente um análogo de condição existente, ou seja, a condição do leito compactado, sem qualquer compressão. Ao passo que a força de compressão aumenta no pistão, o leito começa a se compactar e os espaços intersticiais colapsam junto à cominuição das partículas por força interpartículas. Este comportamento se estende até um limite onde o leito não pode ser mais comprimido. A força requerida para atingir a condição de leito incompressível é designada F_{max} , nesta condição a densidade aparente do leito é muito próxima da real do minério, e a altura do leito no cilindro é mínima.

3.7 MODELOS PARA PREVISÃO DA CAPACIDADE E POTÊNCIA

As Equações 3.8 e 3.9 apresentadas anteriormente definem as diversas zonas de cominuição, as interfaces entre elas e o vão operacional x_g . Como descrito anteriormente, a interface entre a zona de britagem inicial e a zona de compressão é definida por meio do vão crítico x_c . Analiticamente, x_c pode ser representado pela Equação 3.10, como mostrado geometricamente na Figura 3.21.

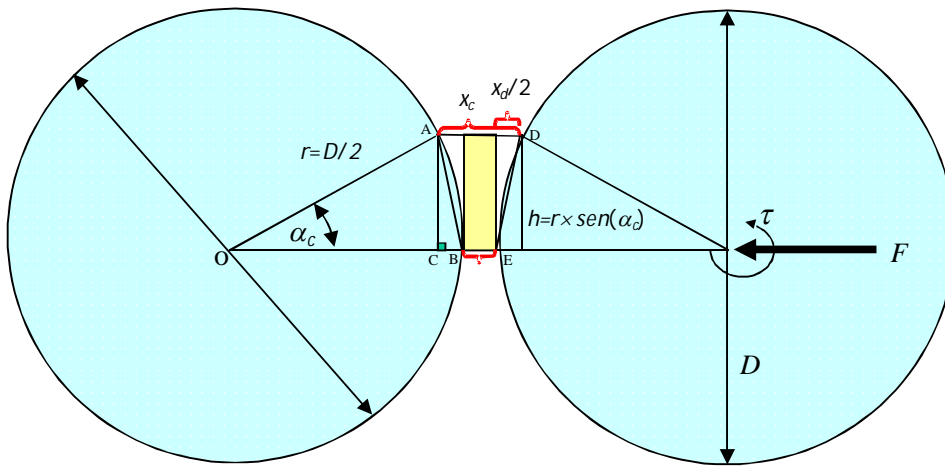


Figura 3.21 - Definição geométrica de x_c e x_d (Daniel, 2002)

$$x_c = x_d + x_g \quad (3.10)$$

A partir da Figura 3.21, x_d pode ser expresso geometricamente da seguinte forma:

$$x_d = [1 - \cos \alpha_c] D \quad (3.11)$$

Rearranjando a Equação 3.11:

$$\cos \alpha_c = \left[1 - \frac{x_d}{D} \right] \quad (3.12)$$

Substituindo a Equação 3.10 na Equação 3.12 tem-se:

$$\cos \alpha_c = 1 - \left[\frac{(x_c - x_g)}{D} \right] \quad (3.13)$$

Como mencionado anteriormente, a zona de compressão é definida como a região que acredita-se existir entre os rolos giratórios, iniciando onde o leito de partículas começa a ser comprimido e terminando onde o leito atinge uma compactação máxima. No entanto, a zona de britagem inicial não é necessariamente confinada à região acima do vão crítico e, de fato, deve estender-se até a altura do vão operacional. Embora a posição do vão crítico possa ser definida claramente como a posição a partir da qual o leito começa a ser comprimido (a densidade aparente começa a aumentar), a posição do vão crítico não pode ser medida diretamente, já que a única informação que pode ser obtida a partir de testes de moagem é a densidade aparente do leito no vão operacional. A maioria dos minérios processados em uma prensa de rolos produz agregados com densidades medidas entre 80 e 85% da densidade real do minério (Kellerwessel, 1996). Devido ao fato de a compressão de um minério particulado não poder produzir densidades maiores que a própria densidade do minério, assim como o fato de que é possível medir a densidade aparente com grande precisão, é possível estimar a densidade do leito no vão operacional a partir da densidade dos agregados, assumindo-se que os agregados não expandam ao deixar a zona de compressão. Assumindo-se que o empacotamento dos leitos de partículas é muito similar seja qual for o material, a densidade aparente dos agregados só pode ser utilizada como uma estimativa da densidade aparente do leito no vão operacional quando o agregado produzido atinge, idealmente, de 80 a 85% da densidade do minério. Uma estimativa mais apropriada, e direta, da densidade do leito particulado no vão operacional é obtida a partir da vazão de sólidos resultante em um teste de moagem contínua. Este método pode ser utilizado para todos os tipos de minério, inclusive aqueles que não formam agregados.

Como é possível medir a densidade aparente do minério compactado na alimentação, é possível calcular o vão crítico que define o início da zona de compressão. A derivação é baseada no fato de que a transferência de massa através de qualquer plano paralelo ao plano definido pelos dois eixos dos rolos é constante.

Neste caso, pode-se dizer que a vazão de sólidos na altura do vão operacional (altura definida pelo centro dos rolos) é igual à vazão de sólidos na altura do vão crítico.

$$Q_g = Q_c \quad (3.14)$$

$$Q_c = L\rho_c x_c (v \cos \alpha_c) \quad (3.15)$$

Em caso em que Q_c é a vazão de sólidos (capacidade) de material através do plano definido por x_c , em kg/s, e

$$Q_g = L\rho_g x_g (v \cos \alpha_g) \quad (3.16)$$

e Q_g é a vazão de sólidos (capacidade) de material através do plano definido por x_g , em casos que:

v = velocidade periférica dos rolos (m/s)

L = comprimento dos rolos (m)

ρ_g = densidade aparente do leito na altura do vão operacional (compressão operacional máxima) (kg/m^3)

ρ_c = densidade aparente do leito compactado na altura do vão crítico, sem compressão (início da zona de compressão do lado da alimentação) (kg/m^3)

x_g = vão operacional (m)

x_c = vão crítico (m)

Supondo que o material não escorregue na superfície dos rolos, e que não ocorra extrusão de material, pode-se afirmar que a velocidade com que o leito se move através do vão operacional é igual à velocidade periférica dos rolos. Portanto,

$$\cos \alpha_g = 1 \quad (3.17)$$

Substituindo as Equações 3.15, 3.16 e 3.17 na Equação 3.14 resulta em

$$\cos \alpha_c = \frac{x_g \rho_g}{\rho_c x_c} \quad (3.18)$$

Finalmente, combinando a definição geométrica da Equação 3.13 com a conservação da vazão de sólidos da Equação 3.14, é possível definir o vão crítico em termos do vão operacional, do diâmetro dos rolos, da densidade do leito em compressão máxima na altura do vão operacional e da densidade aparente do minério (Austin et al., 1995), resultando na Equação 3.8.

$$x_c = 0,5 \left\{ (D + x_g) - \left[(D + x_g)^2 - \frac{4\rho_g Dx_g}{\rho_c} \right]^{0,5} \right\}$$

Kellerwessel (1996) define uma zona de compressão de forma similar, mas assume que a velocidade do leito é idêntica nos vãos crítico e operacional. Esta pode ser considerada uma aproximação razoável quando o ângulo crítico (ângulo de pega ou *nip angle*) é relativamente baixo. Assim, para uma zona de compressão definida desta forma, tem-se $x_c/x_g = \rho_g/\rho_c$. Kellerwessel também assume que a velocidade do leito no vão operacional é igual à velocidade periférica dos rolos, permitindo desta forma calcular a vazão de sólidos no produto (modelo de capacidade da prensa). Essa condição foi comprovada a partir de experimentos que mostraram a inexistência de forças ou componentes de forças na direção vertical na altura do vão operacional (Sander and Schönert, 2000; Schönert and Sander, 2002). De qualquer forma, a componente de força definida por $\cos(\alpha_c)$, sob condições normais, resulta em um valor próximo de 1 (unidade) já que a magnitude de α_c é normalmente da ordem de 7° a 9° .

Rearranjando as Equações 3.18 e 3.13 e resolvendo em termos de $\cos(\alpha_c)$ e x_d , resultam as Equações 3.19 e 3.20, que definem a geometria da zona de compressão e o volume de particulado no qual a força de compressão atua.

$$\cos \alpha_c = 0,5 \left\{ \left(1 + \frac{x_g}{D} \right) - \left[\left(1 + \frac{x_g}{D} \right)^2 - \frac{4\rho_g x_g}{D\rho_c} \right]^{0,5} \right\} \quad (3.19)$$

$$x_d = 0,5 \left\{ (D - x_g) - \left[(x_g - D)^2 + 4Dx_g \left(1 - \frac{\rho_g}{\rho_c} \right) \right]^{0,5} \right\} \quad (3.20)$$

O vão crítico x_c define o início da zona de compressão a partir da qual a densidade aparente do leito de partículas começa a aumentar em relação à densidade aparente do leito compactado. A partir deste ponto, e devido à rotação dos rolos, o leito confinado está sujeito a

forças de compressão muito elevadas, e a diminuição interpartículas começa a ocorrer. Esse processo contínuo é similar ao processo de compressão que ocorre quando as partículas são submetidas a um teste com pistão e cilindro e são sujeitas a forças de magnitude alta (Kellerwessel, 1996). No leito comprimido os vazios entre as partículas colapsam na medida em que as partículas quebram, de forma similar àquela que ocorre na zona de compressão de uma prensa contínua. No vão operacional (linha que une os centros dos rolos fixo e móvel) o leito atinge uma densidade aparente alta, mais próxima da densidade do minério.

Do ponto de vista dos agregados que podem ser formados no produto, dependendo do minério e da umidade da alimentação, sabe-se que esses expandem entre 10 e 15% ao deixar a zona de compressão, no produto da prensa (Lim et al., 1997). Já que a densidade aparente medida dos agregados normalmente fica entre 80 e 85% da densidade do minério, a densidade do leito poderia, teoricamente, atingir a densidade do próprio minério na altura do vão operacional. Portanto, levando-se em consideração a densidade dos agregados, a densidade aparente do leito, sob alta compressão na altura do vão operacional, seria provavelmente muito próxima da densidade do minério. Se este fosse o caso, implicaria em que o material na altura do vão operacional teria de se comportar como um sólido incompressível e a força aplicada aumentaria dramaticamente se essa condição fosse atingida. Forças altas de moagem não afetariam o processo de moagem, ou seja, a partir de certo nível de compressão a diminuição cessaria, e qualquer aumento da força resultaria em dissipação de energia na forma de processos de fricção.

Em resumo, x_c é a linha definida por AD na Figura 3.21, que marca o início da zona de compressão na prensa de rolos. Os pontos A e D na superfície dos rolos demarcam, portanto, o ponto a partir do qual começa o processo de quebra interpartícula. Quaisquer partículas maiores que x_c na alimentação necessariamente quebram por contato direto com a superfície dos rolos na zona de britagem inicial, como em um britador de rolos convencional.

O ângulo formado entre os pontos A e B na superfície dos rolos e o ponto central do eixo do rolo O é chamado de ângulo da zona de compressão ou ângulo crítico α_c ou AOB, na Figura 3.21. Se a zona de compressão existir, ela provavelmente será pequena em relação ao diâmetro dos rolos. O ângulo da zona de compressão ficaria entre 7° e 9° , e assim o comprimento de x_c seria, normalmente, 1,3 vezes o vão operacional x_g . No entanto, o valor do ângulo crítico pode variar e, de fato, varia com o coeficiente de atrito entre a superfície dos rolos e o leito de material. Esse valor depende da granulometria da alimentação, do tipo de revestimento dos rolos e da fricção interna do material da alimentação. O vão operacional é,

na verdade, uma função da quantidade de material que pode ser puxado para a zona de compressão.

3.7.1 CÁLCULO DA CAPACIDADE

A capacidade de uma prensa de rolos pode ser calculada a partir das Equações 3.15 ou 3.16. Considerando-se que a Equação 3.16 pode ser simplificada, já que o ângulo do vão operacional é sempre nulo (0°), tem-se:

$$Q_g = L\rho_g x_g v \quad (3.21)$$

Caso em que:

L = comprimento dos rolos (m)

ρ_g = densidade aparente do leito no vão operacional (kg/m³)

x_g = vão operacional (m)

v = velocidade periférica dos rolos (m/s)

Qg = capacidade (kg/s)

3.7.2 DESLIZAMENTO DO MATERIAL E CAPACIDADE

Tão logo o material particulado chega à zona de compressão, pressupõe-se que não ocorre deslizamento do leito em relação aos rolos, nem entre os rolos (extrusão). Pressupõe-se que o leito particulado se mova na mesma velocidade da superfície dos rolos. Esse fato foi verificado experimentalmente por Schönert e Sander (2002). Schönert mediu as forças de deslizamento que ocorrem no vão operacional, entre o leito particulado e a superfície dos rolos, e concluiu que não é possível que haja deslizamento na região da zona de compressão.

Previamente, trabalhos desenvolvidos por Lim e Weller (1997) postularam a existência de deslizamento, foi sugerido que seria possível um movimento do leito comprimido em relação à superfície dos rolos. Esse fato foi dado como uma explicação para a variação da densidade aparente do leito particulado no vão operacional (densidades aparentes calculadas

maiores que a densidade do minério). Este tipo de deslizamento não deve ser confundido com o deslizamento que pode ser causado devido a um baixo coeficiente de atrito do material ou com o deslizamento que ocorre nas regiões acima da zona de compressão devido à velocidade alta dos rolos, em que o material é acelerado e conduzido para entre os rolos. O trabalho de Lim e Weller incluiu os mesmos conceitos teóricos contidos na construção geométrica aqui apresentada, no entanto eles calcularam vãos críticos da ordem de 5 a 8 vezes maiores que o vão operacional. Tal resultado parece pouco provável.

Coefficientes de atrito baixos podem ser observados em materiais muito finos e neste caso o leito flui entre os rolos e pode ocorrer extrusão. Em alguns casos, a presença de água pode diminuir os coeficientes de atrito de tal forma que o material passe a se comportar como um fluido. Em outras situações, a presença de água pode aumentar o coeficiente de atrito interno. Em casos extremos de velocidade excessivamente alta dos rolos e fora das velocidades recomendadas pelos fabricantes, pode haver deslizamento (Lubjuhn and Schönert, 1993).

Quando o deslizamento ocorre, é mais provável que ocorra em uma zona acima da zona de britagem inicial, onde as partículas provenientes do silo de alimentação fazem seu primeiro contato com a superfície dos rolos. Essa zona foi chamada de zona de aceleração por Lubjuhn e Schönert (1993), que investigaram os mecanismos envolvidos na transferência de material da alimentação para a zona de compressão.

No caso de deslizamento na zona de aceleração, este pode afetar o desempenho da prensa de rolos. A capacidade normalmente diminui quando ocorre deslizamento. No entanto, as medidas utilizadas no modelo de capacidade não são afetadas pelo deslizamento, já que todas as medidas são realizadas no vão operacional, dentro da zona de compressão, onde o deslizamento não ocorre (Sander and Schönert, 2000; Schönert and Sander, 2002). Para condições em que o deslizamento ocorre na zona de aceleração, uma quantidade de material menor é alimentada para a zona de compressão, resultando em um vão operacional menor. Consequentemente o modelo de capacidade, baseado em medidas do vão operacional, é válido mesmo em condições de deslizamento na zona de aceleração. É claro que qualquer deslizamento é indesejado, já que diminui a capacidade da prensa de rolos, além de aumentar o desgaste do revestimento dos rolos, em casos em que a velocidade dos rolos é muito alta.

3.7.3 POTÊNCIA

No caso de modelos que preveem a energia específica de moagem, a potência (kW) simulada de uma prensa de rolos é calculada diretamente a partir do produto entre a energia específica de cominuição (E_{cs}) medida em um ensaio experimental (kWh/t) e a capacidade (t/h) prevista da prensa simulada. A previsão da potência é, portanto, diretamente relacionada à previsão da capacidade.

A energia específica medida experimentalmente (E_{cs}) é calculada pela diferença das potências medidas na moagem (P_{Total}) e vazio (P_{vazio}), dividida pela capacidade medida (Q_m) como mostrado na Equação 3.22. A diferença entre a potência medida durante a moagem e a potência medida em vazio é a potência líquida de moagem (P_{moagem}), ou seja, a potência referente à energia efetivamente utilizada para cominuição.

$$E_{cs} = \frac{(P_{Total} - P_{vazio})}{Q_m} = \frac{P_{moagem}}{Q_m} \quad (3.22)$$

A potência total de moagem (P_{Total}) pode ser estimada experimentalmente com base na medida do torque (τ) exercido nos rolos juntamente com a velocidade circunferencial, a partir da expressão na Equação 3.23. A potência medida em vazio (P_{vazio}) é a potência consumida quando a prensa de rolos não está sendo alimentada.

$$P_{Total} = \frac{2\tau u}{D} \quad (3.23)$$

Caso em que:

τ = torque (Nm)

u = velocidade circunferencial (m/s)

D = diâmetro dos rolos (m)

P_{Total} = Potência (kW)

A potência total calculada para a unidade é definida pelas Equações 3.24 e 3.25.

$$P_{Total} = P_{moagem} + P_{vazio} \quad (3.24)$$

$$P_{Total} = E_{cs}Q_m + P_{vazio} \quad (3.25)$$

A potência de moagem é definida como a potência utilizada exclusivamente para o processo de moagem. A potência total medida no eixo dos rolos inclui a potência utilizada para movimentar os rolos na velocidade operacional, mesmo quando a prensa não está sendo alimentada. Essa potência é designada como a potência em vazio.

3.8 ASPECTOS GEOMÉTRICOS DE ESCALONAMENTO

Quando o escalonamento, na sua forma mais direta, é aplicado, pressupõe-se que a razão entre o diâmetro dos rolos e o vão operacional (D/x_g) se mantenha constante (Equação 3.26). Isto implica que a estimativa do vão operacional da prensa industrial seja baseada na medida do vão operacional da prensa de laboratório (Equação 3.27). Essas relações são utilizadas como base, a partir da qual se pode prever a capacidade e a potência da prensa industrial (Equação 3.28).

$$\frac{D_{lab}}{x_g^{lab}} = \frac{D_{industrial}}{x_g^{industrial}} \quad (3.26)$$

$$x_g^{industrial} = \frac{x_g^{lab} D_{industrial}}{D_{lab}} \quad (3.27)$$

$$Fator\ de\ escala = \frac{x_g^{industrial}}{x_g^{lab}} = \frac{D_{industrial}}{D_{lab}} \quad (3.28)$$

A razão entre o diâmetro dos rolos e o vão operacional durante o escalonamento é ilustrada na Figura 3.22.

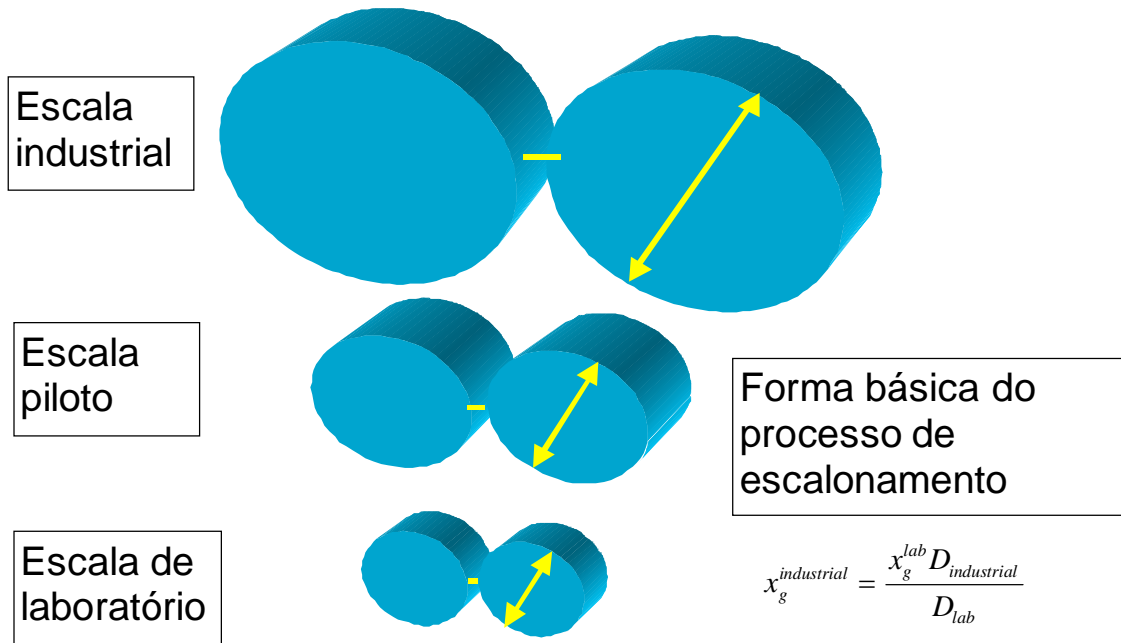


Figura 3.22 - Forma básica do processo de escalonamento assumindo uma razão constante entre o diâmetro dos rolos e o vão operacional entre rolos (Daniel, 2002).

A precisão da medida do vão entre rolos é fundamental no escalonamento para rolos de grande diâmetro. Levando-se isto em consideração, unidades de escala de laboratório que têm rolos revestidos com pinos podem ser problemáticas, na medida em que a altura relativa dos pinos, em relação ao tamanho máximo da alimentação e ao diâmetro dos rolos, pode ser alta, e conseqüentemente influir na medida do vão operacional. Este problema é ilustrado na Figura 3.23.

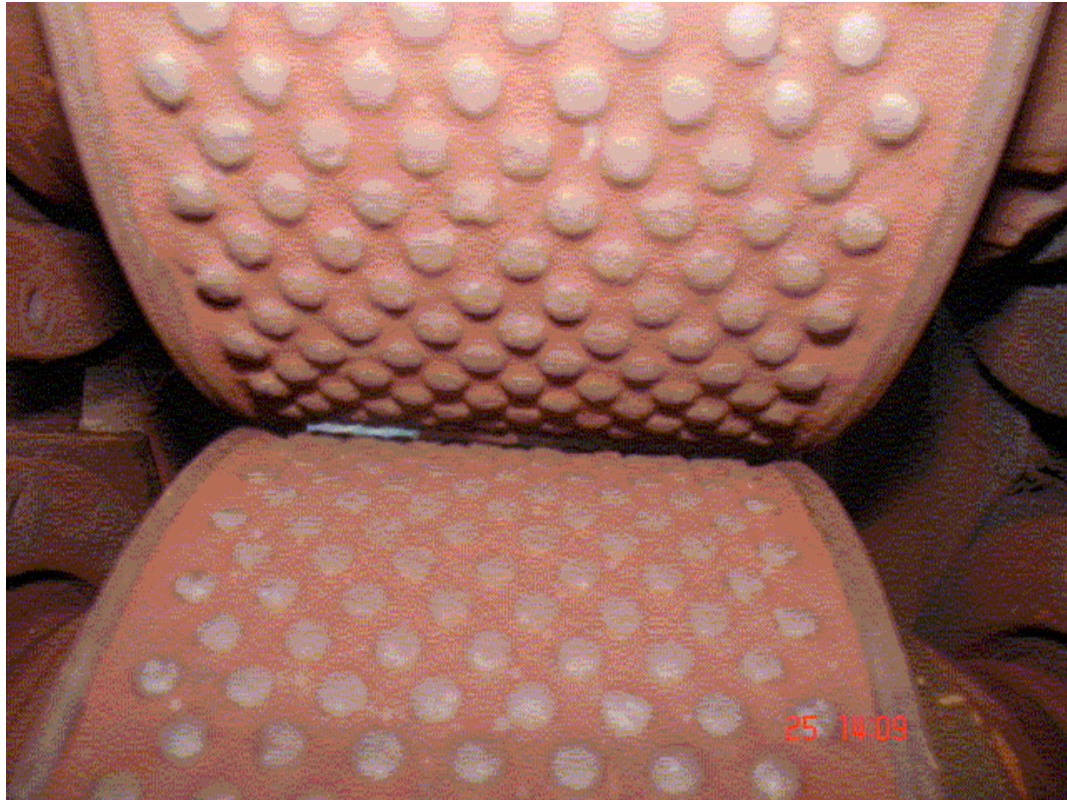


Figura 3.23 - Prensa de rolos de laboratório com revestimento de pinos de tungstênio.

No caso da prensa da Figura 3.23, o padrão de revestimento inclui carreiras de 8 e 7 pinos, alternadamente. Os rolos propriamente ditos não são necessariamente sincronizados quanto ao revestimento (os pinos de um rolo não encaixam perfeitamente com os pinos do outro rolo). Se a altura dos pinos é de 1 mm, por exemplo, o vão entre rolos poderá ser até 2 mm maior do que a distância entre o topo de pinos opostos. Valores medidos de aumento do vão operacional para alimentações grosseiras (~10 mm) são da ordem de 5 mm. Se o vão inicial é 1 mm, valor tipicamente utilizado na prensa de laboratório, o vão operacional poderá ser qualquer valor entre 6 mm e 8 mm, afetando consideravelmente o processo de escalonamento. Deve-se considerar também o fato de que rolos revestidos com pinos apresentam uma pega melhor para alimentações grosseiras, alterando a relação entre o diâmetro dos rolos e o vão operacional. Isto justifica a utilização de revestimentos pinados quando os rolos da prensa industrial são pinados, e lisos quando os rolos da prensa industrial são lisos, ou seja, a prensa de laboratório deve ter o mesmo tipo de revestimento a ser utilizado na prensa industrial, no caso de ensaios de escalonamento.

3.9 PARÂMETROS CHAVE PARA ESTUDO DE VARIABILIDADE E ESCALONAMENTO

Em escalonamento de prensas de rolos os principais objetivos que devem ser atendidos são a capacidade (t/h) e a distribuição granulométrica.

A capacidade do equipamento (t/h) é definida pelo comprimento, diâmetro e superfície dos rolos e pelas propriedades do material. Para um determinado rolo e material a capacidade é determinada pela velocidade dos rolos.

A finura do produto é controlada pela força de moagem aplicada no material entre os rolos. A força de moagem promove a fragmentação e geração de micro fraturas no material e é específica para cada tipo de minério.

Os parâmetros-chave para o escalonamento de uma prensa de rolos são capacidade específica (\dot{m}) e pressão específica de moagem. Estes parâmetros são mais bem detalhados a seguir.

3.9.1 CÁLCULO DA CAPACIDADE DE PRENSAS DE ROLOS

A capacidade específica \dot{m} é empregada no escalonamento da capacidade; \dot{m} não é adimensional, e não permite o escalonamento em situações em que a densidade do material varia significativamente (como, por exemplo, variações de teor em um minério de ferro). Trata-se de uma propriedade intrínseca do material da alimentação para uma determinada granulação e umidade.

O valor de \dot{m} é determinado pela seguinte relação:

$$\dot{m} = \frac{Q}{DLu} \quad (3.29)$$

caso em que:

L = comprimento dos rolos (m)

D = diâmetro dos rolos (m)

u = velocidade periférica dos rolos (m/s)

Q = capacidade (t/h)

\dot{m} = capacidade específica (t·s/m³·h)

3.9.2 CÁLCULO DA PRESSÃO DE MOAGEM EM PRENSAS DE ROLOS PARA ESTUDOS DE VARIABILIDADE

A pressão de moagem aplicada ao material definirá a finura do produto. Entretanto esta pressão não pode ser medida diretamente. Vários parâmetros estão disponíveis para se quantificar a pressão de moagem no leito de partículas entre os rolos. Um destes parâmetros é a força específica de moagem φ que é definida pela equação 3.30 abaixo:

$$\varphi = \frac{F}{1000LD} \quad (3.30)$$

caso em que:

φ = força específica de moagem (N/mm²)

L = comprimento dos rolos (m)

D = diâmetro dos rolos (m)

F = força de moagem (kN)

A pressão média \bar{p} aplicada ao leito de partículas entre rolos é definida pela equação 3.31 abaixo:

$$\bar{p} = \frac{2\varphi}{\alpha_{nip}} \quad (3.31)$$

caso em que:

\bar{p} = pressão média no leito de partículas entre os rolos (MPa)

α_{nip} = ângulo de pega

A pressão máxima de moagem p_{max} definida por Shönert (1988) é:

$$p_{max} = \frac{\varphi}{k\alpha_{nip}} \quad (3.32)$$

caso em que:

p_{max} = pressão máxima no leito de partículas entre os rolos (MPa)

k = constante do material (0.18 – 0.23)

α_{nip} = ângulo de pega.

4 DESCRIÇÃO DO MODELO PROPOSTO

Como demonstrado nas sessões anteriores, existe um vasto conhecimento sobre os fenômenos envolvidos na moagem com prensas de rolos de alta pressão. O escalonamento da capacidade é bem conhecido e recomendado pelos fabricantes. Quanto ao escalonamento da potência, pelo menos dois métodos distintos podem ser utilizados, como descrito por Klymowsky (Klymowsky et al., 2006). Assim, resta o problema relacionado à simulação da prensa de rolos quanto à granulação do produto em função do material e à granulação da alimentação, em diversas condições operacionais. Este problema deve necessariamente ser abordado a partir de técnicas de modelagem baseadas em balanço populacional de forma a possibilitar a sua implantação em simuladores de plantas de processamento mineral.

Um modelo deste tipo foi proposto por Austin e Trubelja (1994). Esse modelo não pode ser considerado um modelo de escalonamento, ou seja, o modelo não prevê a granulação do produto em função da pressão de moagem e das dimensões da prensa de rolos. Porém, o modelo serve como base para o desenvolvimento do escalonamento de prensas de rolos de alta pressão, uma ferramenta essencial em projetos de plantas de processamento mineral.

4.1 MODELO BALANÇO POPULACIONAL

O modelo do balanço populacional para prensas de rolos adotado neste trabalho é dividido em duas regiões, conforme mencionado anteriormente: região inicial de quebra por britagem e região de quebra por compressão.

O modelo mais importante é o modelo da região de quebra por compressão. Esse é o fenômeno que justifica a utilização de prensas de rolos em moagem industrial.

O modelo de britagem inicial foi considerado porque o fenômeno pode ocorrer em algumas situações extremas. O fato é que a britagem inicial em prensas de rolos deve ser evitada ao máximo para preservar o revestimento dos rolos. Assim, na prática operacional, o tamanho máximo de partícula na alimentação deve ser sempre menor que o vão operacional, e a britagem inicial deve ser irrelevante.

O modelo de moagem por baixa compressão (Figura 3.16) que resulta do gradiente lateral de pressões não foi adotado por duas razões. A primeira delas é que o modelo proposto por Morrel (1997), ilustrado na Figura 3.18, é um modelo simples, porém completamente

empírico, com um parâmetro arbitrário; e a segunda é que em geral as prensas de rolos não são operadas com separação entre o material gerado próximo das bordas e o material gerado na região central dos rolos. Em suma, o efeito do gradiente tem pouca importância prática do ponto de vista da modelagem e requer um trabalho de caracterização consideravelmente mais elaborado para a determinação de um parâmetro que pouco representa o gradiente real de pressão em uma operação de moagem industrial. Na verdade, o efeito existe e é significativo. Para aplicações como preparação de cimento e de *pellet feed*, em que a geração de superfície específica é o foco principal, este efeito deve ser considerado já que a recirculação do material de borda existe em aplicações industriais. Porém, esses casos não foram contemplados neste estudo, o presente trabalho é focado na prensa de rolos como um substituto das britagens terciária e quaternária.

4.1.1 REGIÃO DE QUEBRA INICIAL POR BRITAGEM

A região de quebra inicial por britagem é modelada com base no modelo de britagem em britador de rolos. Deve-se salientar que o modelo deve ser integrado com o modelo da zona de compressão. Aqui os princípios básicos do modelo de britador de rolos são descritos em mais detalhe.

Quando um britador de rolos lisos roda em condições de alimentação normal, cada partícula é apanhada (pega) e quebrada ou, alternativamente, passa através da fresta do britador sem quebrar, independentemente da presença de outras partículas. Se for empregada a alimentação forçada, um leito de partículas pode atingir a fresta entre rolos e passar pela fresta de forma comprimida. Uma vez que a fresta é fixa (diferente da prensa de rolos) pode surgir uma situação na qual os rolos estão comprimindo um leito altamente incompressível, gerando forças altíssimas nos rolos, muito maiores do que aquelas requeridas para comprimir e fraturar partículas individuais. Para se evitar tal situação, a vazão de alimentação do equipamento é reduzida, assim, evita-se a alimentação forçada.

Para entender o conceito de “pega”, é importante compreender que partículas podem ser grandes demais para serem britadas em britador de rolos. O tamanho máximo de partícula que pode ser alimentada no britador de rolos é dado pelo ângulo de pega (*nip angle*), que é uma função do tamanho da partícula, do diâmetro dos rolos, do tamanho da fresta entre rolos, do tipo de revestimento dos rolos, da forma das partículas e do material das partículas. Quando o tamanho da partícula excede o ângulo de pega, ela não é apanhada (*nipped*) e

permanece rolando sobre os rolos sem atravessar a fresta. A análise abaixo é feita para partículas cujo tamanho resulta em um ângulo menor que o ângulo de pega.

Foi descoberto que em alimentações não-forçadas, para cada tamanho (em uma série de intervalos de tamanhos de $\sqrt{2}$) existe uma fração que passa a fresta entre os rolos sem quebrar. Em termos matemáticos a fração que quebra é 1 (unidade) para partículas muito maiores que a fresta e zero para partículas muito menores que a fresta. Porém, para tamanhos similares ao tamanho da fresta, a variedade de formas de partícula e as probabilidades de orientação com relação à fresta produzem uma distribuição de probabilidades de quebra. A equação usada por Austin et al. (1994) é:

$$a_i = \begin{cases} \frac{1}{1 + \left(\frac{x_i}{\mu x_g}\right)^{-\lambda}} & , \quad n > i \geq 1 \\ 0 & , \quad i = n \end{cases} \quad (4.1)$$

caso em que n é o número de classes de tamanho, a_i é a fração em massa das partículas do intervalo de tamanhos i que quebra, x_i é o tamanho da peneira de cima do intervalo de tamanhos indexado por i e μ e λ são números característicos independentes do tamanho x_i ou do tamanho da fresta x_g . Para rolos lisos, $\lambda=6,7$ para todos os materiais testados. Este valor alto de λ significa que a_i tende a 1 para $x_i/x_g > 1$ e a_i tende a 0 para $x_i/x_g < 1$.

Este conceito foi utilizado no modelo porque, se uma partícula maior que o vão operacional entrar na zona de alimentação, e não quebrar por compressão, ela certamente quebrará quando for apanhada pela superfície dos rolos, antes de chegar ao vão operacional.

4.1.2 MODELO DE MOAGEM NA ZONA DE COMPRESSÃO

Primeiramente, define-se a pressão formal de moagem como:

$$P = \frac{\psi}{DL} \quad (4.2)$$

caso em que P é a pressão de moagem, ψ é a força horizontal nos rolos, D é o diâmetro dos rolos e L o comprimento. A pressão máxima ocorre na altura definida pelo vão operacional x_g , ou seja, no ângulo zero. A pressão máxima, embora consideravelmente mais alta, é proporcional a P . A pressão, bem como a força de moagem, diminui gradativamente até a altura definida pelo ângulo crítico α_c . A partir deste ponto não há compressão do leito, e a pressão de moagem é nula. Portanto, existe um gradiente de pressões entre a altura do ângulo crítico e o vão operacional. Como a pressão no vão operacional é proporcional à pressão de moagem definida na equação 4.2, P pode ser usado como uma medida das condições de quebra do leito comprimido.

Considera-se a distribuição granulométrica do produto gerado por uma alimentação toda de tamanho 1. Isso significa que estão sendo consideradas somente as partículas que pertencem à classe de tamanhos 1, que são as maiores partículas em uma população granulométrica bitolada. Define-se que a fração de material no intervalo de tamanhos indexados por i que é quebrada pelo processo de compressão do leito em uma passagem pelo moinho é igual a a_i' ; e, portanto, a fração não quebrada da classe de tamanhos i é $1 - a_i'$. A fração remanescente é $p_1 = (1 - a_1)(1 - a_1')$ = fração de partículas na classe de tamanho 1 no produto, ou seja, essas são as partículas da classe 1 da alimentação que não quebraram por britagem na zona inicial e que não quebraram na zona de compressão, permanecendo na classe 1 do produto. A fração que passa para a classe de tamanhos 2 é $b_{2,1}a_1 + b_{2,1}'a_1'(1 - a_1)$, em que $b_{2,1}$ é o valor de b para quebra por britagem e $b_{2,1}'$ é o valor correspondente para quebra por compressão, ou seja, das partículas que quebraram por britagem inicial, $b_{2,1}a_1$ vai para a classe 2 e do restante $a_1'(1 - a_1)$ (não quebraram por britagem inicial, mas quebraram por compressão do leito) $b_{2,1}'a_1'(1 - a_1)$ vão para a classe 2 do produto. Supondo que $b_{2,1}' = b_{2,1}$, pode-se escrever (convenientemente):

$$p_2^* = b_{2,1}a_1 + b_{2,1}'a_1'(1 - a_1)$$

A fração de material que permanece na classe 2 depois da quebra por britagem inicial é $1 - a_2$ e a fração remanescente depois da quebra por compressão é $1 - a_2'$. Portanto a fração de material na classe de tamanhos 2 no produto da prensa de rolos é:

$$p_2 = p_2^*(1-a_2)(1-a_2')$$

Seguindo esse raciocínio e essas definições, a massa de material por unidade de massa da alimentação que passa para o tamanho 3 é:

$$p_3^* = [b_{3,1}a_1 + b_{3,1}a_1'(1-a_1)] + [b_{3,2}a_2p_2^* + b_{3,2}a_2'(1-a_2)p_2^*]$$

e

$$p_3 = p_3^*(1-a_3)(1-a_3')$$

e assim por diante. A expansão deste raciocínio para todas as classes de tamanhos consideradas resulta na seguinte expressão geral:

$$p_i^* = \begin{cases} 0 & , \quad i=1 \\ b_{i,1}a_1^* + \sum_{j=1}^{i-1} b_{i,j}a_j^*p_j^* & , \quad n \geq i > 1 \end{cases} \quad (4.3)$$

$$p_i = \begin{cases} 1-a_i^* & , \quad i=1 \\ (1-a_i^*)p_i^* & , \quad n \geq i > 1 \end{cases}$$

caso em que $a_i^* = a_i + a_i'(1-a_i)$ e $a_n = 0, a_n' = 0$.

Uma simplificação de praxe e que é comumente utilizada em modelos de balanço populacional assume que a função quebra é normalizável. Neste caso $b_{i,j}$ pode ser substituído por $b_{i-j}, n \geq i \geq j$ (Austin et al., 1984, Beraldo, 1987). Um modelo útil para a função quebra primária normalizável é:

$$B_{i,j} = \phi \left(\frac{x_{i-1}}{x_i} \right)^\gamma + (1-\phi) \left(\frac{x_{i-1}}{x_i} \right)^\beta, \quad n \geq i > 1 \quad (4.4)$$

com

$$b_{i-j} = \begin{cases} B_{i-j} - B_{i+1-j} & , \quad n > i > j \\ B_{n-j} & , \quad i = n \end{cases} \quad (4.5)$$

O tratamento acima é baseado em uma alimentação toda no tamanho 1, que é $f_1 = 1$. No entanto, sabe-se que a distribuição de tamanhos do produto, medida para uma alimentação constituída de n tamanhos distintos, é igual àquela prevista pela combinação linear das distribuições de tamanhos nos produtos previstas para cada uma das alimentações individual e independentemente (Austin et al., 1984). Supondo que isto seja verdade para qualquer distribuição de tamanhos na alimentação, o vetor de valores p_i determinados para uma alimentação de tamanho 1 pode ser generalizado para a matriz de valores das alimentações de tamanhos j , já que o que é chamado de tamanho 1 é altamente arbitrário. Portanto a equação (4.3) pode ser mais generalizada para

$$\left. \begin{aligned}
 d_{i,j}^* &= \left[\begin{array}{l} 0 \\ b_{i-j}a_j^* + \sum_{k=j}^{i-1} b_{i,k}a_k^*d_{k,j}^* \end{array} \right. , \quad \left. \begin{array}{l} i = j \\ n \geq i > j \end{array} \right\} \\
 a_i^* &= \left[\begin{array}{l} 0 \\ a_i + a_i^*(1 - a_i) \end{array} \right. , \quad \left. \begin{array}{l} i = n \\ i < n \end{array} \right\} \\
 d_{i,j} &= \left[\begin{array}{l} 1 - a_i^* \\ (1 - a_i^*)d_{i,j}^* \end{array} \right. , \quad \left. \begin{array}{l} i = j \\ n \geq i > j \end{array} \right\} \\
 p_i &= \sum_{j=1}^i d_{i,j}f_j
 \end{aligned} \right\} \quad (4.6)$$

caso em que f_i é a fração da alimentação no intervalo de tamanhos i .

A matriz dos valores $d_{i,j}$ é chamada de matriz de transformação e $d_{i,j}$ são os parâmetros de transferência, ou seja, a fração da alimentação que tem tamanho j sai no intervalo de tamanho i no produto. Notar que quando $i > j$, $d_{i,j} = 0$. A última parte da equação (4.6) pode ser escrita em forma de uma operação matricial.

$$p = d f \quad (4.7)$$

4.1.3 MODELO COMBINADO DA ZONA DE BRITAGEM INICIAL COM A ZONA DE COMPRESSÃO

O modelo combinado requer um par de funções seleção, uma especificamente para o processo de quebra por britagem e outra para quebra por compressão; e um par de funções quebra normalizáveis, uma para britagem e outra para quebra por compressão. O modelo aqui proposto utiliza as seguintes formas funcionais para estes processos:

Função seleção de britagem:

$$a_i = \frac{1}{1 + \left(\frac{\mu x_g}{x_i} \right)^\lambda} \quad (4.8)$$

Função seleção para quebra por compressão:

$$\left. \begin{aligned} a'_i &= \left(\frac{x_i}{k} \right)^\alpha, & x_i > k \\ a'_i &= 1, & x_i \leq k \end{aligned} \right\} \quad (4.9)$$

Função quebra do processo de britagem:

$$B_{i,j} = \phi \left(\frac{x_{i-1}}{x_i} \right)^\gamma + (1 - \phi) \left(\frac{x_{i-1}}{x_i} \right)^\beta, \quad n \geq i > 1 \quad (4.10)$$

Função quebra do processo de compressão:

$$B_{i,j} = \phi' \left(\frac{x_{i-1}}{x_i} \right)^{\gamma'} + (1 - \phi') \left(\frac{x_{i-1}}{x_i} \right)^{\beta'}, \quad n \geq i > 1 \quad (4.11)$$

Assim, os parâmetros do modelo são μ, λ, κ e α para as funções seleção e $\phi, \gamma, \beta, \phi', \gamma', \beta'$ para as funções quebra. Portanto o modelo requer que o tamanho da fresta x_g durante a

operação da prensa de rolos seja conhecido. Este parâmetro importante define a capacidade da prensa de rolos, sendo uma função da pressão de moagem, da geometria do equipamento e das características do material a ser prensado.

4.1.4 ESCALONAMENTO DE POTÊNCIA E CAPACIDADE

Um modelo de escalonamento completo precisa disponibilizar pelo menos três informações, quaisquer que sejam a capacidade, a potência e a distribuição granulométrica no produto, dados parâmetros operacionais e de caracterização levantados em laboratório. Como o modelo de balanço populacional adotado neste trabalho é o modelo de Austin, é recomendável utilizar os modelos de Austin também para capacidade e potência.

Austin et al (1994) desenvolveram um procedimento de escalonamento com base em um fator de capacidade específica. Este parâmetro é dependente do mineral e é descrito pela equação 4.12:

$$m = \frac{Q}{\rho u D L} \quad (4.12)$$

caso em que:

m = fator de capacidade específica

Q = produção em (kg / s)

ρ = densidade da amostra em (kg/m³)

u = velocidade periférica dos rolos (m / s)

D = diâmetro dos rolos (m)

L = comprimento dos rolos (m).

O fator de potência específica é definido como:

$$p = \frac{\psi}{u D L P} \quad (4.13)$$

caso em que:

p = fator de potência específica

Ψ = energia de moagem (W)

P = pressão de moagem (Pa)

Os valores de p e m variam de acordo com a pressão de moagem. Se um conjunto de experimentos em uma prensa de rolos é realizado em várias pressões de moagem, os valores de p e m podem ser plotados em função da pressão de moagem. Tal relação pode ser modelada por uma simples equação de correlação.

Outro parâmetro que deve ser determinado nos ensaios de bancada é o ângulo crítico, pois supõe-se que o ângulo crítico não varie no escalonamento.

$$\cos \alpha_c = \frac{x_g \rho_g}{\bar{\rho} x_c} \quad (4.14)$$

caso em que:

x_g = vão operacional (m)

ρ_g = densidade aparente do leito de partículas no Gap operacional (t/m^3)

x_c = vão crítico (m)

$\bar{\rho}$ = Densidade aparente da alimentação (t/m^3)

O ângulo crítico pode ser medido para um determinado teste de moagem e os valores comparados com a pressão específica. Isso permite calcular o ângulo crítico no intervalo de pressões de moagem considerado nos ensaios de bancada. O vão crítico é calculado a partir da seguinte expressão:

$$x_c = 0.5 \left\{ (D + x_g) - \left[(D + x_g)^2 - \frac{4\rho_g D x_g}{\bar{\rho}} \right]^{0.5} \right\} \quad (4.15)$$

A densidade aparente do leito de partículas no vão pode ser calculada a partir da equação 4.16:

$$\rho_g = \frac{Q}{uLx_g} \quad (4.16)$$

Com isso, todas as variáveis pertinentes à operação da prensa de rolos podem ser calculadas, incluindo o vão operacional, o vão crítico, o ângulo crítico e a densidade aparente do leito na altura do vão operacional, além da capacidade e da potência de moagem para qualquer pressão de moagem, diâmetro e comprimento dos rolos.

5 METODOLOGIA PROPOSTA E VALIDAÇÃO

A metodologia proposta neste trabalho foi desenvolvida ao longo de uma série de estudos visando, primeiramente, o entendimento da tecnologia de prensas de rolos em geral. Os primeiros ensaios realizados na prensa LABWAL em Vitória tinham como objetivo principal determinar se o modelo de balanço populacional poderia ser desenvolvido com base na combinação linear, ponderada pela distribuição de tamanhos, do modelo de quebra para uma amostra em uma faixa estreita de tamanhos. Assim, foi programada uma campanha de testes com diversas amostras bitoladas. Nesta campanha, outras questões básicas de operação da prensa de laboratório precisaram ser acessadas. Variáveis como pressão hidráulica, vão inicial, velocidade dos rolos, massa da amostra, umidade da amostra, entre outras, foram testadas com intuito de causa e efeito. As conclusões geradas nesta primeira campanha determinaram as pressões de operação da prensa de laboratório, o efeito da granulação no vão operacional, capacidade, potência etc. A partir deste trabalho ficou explícito que um modelo poderia ser desenvolvido em torno da premissa da combinação linear. E foi determinado através de ensaios de laboratório que a pressão de moagem resultante, portanto, a força de moagem, é principalmente uma função da pressão inicial de óleo, mas também função da granulação da alimentação, da umidade e da superfície dos rolos (pinos desgastados ou novos, com ou sem camada autógena, por exemplo). Os efeitos secundários à pressão de óleo inicial são claramente uma função dos coeficientes de atrito internos do leito (viscosidade); que varia muito com a granulação e com a umidade; e externos entre o leito e os rolos. Esse comportamento é, na prática operacional, chamado de “pega”. Pode-se dizer que quanto maior a pega, maior o ângulo crítico e, conseqüentemente, maior a capacidade e as forças envolvidas na moagem, dada uma pressão inicial de óleo.

Uma segunda campanha foi realizada com amostras de material proveniente de uma campanha de variabilidade. O objetivo deste trabalho era caracterizar as diversas amostras quanto à moagem em prensas de rolos. Aqui foram realizados ensaios visando testar, principalmente, o escalonamento da capacidade e da pressão. Foram realizados também ensaios de moagem em escala piloto na prensa KHD de Vitória. Nesta campanha foi comprovado, para fins práticos, que a capacidade e a potência de uma prensa industrial poderiam ser previstas com razoável precisão por um simples ensaio com uma amostra de aproximadamente 5 kg de material britado < 10 mm. A repetição dos ensaios quanto a resultados também foi comprovada.

A terceira campanha de testes foi desenvolvida com base nos aprendizados das duas campanhas anteriores. Esta campanha já era de projeto, envolvendo o escalonamento de prensas de rolos e avaliação de rotas de processos para os itabiritos compactos de Fábrica Nova e de Conceição. O problema do escalonamento a cerca da potência e capacidade já estava bem estabelecido, mas o escalonamento da granulação do produto ou, em outras palavras, a previsão da distribuição granulométrica do produto de uma prensa industrial com base somente em ensaios de laboratório precisava ser desenvolvido. Com o modelo implantado em um simulador de plantas (Schneider et al, 2009) e com um sistema para o cálculo dos parâmetros de modelo a partir de ensaios de laboratório, estava sem resposta a seguinte e crucial questão: qual seria o procedimento a ser adotado para a caracterização de uma amostra visando determinar parâmetros de modelo para escalonamento da potência, capacidade e granulação do produto? A resposta para esta questão não é simples, visto que muitas variáveis estão envolvidas, e cada ensaio realizado na prensa de laboratório parece apontar para resultados distintos. A hipótese inédita, aqui apresentada, está baseada na premissa de que todos os parâmetros requeridos para o escalonamento completo (potência, capacidade e granulação) se comportam de forma previsível em função da pressão específica de moagem desenvolvida em um ensaio. Por sua vez a pressão específica de moagem pode ser controlada de forma direta pela pressão de óleo inicial. Mais ainda, a prensa industrial poderá operar com uma alimentação escalpada ou natural. Como a pressão desenvolvida durante o ensaio é também, uma função de granulação, ficou determinado que o procedimento completo requer uma bateria de ensaios com uma amostra escalpada e outra com uma amostra com granulação natural. Este procedimento engloba as principais variáveis de escalonamento, exceto a umidade. Contudo os ensaios deveriam ser feitos com a mínima umidade ou a seco, pois nessa condição a prensa de laboratório desenvolverá a menor força de moagem possível, e a menor capacidade e potência. Na prática, isto se traduz como um fator de segurança no escalonamento. Umidades muito elevadas, por outro lado, não são de interesse prático.

O procedimento proposto é apresentado e validado nesta seção.

5.1 MATERIAIS

Para levantamento dos parâmetros em escala de bancada foi utilizada uma prensa de rolos fabricada pela Polysius (LABWAL) com diâmetro e comprimento de rolos de 0,250 x

0,100 m respectivamente. A velocidade periférica dos rolos foi fixada em 0,33 m/s e o vão inicial em 1 mm. Foram testadas duas amostras (aproximadamente 500 kg cada uma) de minério de cobre sulfetado proveniente do depósito Cristalino da VALE S.A. e outra de itabirito compacto proveniente dos depósitos de Itabira da VALE S.A.. Para preparação das amostras foi utilizado um britador de mandíbulas com abertura de 13 mm e um britador de rolos com abertura de 10 mm. Para classificação do material foram utilizadas duas peneiras vibratórias de 30x30 cm com aberturas de 12,7 e 2,36 mm.

Para os ensaios piloto foram utilizadas duas prensas de rolos uma com 0,710x0,210 m de diâmetro e comprimento respectivamente (REGRO) da Polysius e outra com 1,00 m x 0,320 m de diâmetro e comprimento respectivamente fabricada pela KHD. Foram utilizados 3.000 kg das mesmas amostras descritas acima. Para preparação das amostras foi utilizado um britador de mandíbula com abertura de 25,4 mm para amostra de cobre e 31,8 mm para amostra de itabirito. Para classificação do material foram utilizadas três peneiras vibratórias de 30x30 cm com abertura de 25,4, 31,8 e 6 mm.

5.2 MÉTODOS

Neste trabalho, uma série de ensaios em escala de bancada e piloto foi realizada com o intuito de gerar dados que eventualmente permitiram expandir o modelo de Austin e Trubelja para um modelo de escalonamento. Este trabalho inclui uma série de etapas:

- ensaios preliminares em escala de bancada visando a definir uma metodologia experimental;
- implantação do modelo de Austin e Trubelja no simulador de plantas Modsim™;
- desenvolvimento de um aplicativo para estimativa de parâmetros de modelo populacional utilizando técnicas de otimização não linear em múltiplas variáveis com base em uma função objetivo complexa, incluindo distribuições granulométricas produzidas em diversos ensaios em condições de alimentação e de operação diversas, simultaneamente;
- desenvolvimento de equações para escalonamento dos parâmetros da função seleção na região de compressão.

- ensaios em escala piloto e de bancada com amostras similares do mesmo minério para desenvolvimento e calibração do método de escalonamento;
- implantação do modelo de escalonamento validado no simulador de plantas Modsim™.

Os dados experimentais necessários para esse empreendimento são extensos e demandam elevado investimento. Foram realizadas duas baterias completas de ensaios em escala piloto com a contrapartida da caracterização em prensa de rolos de laboratório. Os dados gerados nessas campanhas são extensos e em grande parte mostrados neste trabalho. O modelo de escalonamento produzido pode ser considerado satisfatório para fins de projeto, permitindo a avaliação de qualquer rota de processo que inclua prensas de rolos de alta pressão. Os resultados obtidos, bem como as bases de implantação, são apresentados a seguir.

Dentro desse contexto, a inovação proposta neste estudo é o desenvolvimento de uma rotina de caracterização para ensaios de bancada em prensa de rolos de alta pressão, definir e determinar parâmetros para escalonamento para uma larga faixa de pressões específicas de moagem.

5.2.1 LABORATÓRIO

Os 500 kg de cada amostra para os ensaios de bancada foram britados inicialmente em um britador de mandíbulas com abertura de 13 mm e classificados em peneira com abertura de 12,7 mm. O material retido foi alimentado em um britador de rolos com abertura de 10 mm.

Com cada uma das amostras britadas em 100 % menor que 12,7 mm foram montadas duas pilhas longas e coletadas 6 alíquotas de aproximadamente 10 kg cada. O restante das amostras foi escalpado em 2,36 mm. Uma nova pilha longa foi montada e geradas mais 6 alíquotas de aproximadamente 10 kg cada.

As seis amostras escalpadas e as seis amostras naturais (sem escalpe) foram submetidas a ensaios na prensa de rolos de bancada (Figura 5.1) operando com vão inicial de 1 mm, velocidade dos rolos de 0,33 m/s e pressões iniciais de 10, 20, 30, 40, 50 e 60 bar. Foram feitas análises granulométricas da alimentação e produto a úmido.

Antes da análise granulométrica do produto, a amostra foi submetida a um banho de ultrassom por aproximadamente 1 hora para garantir que o material peneirado estivesse completamente desaglomerado.

Durante o ensaio foram medidos o vão operacional, a pressão de óleo e a potência dos motores.

É importante medir o vão operacional resultante para cada material, bem como a pressão de moagem resultante e a velocidade de rolos, uma vez que todas estas variáveis devem ser conhecidas para fins de modelagem. Como a prensa de bancada não está equipada para medir o vão operacional no sistema de aquisição de dados, todos os testes foram filmados com câmera digital, e uma estimativa do vão durante a moagem foi feita analisando as imagens de cada teste. Nas prensas de rolos piloto este parâmetro pode ser medido durante os ensaios.

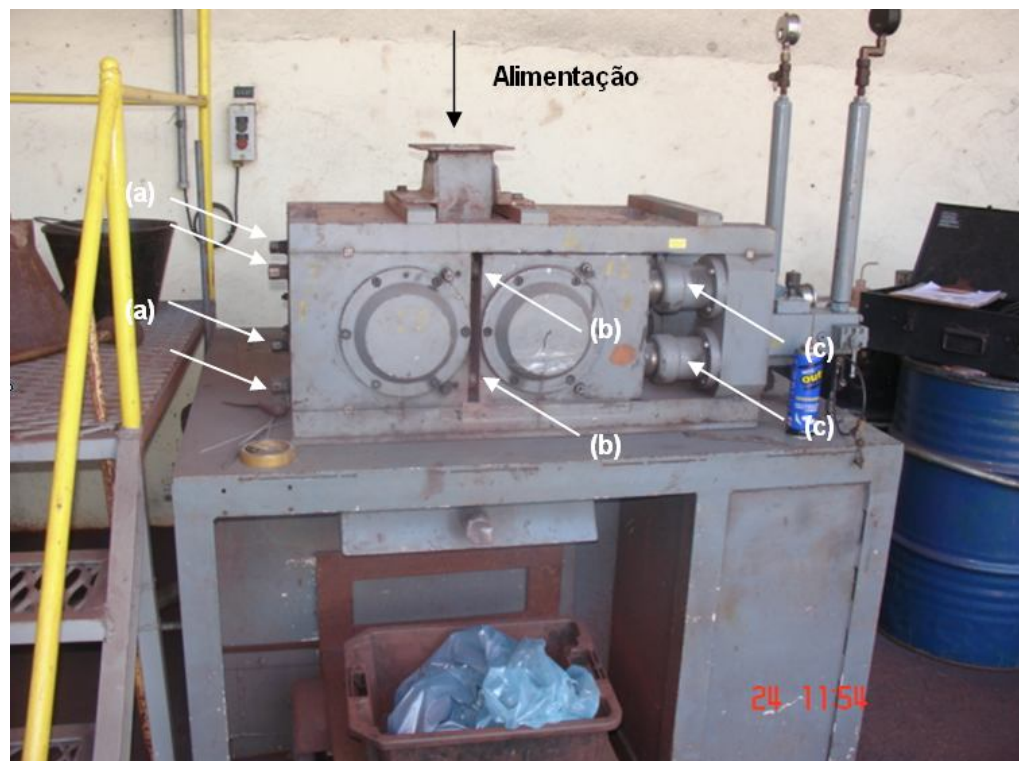


Figura 5.1: Prensa de rolos Polysius usada nos testes. (a) parafusos para ajuste da posição dos batentes (gap 0); (b) batentes separando as carcaças dos rolos móvel e fixo, lado esquerdo; (c) pistões do rolo móvel, lado esquerdo.

No detalhe da Figura 5.2 são mostrados dois quadros da moagem de uma amostra composta por 10 kg em um teste com pressão inicial de 5 MPa (100 bar de pressão de óleo), com o detalhe do batente inferior do lado esquerdo. Fica claro que o batente não encosta na

carcaça do rolo móvel durante a moagem, e toda a força dos pistões é exercida no material que está sendo cominuído, entre rolos. Um ajuste de escala permite medir, nestas imagens, o deslocamento do rolo móvel para a direita. Esta medida tem precisão de aproximadamente 1 mm, já que a resolução da imagem é de aproximadamente 0.5 mm/pixel. Ainda, durante a moagem, existe pouca variação de posição do rolo móvel, e o vão operacional é praticamente constante. Exceto no início do ensaio, quando o rolo móvel abre repentinamente admitindo a alimentação nova, e no final do ensaio, quando o rolo móvel move abruptamente para a posição de descanso (vão inicial) ao término da amostra. Este comportamento é típico da moagem com a prensa operando completamente afogada.



Figura 5.2: Quadros obtidos a partir da filmagem dos testes.

Na Figura 5.2 a foto acima mostra a situação da prensa antes do material ser alimentado e a foto abaixo, durante a moagem. Nota-se que o rolo móvel, à direita, é empurrado para a esquerda em direção ao rolo fixo pela pressão dos pistões. O batente evita que os rolos encavalem, mantendo uma distância mínima. Durante a moagem, no quadro de

baixo, o rolo móvel se desloca para a direita, pela ação de moagem, e toda a força dos pistões é exercida sobre o minério, entre os rolos. A distância entre o batente e a carcaça do rolo móvel é o vão induzido pelo leito.

Ao aumento do vão, medido por diferença antes e durante a moagem de cada amostra, deve ser adicionado o valor do vão zero, ou distância entre os rolos com a carcaça do rolo móvel apoiada nos batentes. Este aspecto é ilustrado na Figura 5.3.

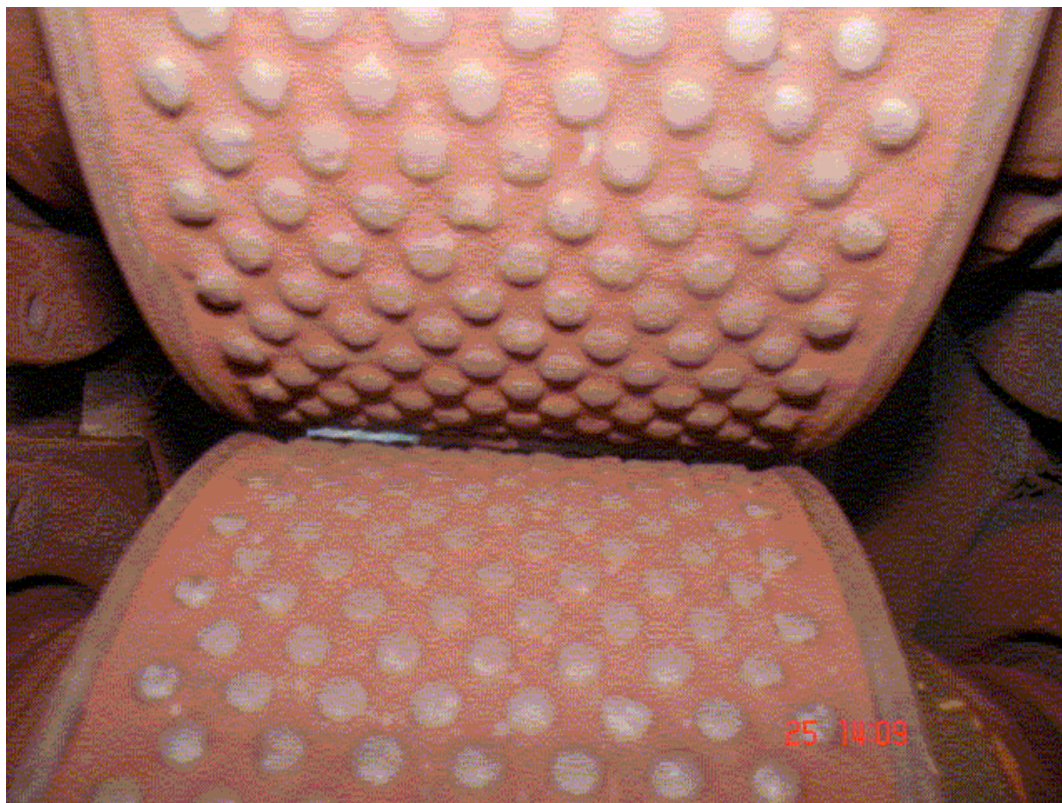


Figura 5.3: Rolos da prensa de bancada com vão 0 em 1 mm.

Os rolos da prensa são revestidos com pinos, como a configuração de um rolo industrial. Os pinos protegem o revestimento dos rolos reduzindo significativamente o desgaste. Na Figura 5.3, a prensa está parada, e os rolos estão separados por uma distância fixa, uma vez que a carcaça do rolo móvel está apoiada nos batentes ajustáveis. Em caso contrário os rolos estariam acavalados. Esta distância é conhecida com vão zero, ou seja, a fresta entre rolos sem qualquer material entre rolos. Tal distância é definida como aquela entre o topo dos pinos de cada rolo. Esta distância é medida com paquímetro de lâminas que são inseridas entre os rolos. Uma chave é empregada para o ajuste da posição dos batentes. Na Figura 5.3 o vão zero foi medido em 1 mm. O ajuste deve ser feito com pressão de óleo e gás

nos pistões. Deve-se assegurar que os rolos estejam perfeitamente paralelos um em relação ao outro, realizando medidas do vão nas bordas e centro do rolo.

Para esta prensa, a pressão de nitrogênio é 75% da pressão de óleo, ou seja, para uma pressão de óleo de 100 bar, primeiramente a pressão de nitrogênio é ajustada para 75 bar. A pressão de moagem, sempre expressa em MPa, é diferente da pressão de óleo, sendo uma função do diâmetro dos cilindros, variando conforme o equipamento. Neste caso a relação adotada foi:

$$P = \frac{P_{\text{óleo}}}{2} \quad (5.1)$$

Assim, quando a pressão inicial de óleo foi ajustada para 100 bar = 10 MPa, a pressão específica inicial de moagem foi de 5 MPa.

5.2.2 PILOTO

Os 3.000 kg da amostra de cobre sulfetado para ensaios piloto foram britados em um britador de mandíbulas com abertura de 25,4 mm e classificados em peneira com abertura de 25,4 mm. O material retido foi alimentado no britador até estar 100 % menor do 25,4 mm. Foi montada uma pilha longa e coletada uma alíquota de aproximadamente 1.000 kg. O restante da amostra foi escalpada em uma peneira com abertura de 6 mm e coletada uma nova alíquota de aproximadamente 1.000 kg.

Estas amostras foram enviadas para a Polysius na Alemanha onde foram submetidas a ensaios em uma prensa de rolos REGRO.

Nas instalações da Polysius foram geradas alíquotas de aproximadamente 150 kg das amostras sem e com escalpe.

As condições de cada ensaio são mostradas em detalhe na Tabela 5.1.

Tabela 5.1: Condições de ensaios piloto com amostra de cobre sulfetado

Ensaio	R1	R3	R4	R6
Pressão inicial (bar)	25	55	40	40
Velocidade dos rolos (m/s)	0,29	0,29	0,29	0,29
Umidade (%)	3	3	1	3
Granulometria alimentação (mm)	< 25,4	< 25,4	< 25,4	<25,4 e >6

Os 3.000 kg da amostra de itabirito compacto para ensaios piloto foram britados em um britador de mandíbula com abertura de 31,8 mm e classificados em peneira com abertura de 31,8 mm. O material retido foi alimentado no britador até estar 100 % menor do 31,8 mm. Foi montada uma pilha longa e coletada uma alíquota de aproximadamente 1.000 kg. O restante da amostra foi escalpado em uma peneira com abertura de 6 mm e coletada uma nova alíquota de aproximadamente 1.000 kg.

Estas amostras foram enviadas para VALE S.A. em Vitória onde foram submetidas a ensaios em uma prensa de rolos fabricada pela KHD.

As condições de cada ensaio são mostradas em detalhe na Tabela 5.2.

Tabela 5.2: Condições de ensaios piloto com amostra de itabirito compacto

Ensaio	IC1	IC2
Pressão inicial (bar)	15	15
Velocidade dos rolos (m/s)	0,88	0,88
Umidade (%)	0	0
Granulometria alimentação (mm)	<31,8	<31,8 e >6

Tabela 5.3: Equipamentos utilizados nos ensaios de prensa de rolos de bancada e piloto

Equipamento	Laboratório, LABWAL	Piloto Polysius, REGRO	Piloto KHD
Diâmetro do rolo (m)	0,250	0,710	1,00
Comprimento do rolo (m)	0,100	0,210	0,320
Velocidade do rolo (m/s)	0,33	0,29	0,88
Vão Inicial (mm)	1,00	1,00	1,00

5.2.3 METODOLOGIA DE ESCALONAMENTO DE PRAP

A interface desenvolvida permite escolher quais parâmetros devem ser otimizados e quais devem ser mantidos fixos. Por exemplo, para a amostra natural de Conceição, na prensa de bancada, todos os parâmetros devem ser idênticos, com a exceção do valor de κ da função seleção por compressão. Isso resulta das diferentes pressões de moagem utilizadas para cada teste. A análise repetitiva dos resultados indica que quanto maior a pressão de moagem, menor o valor de κ . A relação encontrada, e que satisfaz todos os testes, inclusive os testes piloto, é a seguinte:

$$\kappa = \frac{\kappa @ 1 \text{ MPascal}}{P} \quad (5.2)$$

onde P é a pressão específica de moagem do teste, em MPascal. O parâmetro κ a ser utilizado na equação (3.9) tem unidade de comprimento, i.e. mm. Portanto, para dividir pela pressão do teste, o conceito de κ normalizado em 1 MPascal é introduzido, e o parâmetro que satisfaz todos os testes pode ser denotado por $\kappa @ 1 \text{ MPascal}$. Isso satisfaz as unidades já que quando $P = 1 \text{ MPascal}$, $\kappa = \kappa @ 1 \text{ MPascal}$, em mm.

Desta forma, estamos modificando o modelo para considerar a pressão de moagem como um parâmetro de controle, ou seja:

$$\left. \begin{array}{l} a_i' = \left(\frac{x_i P}{k} \right)^\alpha, \quad x_i > \frac{k}{P} \\ a_i' = 1, \quad x_i \leq \frac{k}{P} \end{array} \right\} \quad (5.3)$$

A equação (5.3) inclui a pressão específica de moagem como um parâmetro de modelo, e considera-se que o parâmetro κ é normalizado em 1 MPascal, e tem unidade de comprimento.

Com a aplicação da equação (5.3), todos os resultados podem ser modelados gerando parâmetros para escalonamento. Os resultados para a amostra natural e escalpada dos minérios de itabirito compacto de Conceição e cobre sufetado do projeto Cristalino são mostrados nas Tabelas 5.4 e 5.5.

Tabela 5.4: Parâmetros para simulação da prensa de rolos de alta pressão com o minério de Conceição

		Todos os testes	Bancada, amostra natural	Bancada, amostra escarpada	Piloto, amostra natural	Piloto, amostra escarpada
Parâmetros de quebra por compressão	κ mm		73,64	72,67	589,12	581,36
	α		0,46	0,46	0,17	0,17
	β	2,87				
	γ	0,28				
	ϕ	0,76				
Parâmetros de quebra convencional	μ	0,85				
	λ	2,85				

Tabela 5.5: Parâmetros para simulação da prensa de rolos de alta pressão com o minério de Cristalino.

		Todos os testes	Bancada, amostra natural	Bancada, amostra escalpada	Piloto, amostra natural	Piloto, amostra escalpada
Parâmetros de quebra por compressão	κ mm		118,36	55,41	946,88	443,28
	α		0,62	1.4	0,23	0,52
	β	1.598				
	γ	0,244				
	ϕ	0,367				
Parâmetros de quebra convencional	μ	1,222				
	λ	4,877				

Os parâmetros obtidos para simulação de quebra por britagem convencional são típicos. O parâmetro μ tem uma conotação de fator de forma, e para partículas irregulares, o valor default é 1,2. O parâmetro λ é um parâmetro de nitidez de classificação pelovão operacional, e normalmente tem valores elevados, da ordem de 6. Os parâmetros da função quebra do processo de quebra por compressão são característicos do minério, e não devem variar de uma pega para outra ou de uma prensa para outra. A preocupação aqui é com o valor baixo do parâmetro γ indicando uma elevada geração de finos na quebra por compressão. O parâmetro da função seleção de quebra por compressão α pode ser interpretado como um parâmetro de controle da inclinação da distribuição granulométrica gerada no produto. De acordo com Whiten, a velocidade periférica dos rolos pode alterar esta inclinação, isso não foi observado nos ensaios realizados neste trabalho. Observou-se que o parâmetro α varia somente com o diâmetro dos rolos. O parâmetro κ é o parâmetro que controla a geração de finos, ou seja, a posição relativa da distribuição granulométrica do produto. Os resultados obtidos permitem escalonar pelo diâmetro dos rolos. No entanto, entre

as amostras natural e escalpada, com diferentes pegas, não há um escalonamento estabelecido, como função do F80 ou umidade, por exemplo. Portanto, não é possível escalonar a pega, ou seja, teremos um κ para a amostra natural e um valor de κ diferente para a mostra escalpada.

Os erros de interpolação são medidos por NSR, ou Normalized Sum of Residuals, a função objetivo do aplicativo de otimização. Os valores de A80 (tamanho da alimentação com 80% passante) são listados para a aplicação de uma correção de pega, como por exemplo, a relação de Guevara-Menacho para correção da potência.

O sistema de escalonamento estabelecido permite escalonar os ensaios piloto com os resultados obtidos nos ensaios de bancada. O escalonamento proposto é definido por:

$$\kappa_I = \left(\frac{D_I}{D_T} \right)^{1,5} \times \frac{\kappa_T}{P \times 1000} \quad (5.4)$$

$$\alpha_I = \alpha_T \frac{D_T}{D_I \times 0,675} \quad (5.5)$$

onde os índices T se referem a parâmetros da prensa de teste e I se refere a parâmetros da prensa industrial. Assim o parâmetro κ é escalonados pelo diâmetro dos rolos e pela pressão de moagem em MPascal e α é escalonado somente pelo diâmetro dos rolos. Este modelo de escalonamento foi calibrado para os ensaios com as amostras de Conceição e Cristalino

O sistema de simulação permite escalonar uma prensa industrial com qualquer combinação de diâmetro, comprimento e velocidade dos rolos. Os dados requeridos são os dados do ensaio na prensa de bancada ou prensa de teste. Os valores dos fatores de potência específica e capacidade específica e ângulo crítico devem ser obtidos já que o modelo não contempla o escalonamento da pega.

Este sistema é bastante conveniente, já que a pressão específica de moagem se torna um parâmetro comum entre a prensa de bancada e a prensa industrial.

5.3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Conforme descrito anteriormente, foram feitos ensaios em escala de bancada com dois tipos de minérios da VALE S.A., quais sejam, itabirito compacto de Conceição e cobre sulfetado do projeto Cristalino. Foram realizados ensaios com amostras britadas menores que 12,7 mm com distribuição tal qual e escalpadas em 2,36 mm e pressões iniciais de 10, 20, 30, 40, 50 e 60 bar. As Tabelas 5.6, 5.7, 5.8 e 5.9 apresentam os resultados dos ensaios de bancada.

Tabela 5.6: Ensaios de bancada com os minérios de itabirito compacto amostra sem escalpe

Amostra	Pressão Inicial (BAR)	Umidade (%)	Tempo de moagem (s)	Massa (kg)	Potência de moagem (kW)	Vão operacional (mm)
Conceição natural	10	0	14.12	10	1.12	8.45
	20	0	15.76	10	1.37	6.75
	30	0	16.92	10	1.57	5.88
	40	0	17.96	10	1.96	5.85
	50	0	16.84	10	2.22	5.21
	60	0	18.92	10	2.36	5.12

Tabela 5.7: Ensaios de bancada com os minérios de itabirito compacto, amostras escalpadas

Amostra	Pressão Inicial (BAR)	Umidade (%)	Tempo de moagem (s)	Massa (kg)	Potência de moagem (kW)	Vão operacional (mm)
Conceição escalpada	10	0	11.36	10	1.98	8.95
	20	0	11.40	10	2.63	8.82
	30	0	11.64	10	3.20	8.44
	40	0	12.12	10	3.70	8.01
	50	0	12.72	10	4.10	7.89
	60	0	13.40	10	4.67	7.82

Tabela 5.8: Ensaios de bancada com os minérios de cobre sulfetado amostra sem escalpe

Amostra	Pressão Inicial (BAR)	Umidade (%)	Tempo de moagem (s)	Massa (kg)	Potência de moagem (kW)	Vão operacional (mm)
Cristalino natural	10	0	12.41	13.79	4.06	11.77
	20	0	13.47	14.18	4.27	10.53
	30	0	13.81	13.92	4.20	9.26
	40	0	14.28	13.80	4.33	9.21
	50	0	14.84	13.92	4.38	8.94
	60	0	12.63	11.84	4.57	9.00

Tabela 5.9: Ensaios de bancada com os minérios de cobre sulfetado amostra com escalpe

Amostra	Pressão Inicial (BAR)	Umidade (%)	Tempo de moagem (s)	Massa (kg)	Potência de moagem (kW)	Vão operacional (mm)
Cristalino escalpada	10	0	25.00	14.89	4.34	7.80
	20	0	25.00	13.91	4.24	7.30
	30	0	27.00	14.55	4.31	6.70
	40	0	30.00	14.97	4.25	5.80
	50	0	30.00	15.09	4.37	5.80
	60	0	29.00	14.02	4.32	5.50

A partir dos resultados experimentais, foram calculados os valores de pressão e capacidade específica, fator de potência específica e ângulo crítico. Estes parâmetros foram utilizados para o escalonamento dos ensaios piloto que serão apresentados adiante. As figuras 5.4 a 5.7 apresentam as equações das curvas de ajustes das correlações para simulação para a amostra de itabirito compacto com granulação natural.

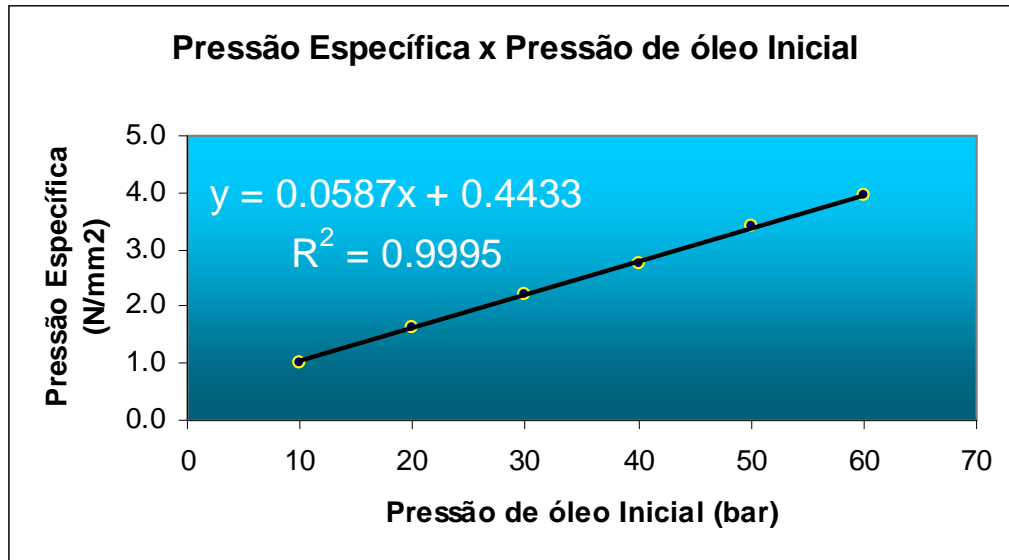


Figura 5.4: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto sem escalpe (pressão de óleo inicial x pressão específica).

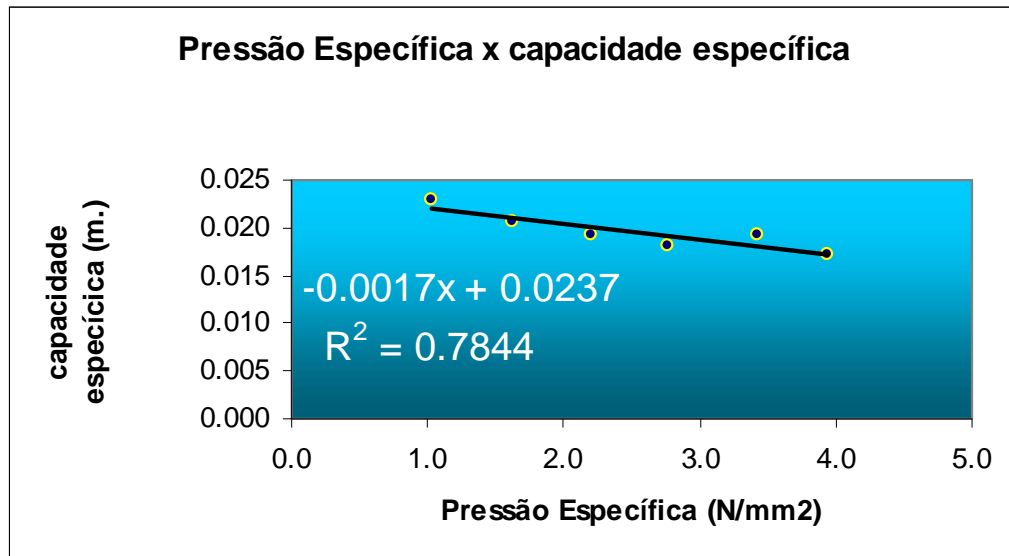


Figura 5.5: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto sem escalpe (capacidade específica x pressão específica).

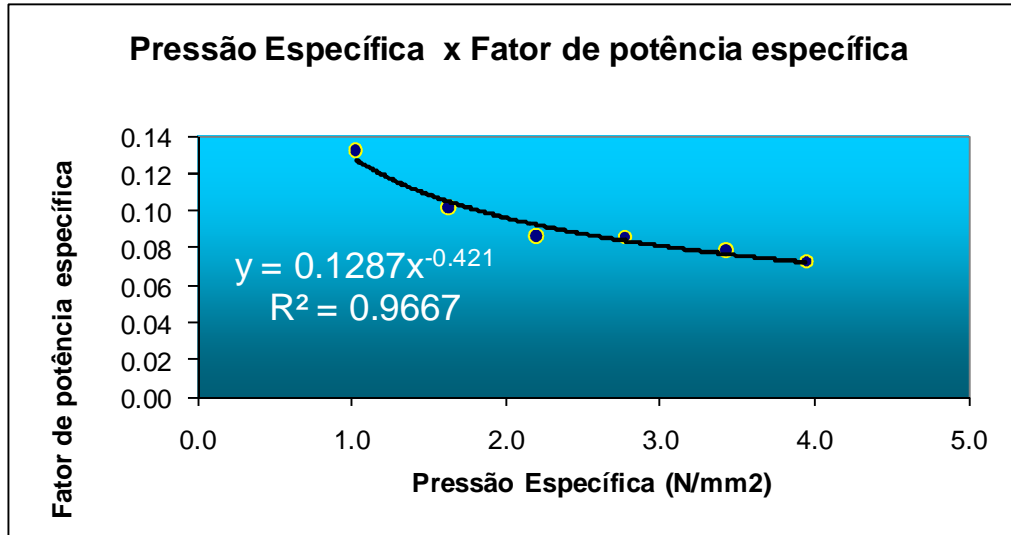


Figura 5.6: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto sem escalpe (fator de potência específica x pressão específica).

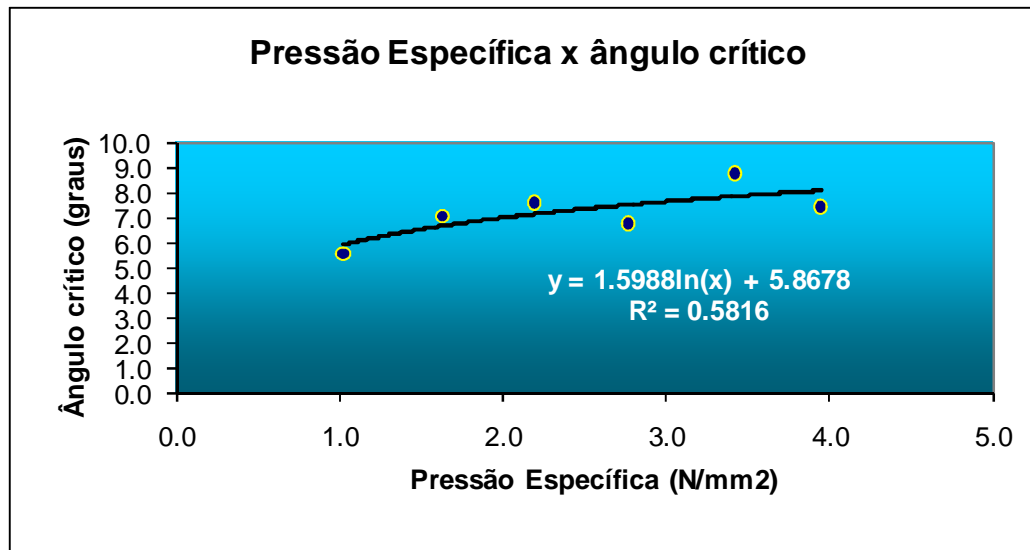


Figura 5.7: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto sem escalpe (Ângulo crítico x pressão específica).

As figuras 5.8 a 5.11 apresentam as equações das curvas de ajustes das correlações para simulação para as amostras de itabirito compacto escalpadas.

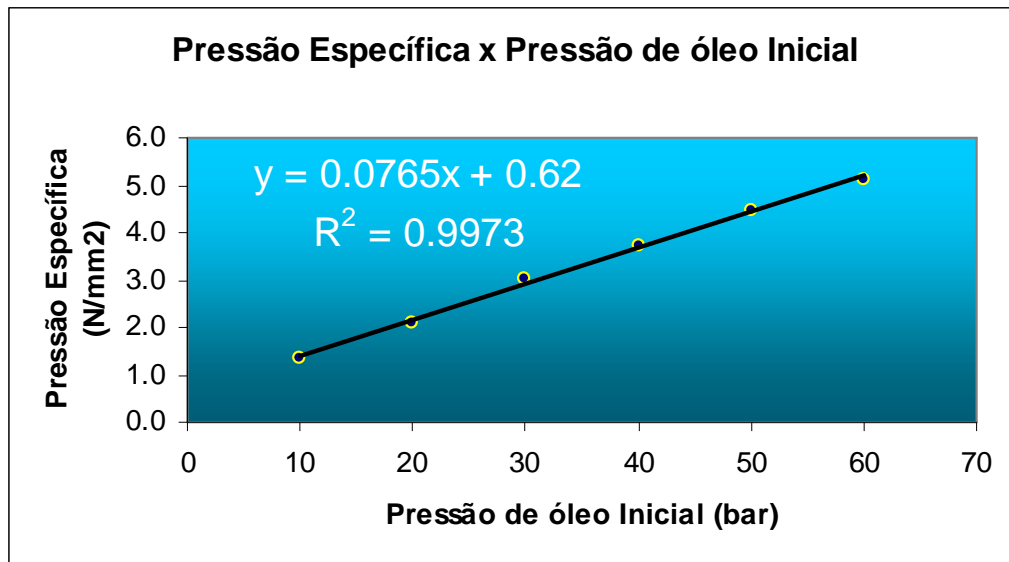


Figura 5.8: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto com escalpe (pressão de óleo inicial x pressão específica).

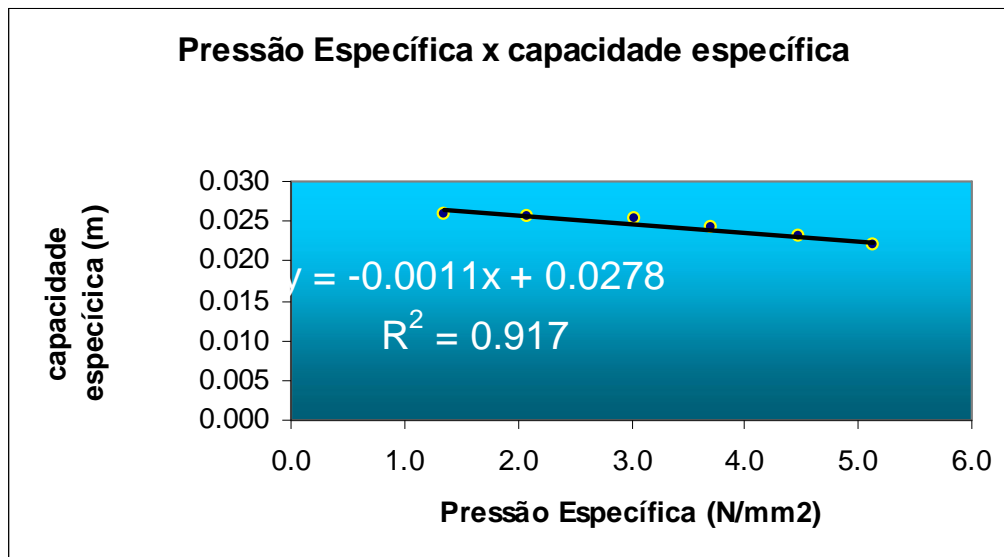


Figura 5.9: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto com escalpe (capacidade específica x pressão específica).

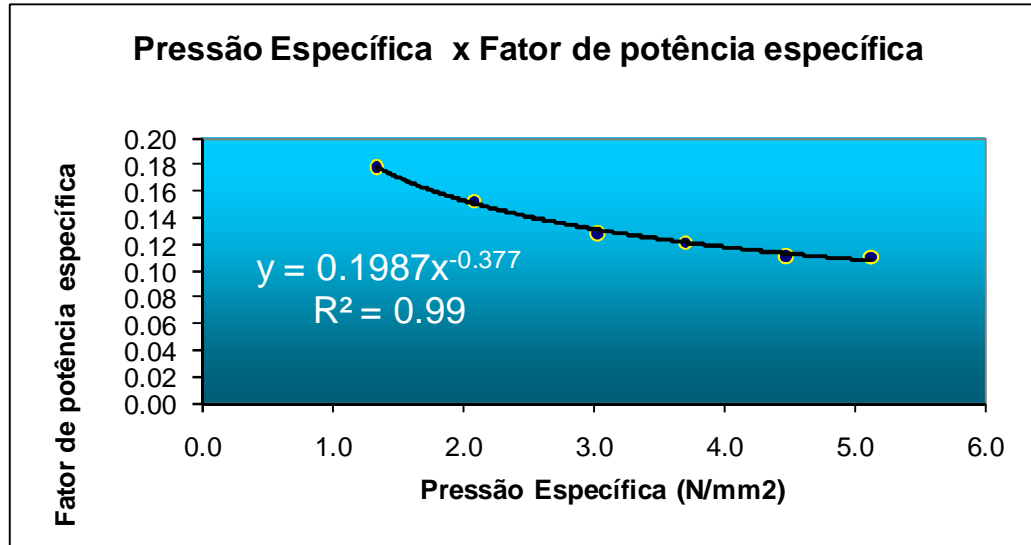


Figura 5.10: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto com escalpe (fator de potência específica x pressão específica).

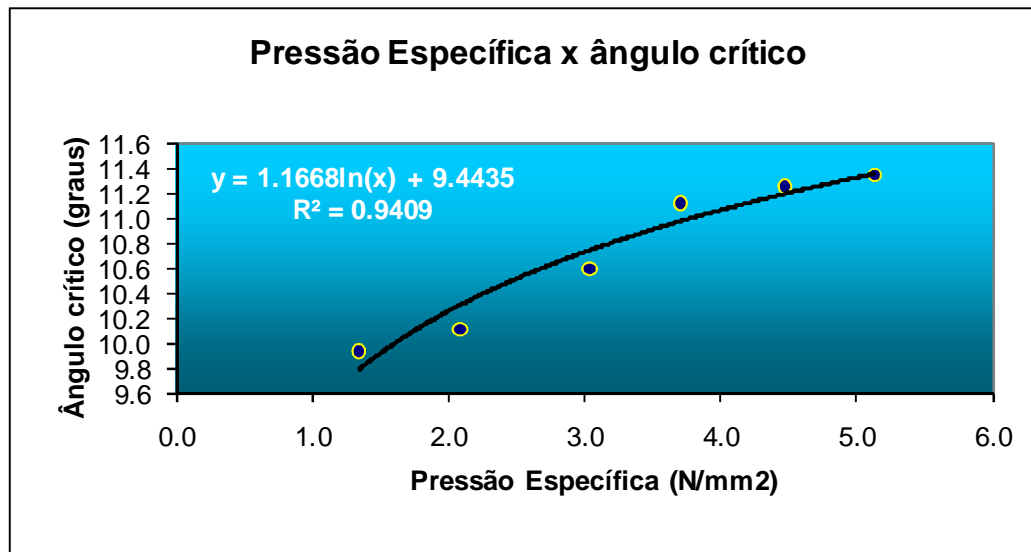


Figura 5.11: Equações para escalonamento dos ensaios com o minério de itabirito compacto com escalpe (ângulo crítico x pressão específica).

As figuras 5.12 a 5.15 apresentam as equações das curvas de ajustes das correlações para simulação para as amostras de minério de cobre com granulação natural.

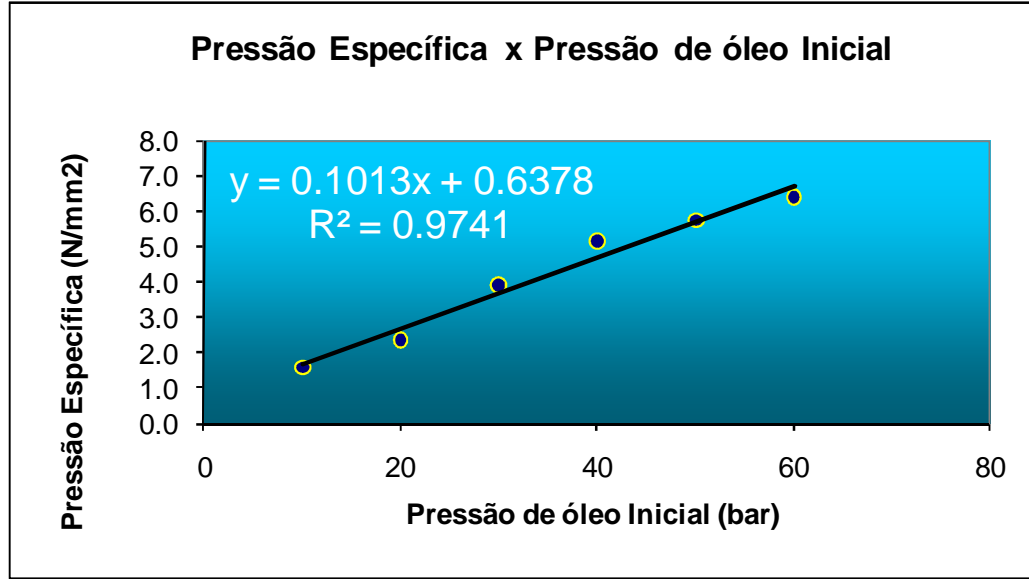


Figura 5.12: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado sem escalpe (pressão de óleo inicial x pressão específica).

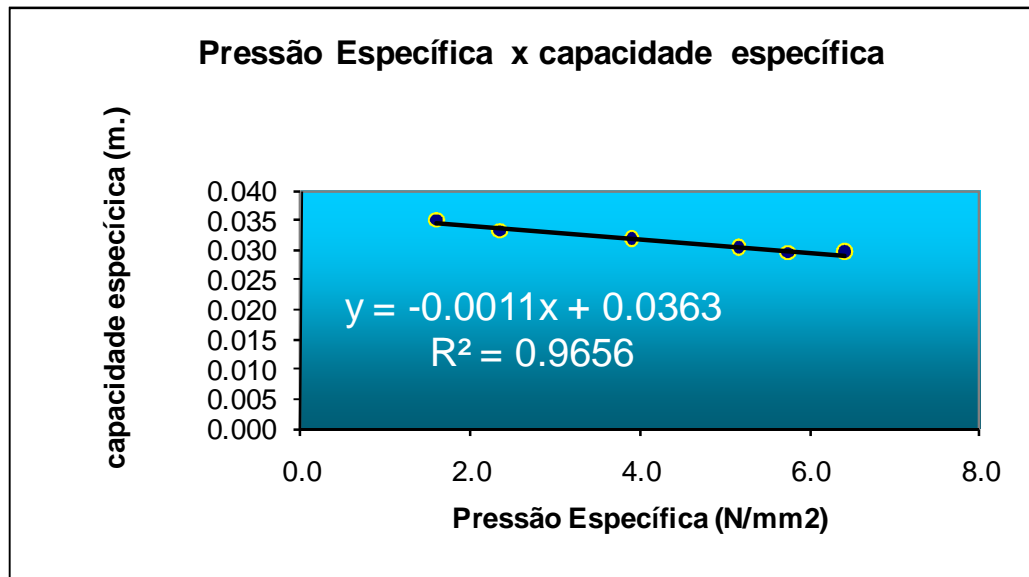


Figura 5.13: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado sem escalpe (capacidade específica x pressão específica).

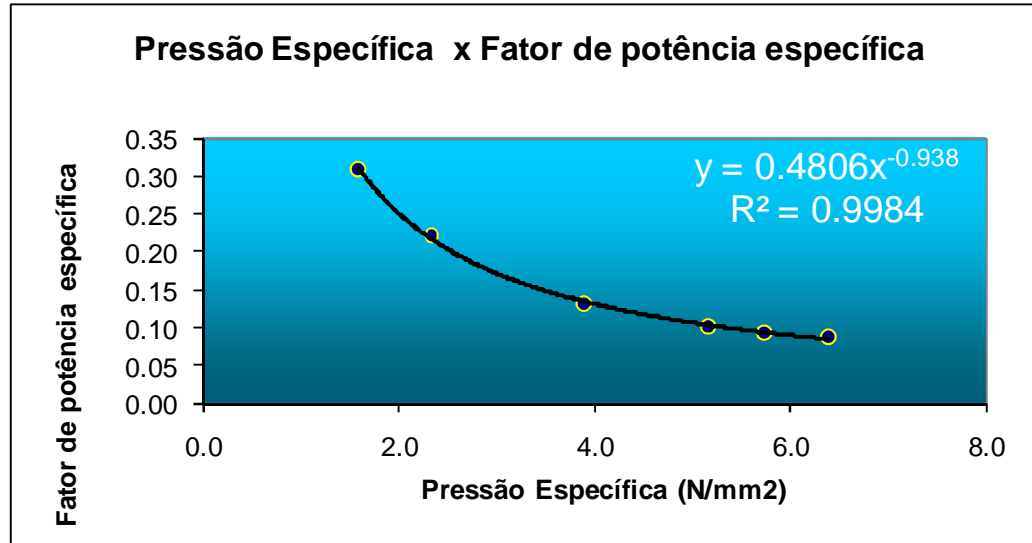


Figura 5.14: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado sem escalpe (fator de potência específica x pressão específica)

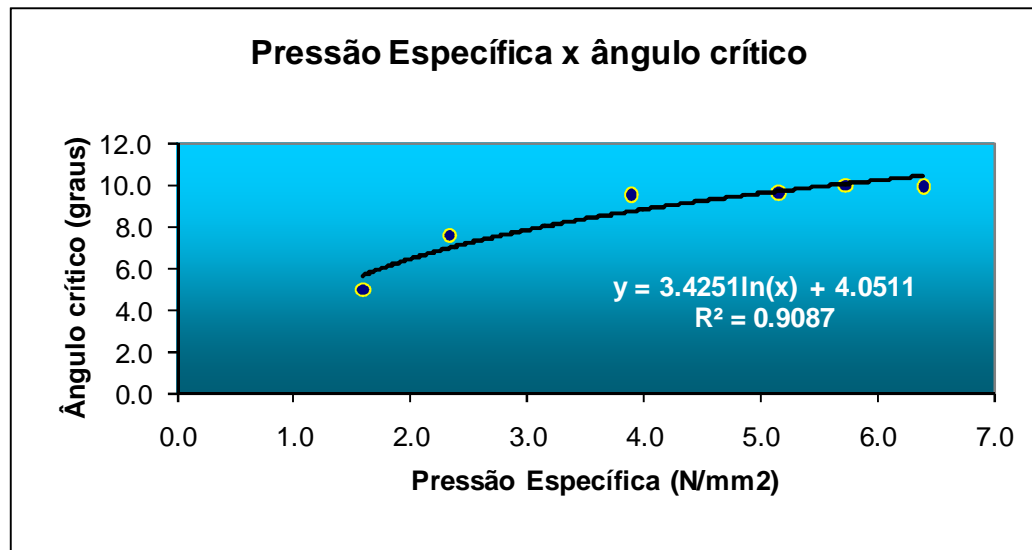


Figura 5.15: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado sem escalpe (ângulo crítico x pressão específica)

As figuras 5.16 a 5.19 apresentam as equações das curvas de ajustes das correlações para simulação para as amostras de minério de cobre escalpadas.

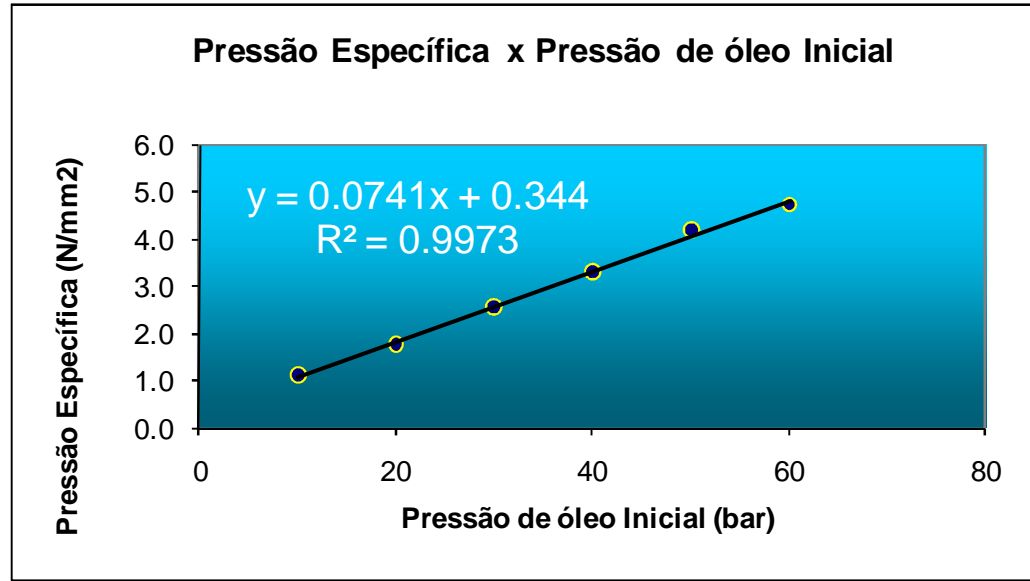


Figura 5.16: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado com escalpe (pressão de óleo inicial x pressão específica).

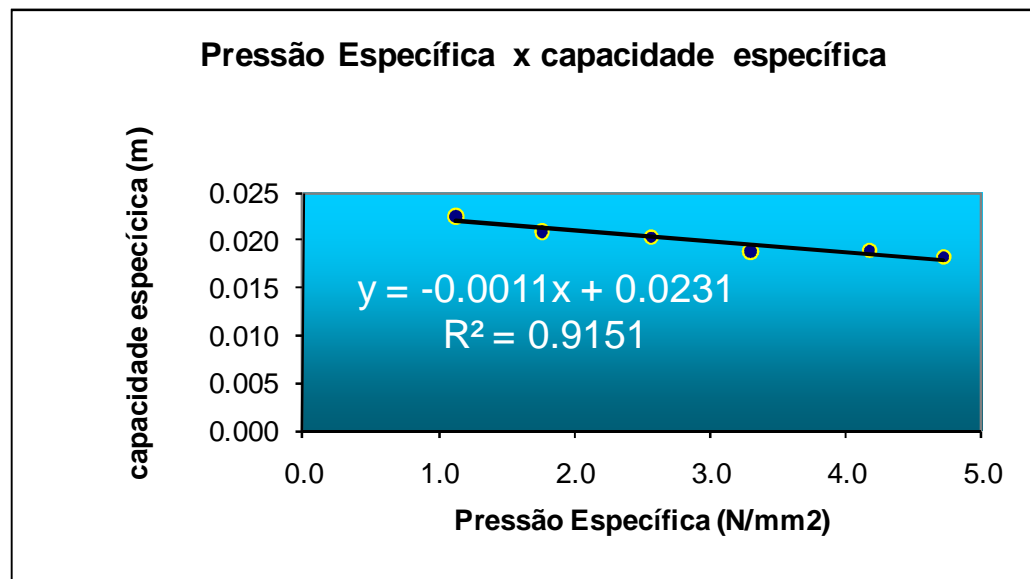


Figura 5.17: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado com escalpe (Capacidade específica x pressão específica).

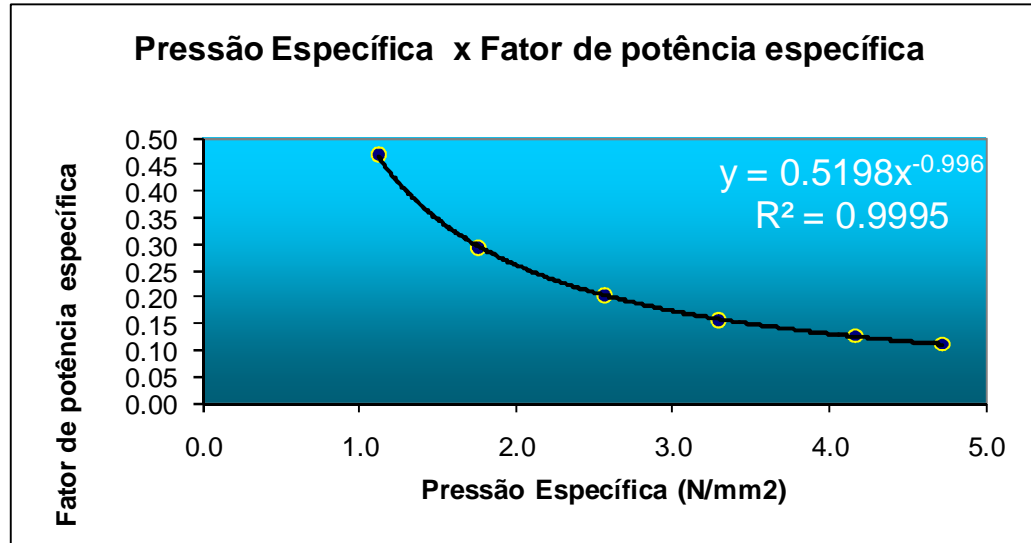


Figura 5.18: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado com escalpe (fator de potência específica x pressão específica)

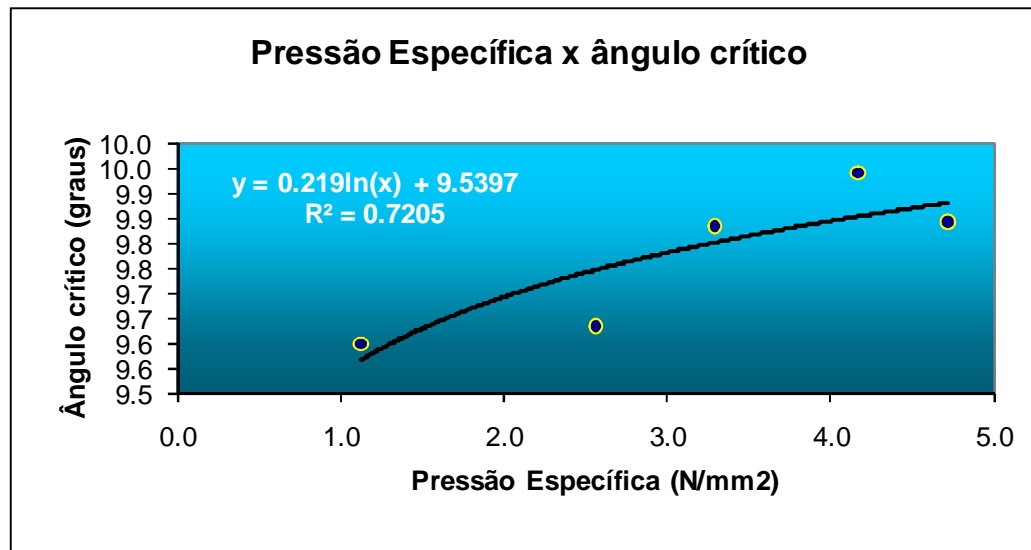


Figura 5.19: Equações para escalonamento dos ensaios o minério de cobre sulfetado com escalpe (ângulo crítico x pressão específica)

Os parâmetros de quebra do modelo de balanço populacional para cada amostra foram calculados com base nas diferentes pressões específicas de moagem e nas distribuições granulométricas medidas na alimentação e no produto de cada ensaio. Os parâmetros são inerentes do material, e simulam qualquer combinação de pressão específica e granulometria da alimentação, assim como diferentes condições operacionais da prensa (velocidade dos rolos, diâmetro e comprimento dos rolos, vão inicial, etc.). Os parâmetros obtidos são

apresentados nas Figuras 5.20 e 5.21. Nestas figuras, a interface gráfica do aplicativo desenvolvido para o cálculo dos parâmetros é apresentada juntamente com os resultados.

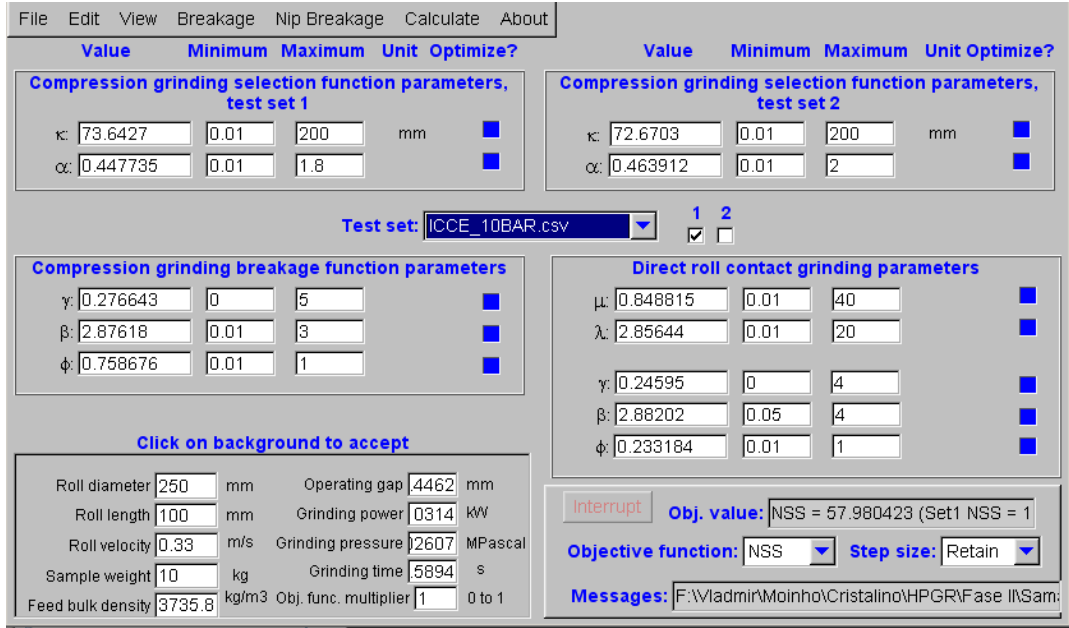


Figura 5.20: Parâmetros de quebra para o itabirito compacto.

File Edit View Breakage Nip Breakage Calculate About

Value	Minimum	Maximum	Unit	Optimize?
Compression grinding selection function parameters, test set 1				
κ : 118.363	0.01	1000	mm	<input type="checkbox"/>
α : 0.626547	0	100		<input type="checkbox"/>
Compression grinding selection function parameters, test set 2				
κ : 55.41	0.01	200	mm	<input type="checkbox"/>
α : 1.4	0.01	2		<input type="checkbox"/>

Test set: MENOR 12_7 60 BAR es 1 2

Value	Minimum	Maximum	Unit	Optimize?
Compression grinding breakage function parameters				
γ : 0.244784	0	1.5		<input type="checkbox"/>
β : 1.59831	0	10000		<input type="checkbox"/>
ϕ : 0.367479	0	1		<input type="checkbox"/>
Direct roll contact grinding parameters				
μ : 1.22205	0	40		<input type="checkbox"/>
λ : 4.87751	3	100		<input type="checkbox"/>
γ : 0.516067	0.4	1.8		<input type="checkbox"/>
β : 2.9998	2	10000		<input type="checkbox"/>
ϕ : 0.587173	0	1		<input type="checkbox"/>

Click on background to accept

Roll diameter	250	mm	Operating gap	5.5	mm
Roll length	100	mm	Grinding power	4.32	kW
Roll velocity	0.33	m/s	Grinding pressure	4.72	MPascal
Sample weight	14.02	kg	Grinding time	29	s
Feed bulk density	1620	kg/m ³	Obj. func. multiplier	1	0 to 1

Interrupt Obj. value:

Objective function: NSR Step size: Retain

Messages: F:\Vladimir\Moinho\Conceicao\1 Unidade 2 Corni

Figura 5.21: Parâmetros de quebra para o minério de cobre sulfetado.

Baseado nestes parâmetros foi realizado o escalonamento das plantas piloto da Polysius e KHD da VALE S.A. O sistema de escalonamento foi implantado a fim de possibilitar a escolha, pelo usuário, da pressão de moagem na qual a prensa industrial será operada. Prensas industriais operam entre 1 e 6 MPa de pressão específica de moagem, com valores em torno de 3 MPa, ou menos, comumente utilizados. Portanto, ao escalonar uma prensa industrial o usuário deve levar em consideração que quanto maior a pressão específica de moagem a ser utilizada, maior o desgaste dos rolos e maior a potência requerida, assim como a potência específica de moagem. Em contrapartida, um produto mais fino pode ser gerado mediante o aumento da força de moagem. No caso da simulação, uma prensa industrial ou piloto estará operando com uma pressão especificada, resultante das condições operacionais e da pega do material. Para a simulação, o valor da pressão específica, necessariamente, deve ser conhecido. O valor da pressão específica é utilizado para determinar o ângulo crítico de pega, a capacidade específica e a potência específica para a condição desejada. A determinação destes parâmetros é feita utilizando os gráficos (correlações) mostrados nas Figuras 5.6 a 5.9, que são produzidas nos ensaios de bancada. Deve-se ter em mente que estes parâmetros são dependentes do material e da granulação na alimentação, já que a granulação afeta a pega (assim como a umidade). A determinação dos parâmetros m e p permite o escalonamento da prensa industrial e/ou determina a capacidade e a demanda energética da prensa piloto. Estes parâmetros não têm influência na distribuição

granulométrica do produto, que é o objetivo principal deste trabalho. A granulação do produto é somente uma função dos parâmetros mostrados nas Figuras 5.20 e 5.21, que são parâmetros inerentes do minério, e da pressão específica de moagem.

As Figuras 5.22 a 5.27 e a Tabela 5.10 apresentam os resultados de simulação versus dados mostrados nos ensaios em escala piloto.

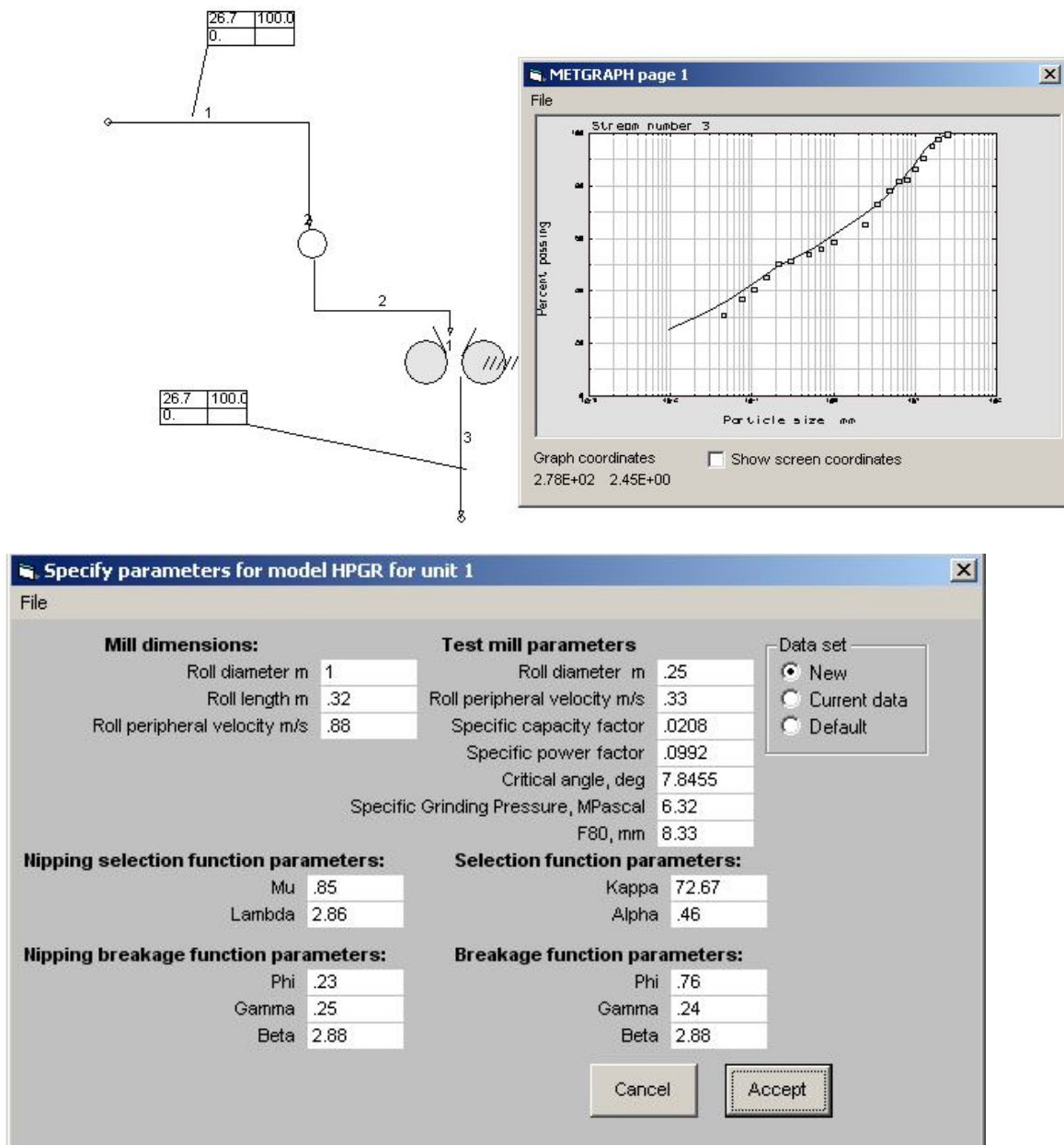


Figura 5.22: Simulação do circuito piloto com itabirito compactado escalpada – Planta Piloto KHD – Vale S.A., medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas)

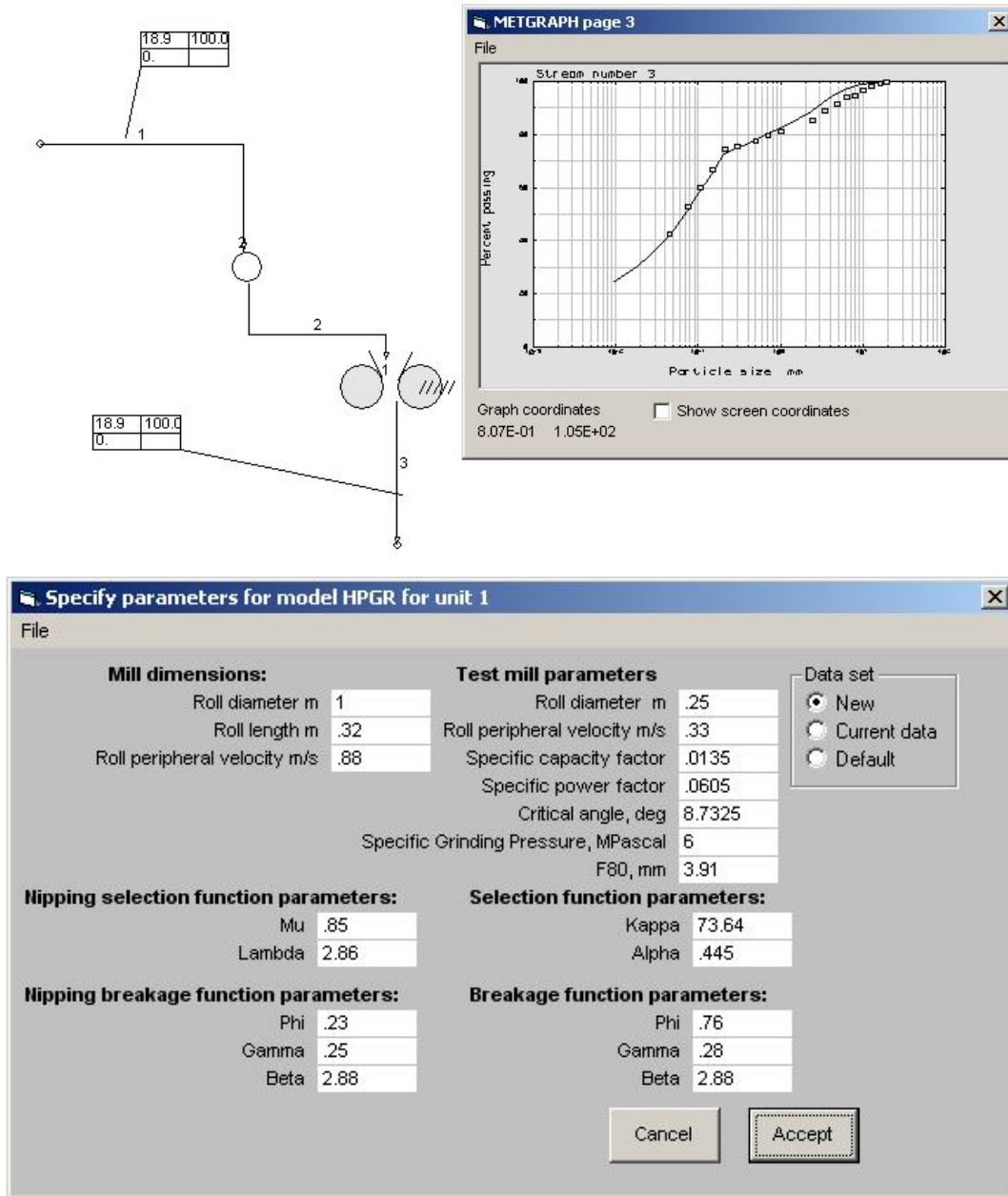


Figura 5.23: Simulação do circuito piloto com itabirito compacto sem escalpe – Planta Piloto KHD – Vale S.A. , medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas)

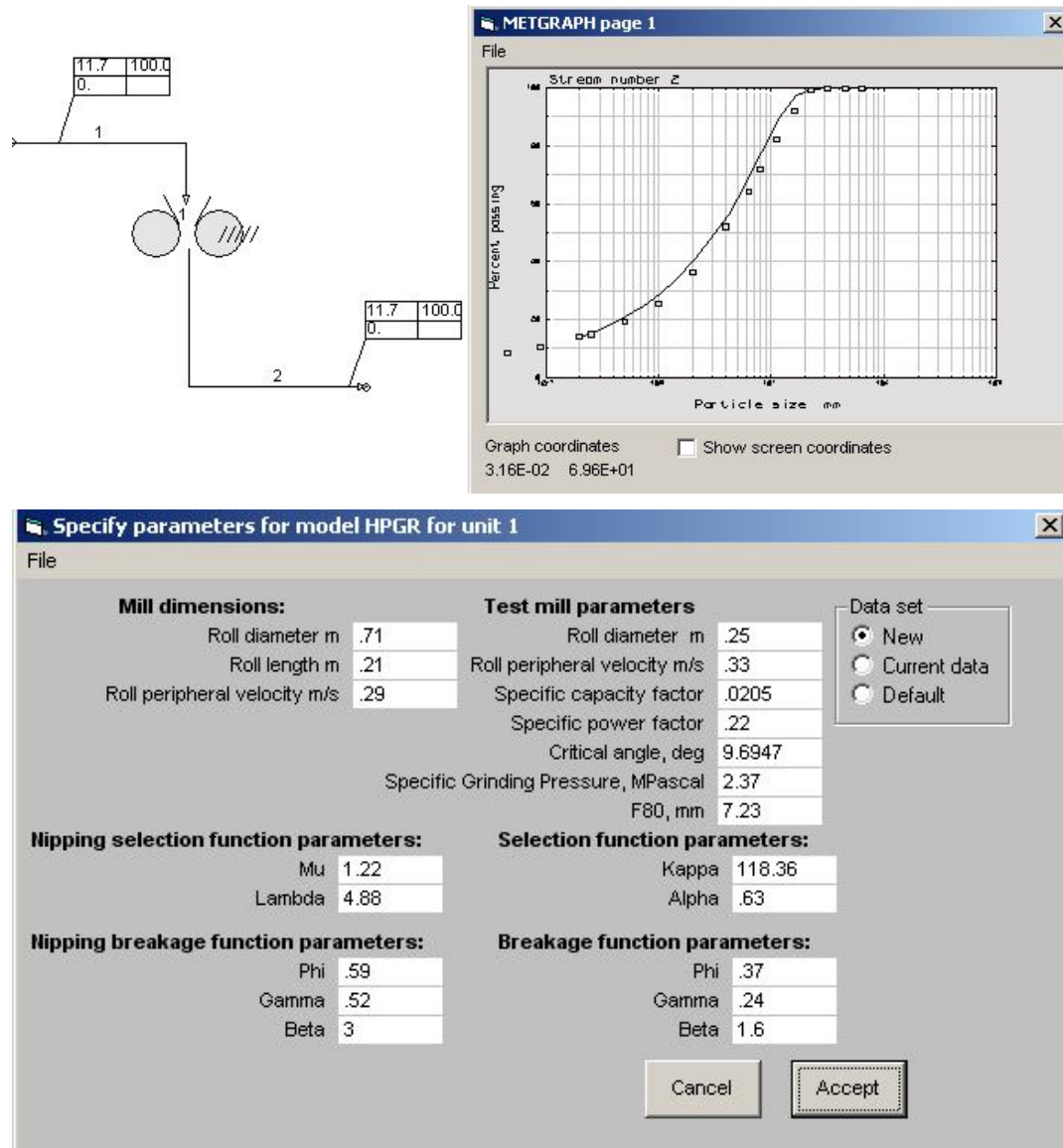


Figura 5.24: Simulação do circuito piloto com amostra de cobre sulfetado sem escalpe – Planta Piloto Polysius. – Teste R1, medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas)

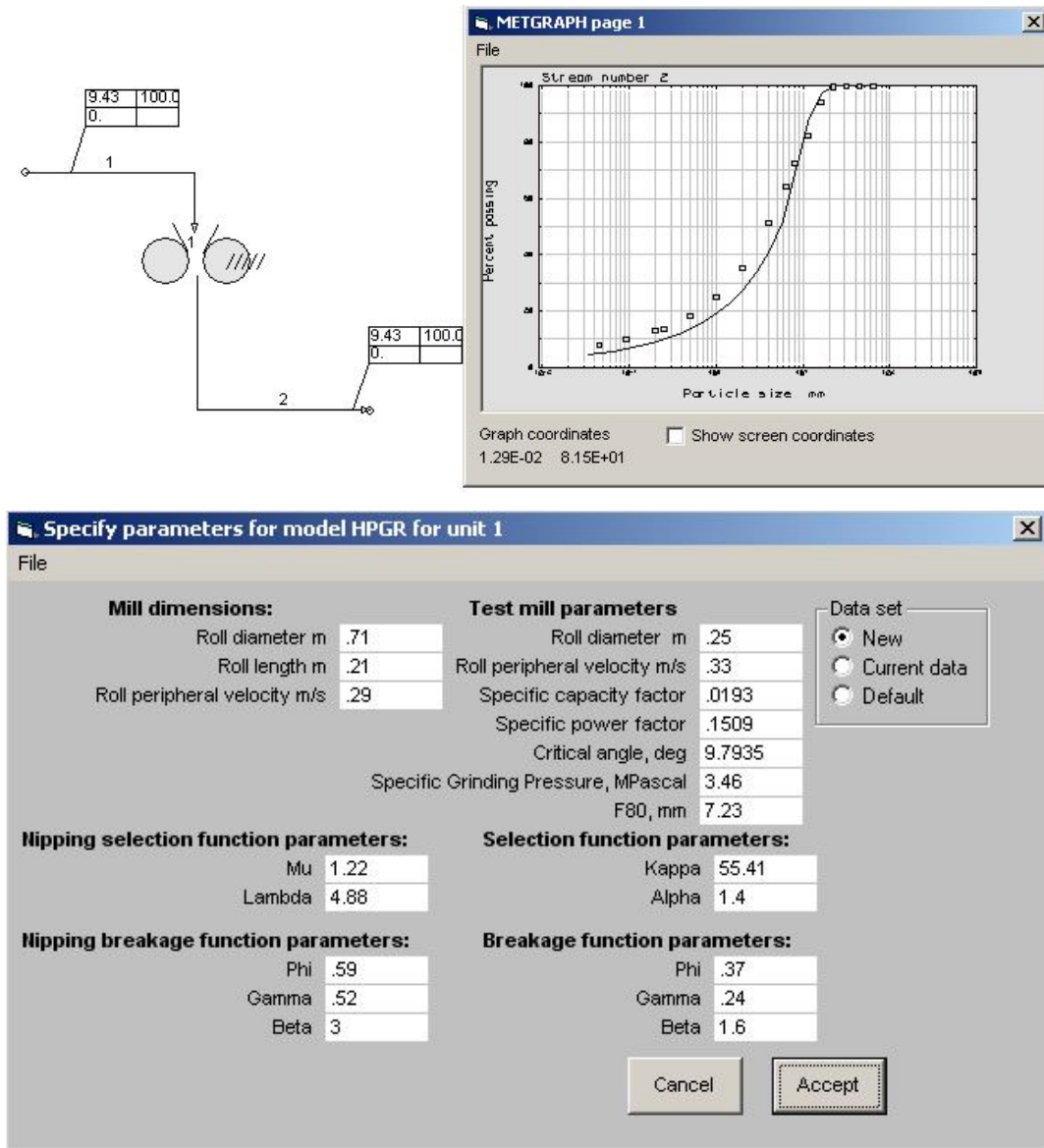


Figura 5.25: Simulação do circuito piloto com amostra de cobre sulfetado escalapda – Planta Piloto Polysius. – Teste R6, medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas)

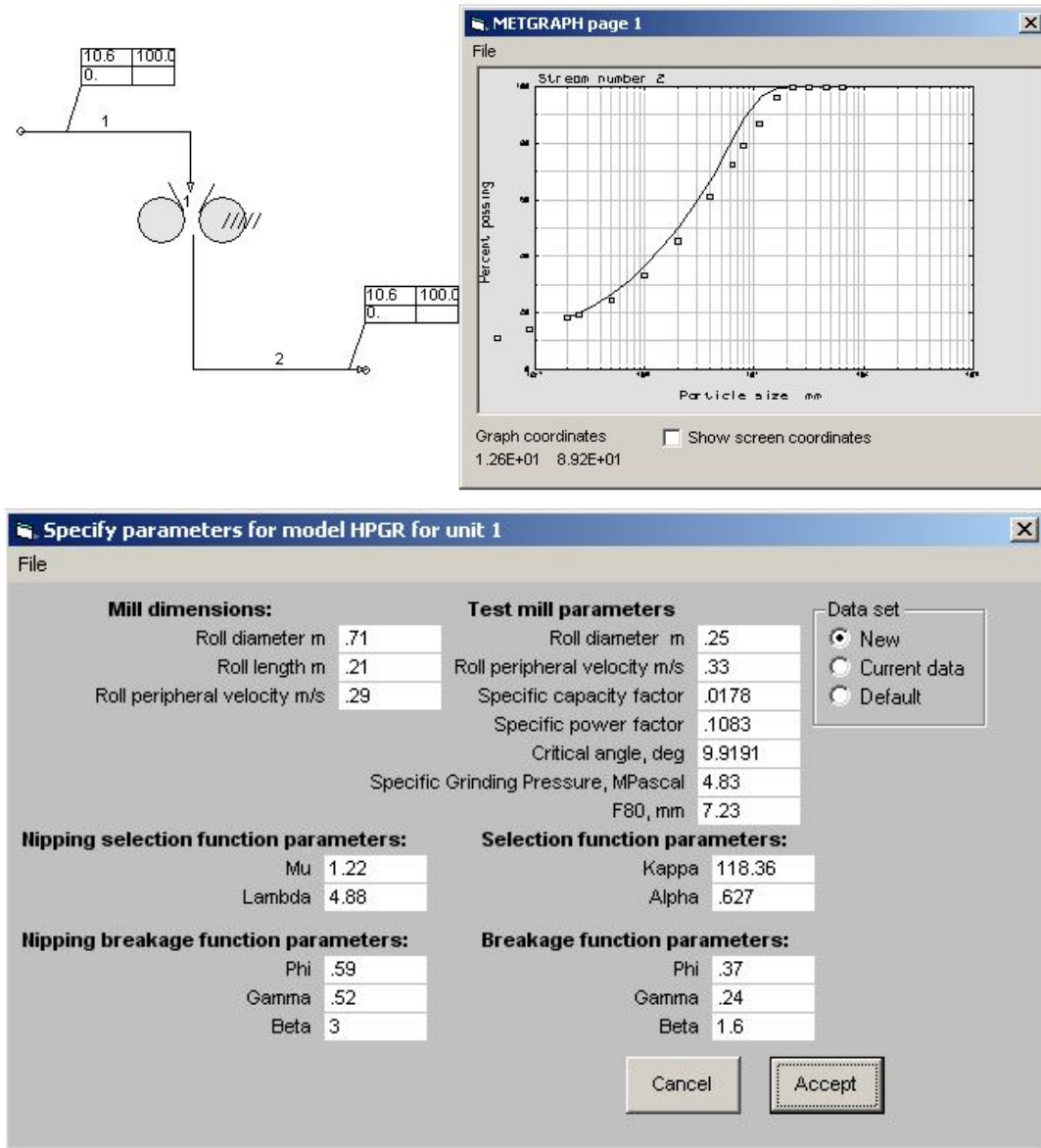


Figura 5.26: Simulação do circuito piloto com amostra de cobre sulfetado sem escalpe – Planta Piloto Polysius. – Teste R3, medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas)

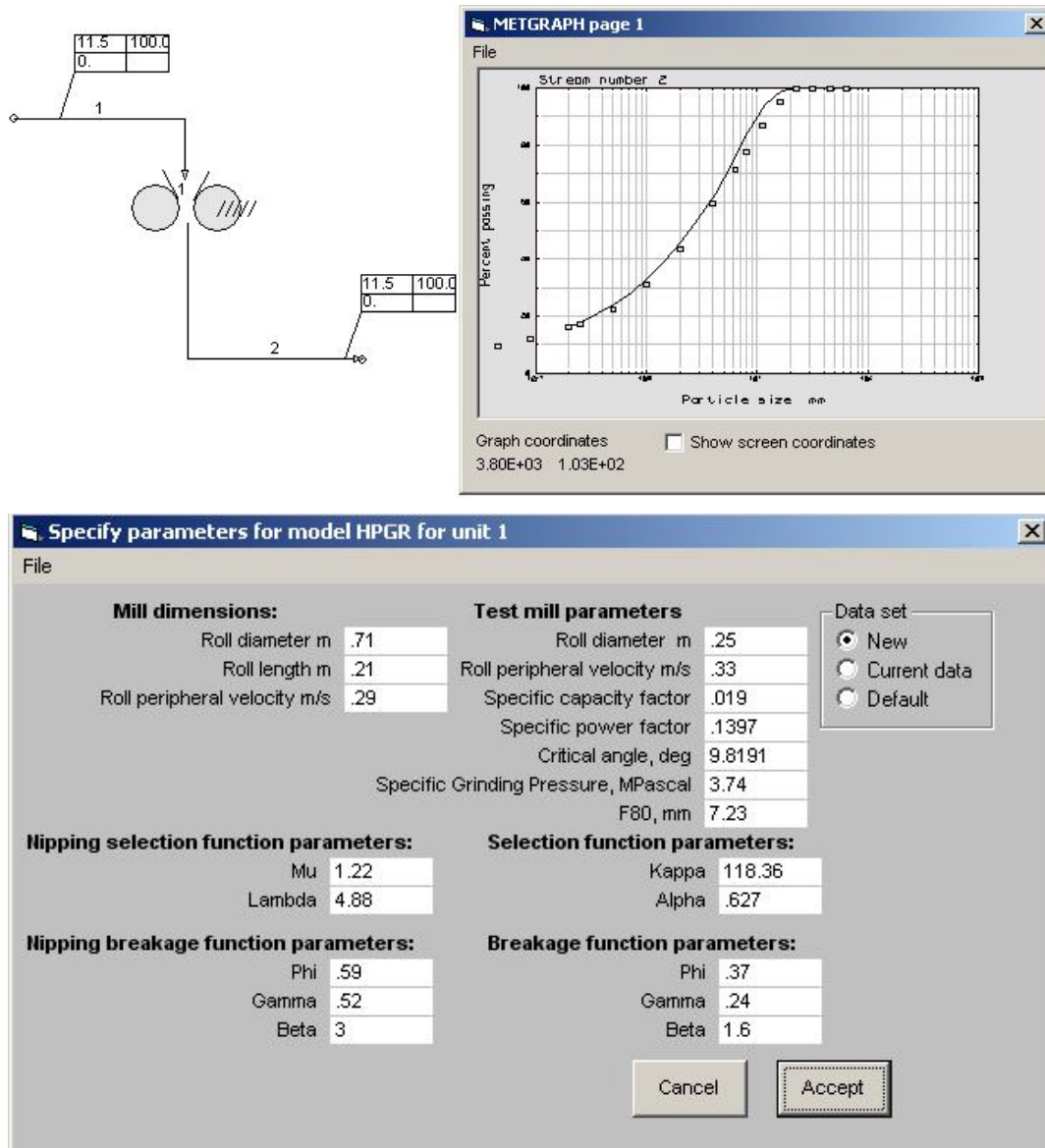


Figura 5.27: Simulação do circuito piloto com amostra de cobre sulfetado sem escalpe – Planta Piloto Polysius. – Teste R4, medida (símbolos) e prevista (linhas contínuas)

É nítido que, em todos os ensaios piloto, a previsão da distribuição granulométrica nos produtos é bastante precisa, e plenamente satisfatória para fins de simulação e de escalonamento, mesmo em condições significativamente distintas (granulação da alimentação significativamente diferente dos ensaios de bancada, velocidade, diâmetro e comprimento dos rolos igualmente distintos).

O escalonamento pela capacidade e potência específica e pelo ângulo crítico de pega pode ser avaliado na Tabela 5.10. Deve-se levar em consideração que esta técnica de escalonamento é muito aceita na literatura, e foi implantada aqui juntamente com o sistema de simulação (previsão) da granulação do produto.

Tabela 5.10: Comparação dos resultados obtidos nos ensaios piloto e os estimados via simulação

Planta Piloto	KHD		Polysius			
Amostra	Conceição		Cristalino			
Teste	1	2	R6	R1	R3	R4
	Escalpada	Natural	Escalpada	Natural	Natural	Natural
Potência Líquida Medida (kW)	84.46	95.3	18.8	14.04	24.77	19.86
Potência Líquida Calculada (kW)	156.1	119.9	22.6	25.7	27.1	27.4
Diferença (%)	60%	23%	18%	59%	9%	32%
Produção Medida (t/h)	96	68.1	9.43	11.7	10.6	11.5
Produção Calculada (t/h)	91.44	51.13	9.67	10.28	8.92	9.52
Diferença (%)	5%	28%	3%	13%	17%	19%

A fórmula adotada aqui para o cálculo da diferença entre os valores medidos e os valores previstos pelo sistema é mostrada na equação 5.6:

$$\text{Dif} = 100 \times \frac{2 \times |\text{Medido} - \text{Previsto}|}{(\text{Medido} + \text{Previsto})}, \% \quad (5.6)$$

Observando-se a Tabela 5.6 pode-se notar que alguns valores medidos diferem muito dos valores calculados, especialmente no que diz respeito à potência prevista e medida. Conclui-se que a metodologia baseada no fator de potência específica não produz resultados satisfatórios. Este tipo de cálculo é geralmente adotado pelos fabricantes. Um sistema alternativo para previsão de potência deverá ser necessariamente desenvolvido.

Quanto aos valores previstos para capacidade, observam-se erros sempre menores do que 30%, e em geral menores que 20%. As amostras escalpadas produzem erros baixos e isto se deve à qualidade dos ensaios. Amostras escalpadas produzem ensaios mais estáveis, tanto em escala piloto como em escala de bancada, portanto a qualidade das previsões e da metodologia adotada pelos fabricantes para previsão de capacidade se torna mais satisfatória.

É recomendada a realização de um programa de estudos pragmáticos com o objetivo de desenvolver uma metodologia específica para a previsão e medição da potência em escalas de bancada, piloto e industrial. A VALE S.A. está implantado alguns destes equipamentos industriais e seria recomendada uma campanha de amostra nestes circuitos e a realização de ensaios em escala de bancada para formação de um banco de dados.

6 CONCLUSÕES

Claramente, a metodologia adotada para o sistema de previsão da granulação do produto desenvolvido e implantado neste trabalho é boa e adequada para estudos de simulação e escalonamento, tanto visando à engenharia de novos circuitos e rotas de processo como à otimização de processos existentes. O objetivo principal foi, portanto, plenamente alcançado.

O sistema de caracterização desenvolvido requer ensaios em uma prensa de bancada. Neste trabalho foi ilustrado que a utilização de seis alíquotas de aproximadamente 10 kg em pressões diferentes é suficiente para caracterizar minérios quanto à moagem em prensas de rolos de alta pressão em uma faixa abrangente de condições operacionais (pressão específica de moagem), para previsão da granulação no produto.

Capacidade e potência dependem da pega (ângulo crítico) e, portanto, dependem da umidade e da granulação da alimentação. Felizmente, as caracterizações de amostras escalpadas e amostras com granulação natural parecem ser suficiente para escalonar capacidade, pelo menos dentro do erro observado na Tabela 5.6. Os métodos de escalonamento de potência e capacidade são os métodos já, de certa forma, consagrados na literatura, e pode-se afirmar que os erros observados na Tabela 5.6, em sua maioria, são aceitáveis quanto à capacidade. Os desvios observados na Tabela 5.6 indicam que o escalonamento baseado nessas técnicas deve ser feito criteriosamente e, com base em uma série de ensaios, nunca validado com um único ensaio.

Os ensaios requeridos podem ser realizados rapidamente. A operação da prensa de bancada e ou piloto, com alimentação afogada, é simples e rápida. Cuidados devem ser tomados para que a alimentação seja constante durante o ensaio, sem qualquer interrupção. Caso isso ocorra, o ensaio deve ser repetido, já que a duração de um ensaio é da ordem de segundos. O trabalho de caracterização consome esforços, consideravelmente maiores, na determinação da densidade aparente e, principalmente, da distribuição granulométrica, do que na moagem propriamente dita. É recomendado utilizar um sistema de escrubagem para desmanchar completamente flocos e agregados produzidos durante a moagem sob pressão, antes da determinação da distribuição granulométrica em laboratório.

Os procedimentos aqui desenvolvidos foram adotados como padrão pela VALE S.A. na avaliação do desempenho de prensas de rolos de alta pressão no desenvolvimento de rotas de processos para projetos Green Field. Esta metodologia já está sendo utilizada para dimensionamento de circuitos em fase de FEL 1 (Alves e Gonçalves, 2006) e otimização de circuitos em operação.

A grande vantagem do sistema desenvolvido é a utilização de técnicas de simulação na avaliação das diferentes rotas de processo. Para cada caso, pode-se avaliar, entre uma infinidade de situações, o desempenho de uma prensa de rolos em circuito fechado, com recirculação parcial ou total da fração grosseira do produto. Além de pré-escalping, efeito da granulação da alimentação, desempenho de processos a vazante (como moagem de bolas), avaliação rigorosa de OPEX e CAPEX para as diferentes rotas e otimização em geral do ponto de vista da engenharia.

7 CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO

A grande contribuição deste trabalho foi a definição de uma metodologia de levantamento de parâmetros do modelo do balanço populacional em escala de bancada.

Outra contribuição inédita foi a definição de equação para escalonamento dos parâmetros κ_l e α_l da função seleção na região de compressão para previsão da distribuição granulométrica de equipamentos industriais utilizando os valores de κ_T e α_T levantados em prensas de rolos de alta pressão em escala de bancada.

8 RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS

A metodologia de levantamento de parâmetros, em escala de laboratório, utilizando-se o modelo do balanço populacional para previsão da distribuição granulométrica de equipamentos de maior escala, se mostrou adequada para estudos de otimização e dimensionamento de prensas de rolos de alta pressão em circuitos industriais.

Esta metodologia pode também ser utilizada em estudos de variabilidade e geometalurgia devido à pequena quantidade de amostra utilizada nos ensaios em escala de bancada. Com isto o procedimento descrito neste trabalho pode ser utilizado para mapeamento geometalúrgico buscando-se um melhor planejamento de lavra e estabilidade operacional em plantas de beneficiamento que utilizam prensa de rolos de alta pressão.

9 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como sugestão para trabalhos futuros recomenda-se:

- Desenvolvimento de um modelo matemático para previsão de potência líquida e em vazio para prensas de rolos de alta pressão.

REFERÊNCIAS

ALSMANN, L.;1996, KHD Humboldt Wedag, **New roller press series characterised by enhanced reliability**, Aufbereitungs -Technik/Mineral Processing, Nr.6, June 1996, pp 259-268

ALVES, V.K. & GONCALVES, K.L. **Methodologies for scale up of grinding and flotation circuits for new CVRD projects**. Proceedings of the 38th Annual Canadian Mineral Processors Conference, CIM, p. 567-576, 2006.

ANDERSEN, J.S. AND NAPIER-MUNN, T.J., 1988. **Power prediction for cone crushers, Third Mill Operators Conference**. AusIMM, Cobar,NSW, Australia, pp. 9-12.

AUSTIN, L.G., KLIMPEL, R.R. AND LUCKIE, P.T., 1984. **Process Engineering of Size Reduction: Ball Milling**. SME-AIME, New York, pp. 65-69.

AUSTIN, L.G., ORDEN, D.R.V. AND PEREZ, J.W., 1980. **A preliminary analysis of smooth roll chushers**. International Journal of Mineral Processing, 6: 321-336.

AUSTIN, L.G. AND TRUBELJA, M.P., 1994. **The capacity and product size distributions of high pressure grinding rolls**, Mineral Processing and Environment, pp: 49-67.

AUSTIN, L.G., TRUBELJA, M.P. AND VON SEEBACH, H.M., 1995. **Capacity of High Pressure Grinding Rolls**. Minerals and Metallurgical Processing, 12: 65-73.

AUSTIN, L.G., WELLER, K.R. AND LIM, I.L., 1993. **Phenomenological Modelling of the High Pressure Grinding Rolls**, XVIII International Mineral Processing Congress, Sydney, Australia, pp. 87-95.

BATTERSBY, M.J., KELLERWESSEL, H. AND OBERHEUSER, G., 1993. **High Pressure Particle Bed Comminution of Ores and Minerals - A Challenge**, XVIII International Mineral Processing Congress, Sydney, Australia, pp. 1403-1407.

BAUM, W. AND KNECHT, J., 1994. **Optimizing refractory and oxide gold ore operations with high-pressure grinding rolls**, SME Annual Meeting. SME - Society for Mining, Metallurgy and Exploration, Albuquerque, New Mexico, Preprint 94-12., pp. 1-18.

BAUM, W., PATZELT, N. AND KNECHT, J., 1996. **The use of high pressure roll grinding for optimization of copper leaching**, SME Annual meeting. SME-Society for Mining, Metallurgy and Exploration, Phoenix, Arizona, Preprint 96-68, pp. 1-9.

BERALDO, J.L., 1987. **Moagem de Minérios em Moinhos Tubulares**. Edgard Blucher, São Paulo, PP. 14-17.

DANIEL, M.J., 2001, **Model verification and scale up**, AMIRA P9M, 3rd progress report, Chapter 6, pp 51-67, May 2001.

DANIEL, M.J., 2002. **HPGR model verification and scale-up**, University of Queensland, Brisbane.

DANIEL, M.J., 2003. **Particle Bed Compression Comminution using a Piston-die to Predict the Performance of a HPGR**, 2003 JKMRM Conference. JKMRM, Brisbane, Australia, pp. 67-83.

DOWLING, E.C., KORPI, P.A., MCIVOR, R.E. AND ROSE, D.J., 2001. **Application of high pressure grinding rolls in an autogenous-pebble milling circuit**, SAG 2001. University of British Columbia, Vancouver B.C., Canada, pp. 194-201.

DUNNE, R., 2006. HPGR – **The journey from soft to competent and abrasive**, SAG 2006, University of British Columbia, Vancouver, British Columbia, Canada, pp. 190-205.

FARAHMAND, A, EHRENTAUT, G,1997, Erzmetall, No. 3/March 1997, p 201-210.

FUESTERNAU, D.W., SHUKLA, A. AND KAPUR, P.C., 1991. . **Energy consumption and product size distributions in choke-fed, high-compression roll mills**. International Journal of Mineral Processing, 32: 59-79.

GERRARD, M., COSTELLO, B. AND MORLEY, C., 2004. **Operational Experiences and Performance Assessment of HPGR Technology at Argyle Diamond Mine**, Rio Tinto Comminution Workshop, Perth, Western Australia, pp. 51-61.

GUNTER, H., MULLER, M. AND SONNTAG, P., 1996. **The application of roller presses for high pressure comminution**, Symposium on grinding processes, Toulouse; France.

KELLERWESSEL, H., 1996. **High Pressure Particle Bed Comminution, State of the Art, Application, Recent Developments**, Engineering and Mining Journal: 45-52.

KELLERWESSEL, H. AND OBERHEUSER, G., 1995. **Scale up of roller presses**, XIX International Mineral Processing Congress. SME - Society for Mining, Metallurgy and Exploration, Inc., San Francisco, U.S.A., pp. 67-70.

KLYMOWSKY, I.B. AND LIU, J., 1997. **Modelling of the comminution in a roller press**, XX International Mineral Processing Congress, Aachen, Germany, pp. 141-154.

KLYMOWSKY, R., PATZELT, N., KNECHT, J. AND BURCHARDT, E., 2006. **An overview of HPGR technology**, SAG 2006. University of British Columbia, Vancouver, British Columbia, Canada, pp. 11-26.

LIM, W.I.L., CAMPBELL, J.J. AND TONDO, L.A., 1997. **The effect of rolls speed and rolls surface pattern on high pressure rolls performance**. Minerals Engineering, 10: 401-419.

LIM, W.I.L., VOIGT, W. AND WELLER, K.R., 1996. **Product size distribution and energy expenditure in grinding minerals and ores in high pressure rolls**, International Journal of Mineral Processing, 44-45: 539-559.

LIM, W.I.L. AND WELLER, K.R., 1997. **Modelling of throughput high pressure grinding rolls**, XX International Mineral Processing Congress, Aachen, Germany, pp. 173-184.

LUBJUHN, U. AND SCHÖNERT, K., 1993. **Material Flow in the Acceleration Zone and Throughput of High Pressure Roller Mills**, XVIII International Mineral processing Congress, Sydney, Australia, pp. 161-168.

MAXTON, D., MORLEY, C. AND BEARMAN, R., 2003. **A quantification of the benefits of high pressure rolls crushing in an operating environment**, Minerals engineering, 16: 827-838.

MAXTON, D., VAN DER MEER, F. AND KIRSH, S., 2005. **KHD Humboldt Wedag High Pressure Grinding Rolls Developments for Minerals Applications**, Randol Forum. Randol, Perth, Australia, pp. 61-72.

MORLEY, C., 2005. **The Case for High Pressure Grinding Rolls**, Randol Innovative Metallurgy Forum 2005. Randol International Ltd., Perth, Australia, pp. 15-30.

MORLEY, C., 2006. **Flowsheets for HPGR**, SAG 2006. University of British Columbia, Vancouver, British Columbia, Canada, pp. 172-189.

MORREL, S., SHI, F. AND TONDO, L.A., 1997. **Modelling and scale-up of high pressure grinding rolls**, XX International Mineral processing Congress. GDMB, Aachen, Germany, pp. 129-140.

MORSKY, P., KLEMETTI, M. AND KNUUTINEN, T., 1995. **A comparison of high pressure roller mill and conventional grinding**, XIX International Mineral Processing Congress. SME - Society for Mining, Metallurgy and Exploration, Inc., San Francisco, U.S.A., pp. 55-58.

NIXON, C.R. AND WHITEHEAD, J.R., 1999. **The Energy Juggernaut**, CACOR Proceedings. Canadian Association for the Club of Rome, pp. 1-7.

NORGATE, T.E. AND WELLER, K.R., 1991. **Options for incorporating high-pressure grinding rolls into comminution circuits**, Fourth Mill Operators' Conference. AussIMM, Burnie, Australia, pp. 19-24.

OTTE, O., 1988. **Polycom high pressure grinding principles and industrial application.**, Third Mill Operators' Conference. AusIMM, Cobar NSW, pp. 131-136.

PATZELT, N., KLYMOWSKY, R., BURCHARDT, E. AND KNECHT, J., 2001. **High pressure grinding rolls in AG/SAG mill circuits –the next step in the evolution of grinding plants for the new millennium**, SAG 2001. University of British Columbia, Vancouver, Canada, pp. 107-123.

PATZELT, N., KNECHT, H. AND BAUM, W., 1995. **Case made for high-pressure roll-grinding in gold plants**, Mining Engineering, pp. 524-529.

PATZELT, N., KNECHT, J. AND BAUM, W., 1997. **The metallurgical potential of high-pressure roll grinding**, XX International Mineral Processing Congress. GDMB, Aachen, Germany, pp. 155-164.

SANDER, U. AND SCHÖNERT, K., 2000. **Pressure and shear on the roller surfaces of high pressure roller mills**, XXI International Mineral Processing Congress, Rome, Italy, pp. 97-103.

SCHNEIDER, C. L., ALVES, V. K. AND AUSTIN, L.G., 2009. **Modeling the contribution of specific grinding pressure for the calculation of HPGR product size distribution.** Minerals Engineering, p. 643-649.

SCHÖNERT, K., 1988. **A First Survey of Grinding with High-Compression Roller Mills**, International Journal of Mineral Processing, 22: 401-412.

SCHÖNERT, K., 1991. **Advances in comminution fundamental, and impacts on technology**, XVII International Mineral Processing Congress, Dresden, Germany, pp. 1-21.

SCHÖNERT, K. AND SANDER, U., 2002. **Shear stresses and material slip in high pressure roller mills**, Powder Technology, 122: 136-144.

SCHUMACHER, M. AND THEISEN, W., 1997. **HEXADUR , A novel wear protection of high pressure roller presses for comminution**. No 11.5. Kipper.

TONDO, L.A., 1997. **Phenomenological modeling of a high pressure grinding roll mill**, University of Queensland, Brisbane.

US DEPARTMENT OF ENERGY, 2001. **Mining — Industry of the Future**, DOE-Office of Energy Efficiency and Renewable Energy, pp. 1-8.

WATSON, S. AND BROOKS, M., 1994. **KCGM Evaluation of High Pressure Grinding Roll Technology**, Fifth Mill Operators' Conference. AusIMM, Roxby Downs, South Africa, pp. 69-83.

ANEXOS

A seguir são apresentados os dados referentes às distribuições de tamanho de partículas de alimentação e produto dos ensaios de bancada no LABWAL da VALE S.A..

Itabirito Compacto escalpado							
Peneira (mm)	Alim.	10 bar	20 bar	30 bar	40 bar	50 bar	60 bar
	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass
31.500	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
25.000	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
19.000	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
16.000	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
12.500	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
10.000	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
8.000	76.04	97.70	98.81	98.59	99.18	99.36	99.50
6.300	47.36	90.79	91.28	92.36	94.59	96.95	97.06
5.600	40.54	86.43	86.38	90.28	92.00	95.04	94.63
4.800	25.86	77.70	77.27	84.35	87.22	90.62	91.72
3.400	10.40	63.57	65.88	72.42	76.04	80.07	81.92
2.400	6.29	51.58	53.51	61.06	64.80	68.48	71.61
1.000	5.59	38.14	38.38	47.32	50.80	54.95	57.32
0.840	5.50	36.93	37.14	45.35	48.81	52.60	55.19
0.710	5.37	35.55	35.75	43.04	46.38	50.25	53.14
0.500	5.17	33.23	32.93	40.00	43.00	46.84	49.66
0.420	5.05	32.67	32.06	39.17	42.05	45.96	48.71
0.300	4.86	30.81	30.91	36.62	39.96	43.97	46.39
0.210	4.59	29.49	30.56	36.49	38.87	43.86	46.13
0.150	4.04	22.16	25.43	30.89	33.35	37.27	39.65
0.106	3.33	19.61	21.94	26.53	29.04	31.93	34.60
0.075	2.68	16.69	17.39	22.77	25.04	28.11	30.59
0.045	1.53	12.52	13.90	17.01	18.79	21.25	23.64

Itabirito Compacto sem escalpe							
Peneira (mm)	Alim.	10 bar	20 bar	30 bar	40 bar	50 bar	60 bar
	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass
31.500	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
25.000	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
19.000	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
16.000	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
12.500	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
10.000	99.63	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
8.000	95.84	99.83	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
6.300	89.24	98.46	100.00	99.32	100.00	100.00	100.00
5.600	87.26	96.66	100.00	98.73	98.98	99.60	100.00
4.800	83.61	93.40	97.99	98.02	97.66	98.98	98.92
3.400	77.90	87.97	91.08	93.91	94.79	96.92	96.75
2.400	73.05	81.51	83.96	87.16	89.99	93.20	92.55
1.000	66.51	72.40	74.64	79.28	80.14	84.12	83.65
0.840	65.44	70.72	73.46	77.89	78.76	82.95	82.53
0.710	63.84	69.04	72.26	76.68	77.53	82.06	81.64
0.500	62.22	66.39	67.81	74.24	74.33	78.42	78.30
0.420	61.83	65.81	67.17	73.34	73.88	77.84	77.60
0.300	60.71	64.84	64.32	71.67	72.17	75.44	75.18
0.210	59.97	63.77	63.68	67.59	69.26	74.67	72.13
0.150	48.66	52.77	51.56	59.85	59.17	61.22	62.49
0.106	39.51	42.71	44.01	52.55	49.94	52.51	53.74
0.075	31.46	35.00	36.58	43.15	41.19	34.16	35.09
0.045	20.78	23.75	25.90	31.43	29.66	30.93	31.97

Cobre Sulfetado sem escalpe							
Peneira (mm)	Alim.	10 bar	20 bar	30 bar	40 bar	50 bar	60 bar
	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass
19.100	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
12.500	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
9.120	86.58	94.34	97.46	98.82	98.84	99.45	99.49
6.350	76.53	83.39	87.81	93.60	93.56	94.16	93.93
4.740	65.61	73.28	76.19	84.93	86.30	86.95	88.26
3.350	51.88	61.33	65.34	73.88	74.33	76.08	75.71
2.360	41.97	50.96	55.45	63.25	64.62	64.29	65.44
1.700	34.26	43.20	47.67	54.76	55.80	55.75	56.32
1.180	29.56	38.13	41.15	47.96	47.23	47.59	47.59
0.850	24.25	30.37	33.29	39.03	39.61	39.92	39.73
0.590	20.07	25.27	28.04	33.52	33.92	34.48	34.45
0.425	15.86	20.31	22.88	27.51	29.77	29.70	29.44
0.300	13.81	17.91	20.14	24.84	25.11	25.44	25.23
0.212	11.25	14.40	16.47	20.43	22.44	22.43	22.25
0.150	9.82	12.70	14.56	18.31	19.02	19.50	19.08
0.106	7.99	10.34	11.93	15.37	16.16	16.97	16.78
0.075	6.74	8.74	10.33	13.28	14.49	14.67	14.35
0.053	5.82	7.75	9.45	11.90	12.56	12.71	12.48
0.038	4.26	5.73	7.22	8.96	10.45	10.70	10.59

A seguir são apresentados os dados referentes às distribuições de tamanho de partículas de alimentação e produto dos ensaios piloto na prensa de rolos da KHD da VALE S.A., com o minério de itabirito compacto.

Itabirito Compacto escalpado		
Peneira (mm)	Alim.	15 bar
	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass
31.500	100.00	100.00
25.000	93.43	98.91
19.000	69.06	95.15
16.000	54.17	92.43
12.500	37.03	87.13
10.000	25.43	83.01
8.000	18.77	77.92
6.300	18.11	77.68
5.600	17.93	77.55
4.800	16.68	73.66
3.400	15.04	67.71
2.400	13.69	60.65
1.000	12.72	55.06
0.840	11.11	53.66
0.710	10.79	52.81
0.500	10.44	51.05
0.420	10.42	50.42
0.300	10.00	48.89
0.210	9.99	48.56
0.150	7.99	43.24
0.106	6.56	38.88
0.075	5.25	34.46
0.045	3.53	28.34

Itabirito Compacto sem escalpe		
Peneira (mm)	Alim.	15 bar
	Cum. (%) Pass	Cum. (%) Pass
31.500	100.00	100.00
25.000	96.85	100.00
19.000	91.03	100.00
16.000	88.37	99.34
12.500	84.21	97.67
10.000	81.11	96.23
8.000	77.24	94.40
6.300	74.45	92.08
5.600	74.44	90.96
4.800	72.48	89.88
3.400	69.24	87.34
2.400	64.63	83.25
1.000	60.65	79.38
0.840	59.79	78.30
0.710	59.23	77.71
0.500	57.56	75.60
0.420	56.67	75.26
0.300	54.63	73.37
0.210	53.77	71.27
0.150	44.02	64.83
0.106	35.67	58.20
0.075	27.04	51.98
0.045	17.66	42.32

A seguir são apresentados os relatórios das simulações descritas no texto.

Itabirito compacto escalpado

Unit number 1 MODSIM model name HPGR

Job name: hpgr_solo_conceicao_escalpada

PARAMETERS:

Parameters for nipping selection function

Parameter mu: 1.284

Parameter lambda: 5.220

Parameters for nipping breakage function

Phi: 0.500

Gamma: 1.000

Beta: 5.000

Parameters for selection function

Parameter kappa: 50.320mm

Parameter alpha: 0.529

Parameters for breakage function

Phi: 0.807

Gamma: 0.297

Beta: 6.630

Test mill parameters

Roll Diameter (meters) 0.250

Velocity of Roll Surface 25.2 RPM 0.3300 m/s

Critical angle of nip (degrees) 8.210

Specific capacity factor m 0.022

Specific power factor p 0.09

F80 mm 8.33

Industrial mill parameters

Roll Diameter (meters)	1.000
Roll Length (meters)	0.320
Velocity of Roll Surface	16.8 RPM 0.8800 m/s
Grinding Pressure (MPascal)	6.32

Operating variables

Water content (%)	0.00
Solids Density (kg/m ³)	4100.00
Operating Force (kN)	0.202E+04

Scale up calculations

Feed density (kg/m ³)	4100.00
Bed bulk density (kg/m ³)	2460.00
Critical gap (mm)	37.05
Operating gap (mm)	26.80
Press capacity (t/h)	91.44
Number of presses required	1.05
Guevara-Menacho power corr.	0.89
Net grinding power each press (kW)	148.8
Total net power required for this operation	156.1 kW

All powers reported are net grinding powers.

Add no-load power and correct for power transmission efficiency to get motor power

Size distribution in FEED

Size	% passing
mms	
26.5	96.127
18.7	67.824
13.2	40.713
9.38	23.291
6.61	18.246
4.69	16.557
3.31	14.933
2.34	13.662

1.65	13.270
1.17	12.890
0.827	11.618
0.586	10.596
0.414	10.275
0.293	9.999
0.207	9.894
0.146	7.879
0.104	6.459
0.731E-01	5.150
0.518E-01	3.935
0.366E-01	3.005
0.259E-01	2.296
0.183E-01	1.754
0.129E-01	1.340
0.915E-02	1.023
0.00	0.000

Size distribution in PRODUCT

Size	% passing
mms	
26.5	99.851
18.7	96.080
13.2	90.424
9.38	83.538
6.61	79.162
4.69	75.342
3.31	71.788
2.34	68.366
1.65	65.307
1.17	62.232
0.827	58.712
0.586	55.327
0.414	52.325

0.293	49.402
0.207	46.692
0.146	42.788
0.104	39.370
0.731E-01	36.004
0.518E-01	32.796
0.366E-01	29.883
0.259E-01	27.234
0.183E-01	24.827
0.129E-01	22.637
0.915E-02	20.641
0.00	0.000

80% passing size in feed	.210E+05 microns
80% passing size in product	.705E+04 microns
Calculated specific power input	1.63 kWh/t
Calculated operating work index for this mill	32.5 kWh/t

Itabirito compacto sem escalpe

Unit number 1 MODSIM model name HPGR

Job name: hpgr_solo_conceicao_natural

PARAMETERS:

Parameters for nipping selection function

Parameter mu: 0.850

Parameter lambda: 2.860

Parameters for nipping breakage function

Phi: 0.230

Gamma: 0.250

Beta: 2.880

Parameters for selection function

Parameter kappa: 73.640mm

Parameter alpha: 0.445

Parameters for breakage function

Phi: 0.760

Gamma: 0.280

Beta: 2.880

Test mill parameters

Roll Diameter (meters) 0.250

Velocity of Roll Surface 25.2 RPM 0.3300 m/s

Critical angle of nip (degrees) 8.733

Specific capacity factor m 0.014

Specific power factor p 0.06

F80 mm 3.91

Industrial mill parameters

Roll Diameter (meters) 1.000

Roll Length (meters) 0.320

Velocity of Roll Surface 16.8 RPM 0.8800 m/s
 Grinding Pressure (MPascal) 6.00

Operating variables

Water content (%) 0.00
 Solids Density (kg/m³) 3736.00
 Operating Force (kN) 0.192E+04

Scale up calculations

Feed density (kg/m³) 3736.00
 Bed bulk density (kg/m³) 2241.60
 Critical gap (mm) 22.76
 Operating gap (mm) 11.17
 Press capacity (t/h) 51.13
 Number of presses required 1.33
 Guevara-Menacho power corr. 0.88
 Net grinding power each press (kW) 89.9
 Total net power required for this operation 119.9 kW

All powers reported are net grinding powers.

Add no-load power and correct for power transmission efficiency to get motor power

Size distribution in FEED

Size	% passing
mms	
26.5	97.602
18.7	90.823
13.2	85.240
9.38	80.000
6.61	75.040
4.69	72.250
3.31	68.892
2.34	64.517
1.65	62.941
1.17	61.365

0.827	59.866
0.586	58.309
0.414	56.471
0.293	54.570
0.207	53.327
0.146	43.387
0.104	35.008
0.731E-01	26.504
0.518E-01	19.889
0.366E-01	14.859
0.259E-01	11.129
0.183E-01	8.335
0.129E-01	6.243
0.915E-02	4.676
0.00	0.000

Size distribution in PRODUCT

Size mms	% passing
26.5	99.993
18.7	99.915
13.2	99.734
9.38	99.003
6.61	97.466
4.69	95.240
3.31	92.181
2.34	88.579
1.65	86.156
1.17	83.738
0.827	81.528
0.586	79.332
0.414	76.991
0.293	74.594
0.207	72.558

0.146	64.949
0.104	58.210
0.731E-01	50.784
0.518E-01	44.383
0.366E-01	38.879
0.259E-01	34.254
0.183E-01	30.335
0.129E-01	27.001
0.915E-02	24.148
0.00	0.000

80% passing size in feed	.938E+04 microns
80% passing size in product	650. microns
Calculated specific power input	1.76 kWh/t
Calculated operating work index for this mill	6.1 kWh/t

Cobre Sulfetado R1

Unit number 1 MODSIM model name HPGR

Job name: HPGR Cristalino R1

PARAMETERS:

Parameters for nipping selection function

Parameter mu: 1.220

Parameter lambda: 4.880

Parameters for nipping breakage function

Phi: 0.590

Gamma: 0.520

Beta: 3.000

Parameters for selection function

Parameter kappa: 118.360mm

Parameter alpha: 0.630

Parameters for breakage function

Phi: 0.370

Gamma: 0.240

Beta: 1.600

Test mill parameters

Roll Diameter (meters) 0.250

Velocity of Roll Surface 25.2 RPM 0.3300 m/s

Critical angle of nip (degrees) 9.695

Specific capacity factor m 0.021

Specific power factor p 0.22

F80 mm 7.23

Industrial mill parameters

Roll Diameter (meters) 0.710

Roll Length (meters) 0.210

Velocity of Roll Surface	7.8 RPM	0.2900 m/s
Grinding Pressure (MPascal)	2.37	

Operating variables

Water content (%)	0.00
Solids Density (kg/m ³)	3220.00
Operating Force (kN)	0.353E+03

Scale up calculations

Feed density (kg/m ³)	3220.00
Bed bulk density (kg/m ³)	1932.00
Critical gap (mm)	24.61
Operating gap (mm)	14.47
Press capacity (t/h)	10.28
Number of presses required	1.13
Guevara-Menacho power corr.	1.01
Net grinding power each press (kW)	22.7
Total net power required for this operation	25.7 kW

All powers reported are net grinding powers.

Add no-load power and correct for power transmission efficiency to get motor power

Size distribution in FEED

Size mms	% passing
529.	100.000
375.	100.000
264.	100.000
188.	100.000
132.	100.000
93.8	100.000
66.1	100.000
46.9	100.000
33.1	100.000
23.5	86.152

16.5	64.446
11.7	46.279
8.27	34.494
5.86	26.571
4.13	20.991
2.93	16.567
2.07	13.009
1.46	10.094
1.03	7.797
0.732	6.125
0.517	4.813
0.366	3.783
0.259	2.970
0.183	2.324
0.00	0.000

Size distribution in PRODUCT

Size mms	% passing
529.	100.000
375.	100.000
264.	100.000
188.	100.000
132.	100.000
93.8	100.000
66.1	100.000
46.9	100.000
33.1	100.000
23.5	99.706
16.5	97.373
11.7	89.590
8.27	77.924
5.86	66.258
4.13	56.334

2.93	47.779
2.07	40.440
1.46	34.127
1.03	28.806
0.732	24.458
0.517	20.827
0.366	17.809
0.259	15.296
0.183	13.196
0.00	0.000

80% passing size in feed	.210E+05 microns
80% passing size in product	.873E+04 microns
Calculated specific power input	2.21 kWh/t
Calculated operating work index for this mill	58.1 kWh/t

Cobre Sulfetado R3

Unit number 1 MODSIM model name HPGR

Job name: HPGR Cristalino R3

PARAMETERS:

Parameters for nipping selection function

Parameter mu: 1.220

Parameter lambda: 4.880

Parameters for nipping breakage function

Phi: 0.590

Gamma: 0.520

Beta: 3.000

Parameters for selection function

Parameter kappa: 118.360mm

Parameter alpha: 0.627

Parameters for breakage function

Phi: 0.370

Gamma: 0.240

Beta: 1.600

Test mill parameters

Roll Diameter (meters) 0.250

Velocity of Roll Surface 25.2 RPM 0.3300 m/s

Critical angle of nip (degrees) 9.919

Specific capacity factor m 0.018

Specific power factor p 0.11

F80 mm 7.23

Industrial mill parameters

Roll Diameter (meters) 0.710

Roll Length (meters) 0.210

Velocity of Roll Surface	7.8 RPM	0.2900 m/s
Grinding Pressure (MPascal)	4.83	

Operating variables

Water content (%)	0.00
Solids Density (kg/m ³)	3220.00
Operating Force (kN)	0.720E+03

Scale up calculations

Feed density (kg/m ³)	3220.00
Bed bulk density (kg/m ³)	1932.00
Critical gap (mm)	21.38
Operating gap (mm)	10.77
Press capacity (t/h)	8.92
Number of presses required	1.19
Guevara-Menacho power corr.	1.01
Net grinding power each press (kW)	22.7
Total net power required for this operation	27.1 kW

All powers reported are net grinding powers.

Add no-load power and correct for power transmission efficiency to get motor power

Size distribution in FEED

Size mms	% passing
529.	100.000
375.	100.000
264.	100.000
188.	100.000
132.	100.000
93.8	100.000
66.1	100.000
46.9	100.000
33.1	100.000
23.5	86.152

16.5	64.446
11.7	46.279
8.27	34.494
5.86	26.571
4.13	20.991
2.93	16.567
2.07	13.009
1.46	10.094
1.03	7.797
0.732	6.125
0.517	4.813
0.366	3.783
0.259	2.970
0.183	2.324
0.00	0.000

Size distribution in PRODUCT

Size mms	% passing
529.	100.000
375.	100.000
264.	100.000
188.	100.000
132.	100.000
93.8	100.000
66.1	100.000
46.9	100.000
33.1	100.000
23.5	99.949
16.5	99.449
11.7	96.769
8.27	89.402
5.86	78.770
4.13	68.290

2.93	58.843
2.07	50.510
1.46	43.168
1.03	36.826
0.732	31.501
0.517	26.976
0.366	23.161
0.259	19.950
0.183	17.246
0.00	0.000

80% passing size in feed	.210E+05 microns
80% passing size in product	.607E+04 microns
Calculated specific power input	2.55 kWh/t
Calculated operating work index for this mill	43.0 kWh/t

Cobre Sulfetado R4

Unit number 1 MODSIM model name HPGR

Job name: HPGR Cristalino R4

PARAMETERS:

Parameters for nipping selection function

Parameter mu: 1.220

Parameter lambda: 4.880

Parameters for nipping breakage function

Phi: 0.590

Gamma: 0.520

Beta: 3.000

Parameters for selection function

Parameter kappa: 118.360mm

Parameter alpha: 0.627

Parameters for breakage function

Phi: 0.370

Gamma: 0.240

Beta: 1.600

Test mill parameters

Roll Diameter (meters) 0.250

Velocity of Roll Surface 25.2 RPM 0.3300 m/s

Critical angle of nip (degrees) 9.819

Specific capacity factor m 0.019

Specific power factor p 0.14

F80 mm 7.23

Industrial mill parameters

Roll Diameter (meters) 0.710

Roll Length (meters) 0.210

Velocity of Roll Surface	7.8 RPM	0.2900 m/s
Grinding Pressure (MPascal)	3.74	

Operating variables

Water content (%)	0.00
Solids Density (kg/m ³)	3220.00
Operating Force (kN)	0.558E+03

Scale up calculations

Feed density (kg/m ³)	3220.00
Bed bulk density (kg/m ³)	1932.00
Critical gap (mm)	22.82
Operating gap (mm)	12.42
Press capacity (t/h)	9.52
Number of presses required	1.21
Guevara-Menacho power corr.	1.01
Net grinding power each press (kW)	22.7
Total net power required for this operation	27.4 kW

All powers reported are net grinding powers.

Add no-load power and correct for power transmission efficiency to get motor power

Size distribution in FEED

Size	% passing
mms	
529.	100.000
375.	100.000
264.	100.000
188.	100.000
132.	100.000
93.8	100.000
66.1	100.000
46.9	100.000
33.1	100.000
23.5	86.152

16.5	64.446
11.7	46.279
8.27	34.494
5.86	26.571
4.13	20.991
2.93	16.567
2.07	13.009
1.46	10.094
1.03	7.797
0.732	6.125
0.517	4.813
0.366	3.783
0.259	2.970
0.183	2.324
0.00	0.000

Size distribution in PRODUCT

Size mms	% passing
529.	100.000
375.	100.000
264.	100.000
188.	100.000
132.	100.000
93.8	100.000
66.1	100.000
46.9	100.000
33.1	100.000
23.5	99.883
16.5	98.825
11.7	94.136
8.27	84.602
5.86	73.332
4.13	63.101

2.93	54.065
2.07	46.175
1.46	39.284
1.03	33.389
0.732	28.492
0.517	24.360
0.366	20.896
0.259	17.993
0.183	15.555
0.00	0.000

80% passing size in feed	.210E+05 microns
80% passing size in product	.712E+04 microns
Calculated specific power input	2.39 kWh/t
Calculated operating work index for this mill	48.2 kWh/t

Cobre Sulfetado R6

Unit number 1 MODSIM model name HPGR

Job name: HPGR Cristalino R6

PARAMETERS:

Parameters for nipping selection function

Parameter mu: 1.220

Parameter lambda: 4.880

Parameters for nipping breakage function

Phi: 0.590

Gamma: 0.520

Beta: 3.000

Parameters for selection function

Parameter kappa: 55.410mm

Parameter alpha: 1.400

Parameters for breakage function

Phi: 0.370

Gamma: 0.240

Beta: 1.600

Test mill parameters

Roll Diameter (meters) 0.250

Velocity of Roll Surface 25.2 RPM 0.3300 m/s

Critical angle of nip (degrees) 9.793

Specific capacity factor m 0.019

Specific power factor p 0.15

F80 mm 7.23

Industrial mill parameters

Roll Diameter (meters) 0.710

Roll Length (meters) 0.210

Velocity of Roll Surface 7.8 RPM 0.2900 m/s
 Grinding Pressure (MPascal) 3.46

Operating variables

Water content (%) 0.00
 Solids Density (kg/m³) 3220.00
 Operating Force (kN) 0.516E+03

Scale up calculations

Feed density (kg/m³) 3220.00
 Bed bulk density (kg/m³) 1932.00
 Critical gap (mm) 23.18
 Operating gap (mm) 12.83
 Press capacity (t/h) 9.67
 Number of presses required 0.97
 Guevara-Menacho power corr. 1.03
 Net grinding power each press (kW) 23.2
 Total net power required for this operation 22.6 kW

All powers reported are net grinding powers.

Add no-load power and correct for power transmission efficiency to get motor power

Size distribution in FEED

Size	% passing
mms	
530.	100.000
375.	100.000
265.	100.000
187.	100.000
132.	100.000
93.7	100.000
66.2	100.000
46.9	100.000
33.1	99.375
23.4	82.054

16.5	51.077
11.7	26.728
8.28	10.193
5.85	0.566
4.14	0.024
2.93	0.000
2.07	0.000
1.46	0.000
1.04	0.000
0.731	0.000
0.518	0.000
0.365	0.000
0.259	0.000
0.183	0.000
0.129	0.000
0.914E-01	0.000
0.647E-01	0.000
0.457E-01	0.000
0.323E-01	0.000
0.00	0.000

Size distribution in PRODUCT

Size	% passing
mms	
530.	100.000
375.	100.000
265.	100.000
187.	100.000
132.	100.000
93.7	100.000
66.2	100.000
46.9	100.000
33.1	99.999
23.4	99.799

16.5	97.578
11.7	88.660
8.28	70.638
5.85	52.127
4.14	41.656
2.93	33.714
2.07	27.718
1.46	23.041
1.04	19.323
0.731	16.325
0.518	13.880
0.365	11.869
0.259	10.200
0.183	8.804
0.129	7.630
0.914E-01	6.637
0.647E-01	5.792
0.457E-01	5.071
0.323E-01	4.452
0.00	0.000

80% passing size in feed	.228E+05 microns
80% passing size in product	.976E+04 microns
Calculated specific power input	2.40 kWh/t
Calculated operating work index for this mill	68.4 kWh/t