



MODELAGEM DA PRENSA DE ROLOS USANDO O MÉTODO DOS
ELEMENTOS DISCRETOS COM ACOPLAMENTO DINÂMICO E O MODELO DE
SUBSTITUIÇÃO DE PARTÍCULAS

Gabriel Kamilo Pantoja Barrios

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

Orientador: Luís Marcelo Marques Tavares.

Rio de Janeiro

Junho de 2015

MODELAGEM DA PRENSA DE ROLOS USANDO O MÉTODO DOS
ELEMENTOS DISCRETOS COM ACOPLAMENTO DINÂMICO E O MODELO DE
SUBSTITUIÇÃO DE PARTÍCULAS

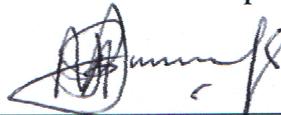
Gabriel Kamilo Pantoja Barrios

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

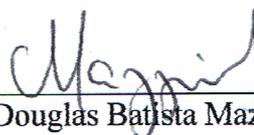
Examinada por:



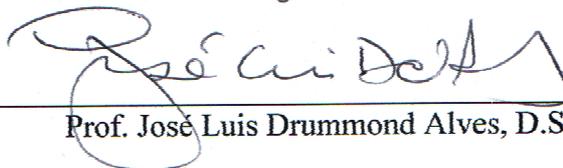
Prof. Luís Marcelo Marques Tavares, Ph.D.



Prof. Aubrey Njema Mainza, Ph.D.



Dr. Douglas Batista Mazzinghy, D.Sc



Prof. José Luis Drummond Alves, D.Sc.



Prof. Rodrigo Magalhães de Carvalho, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JUNHO DE 2015

Barrios, Gabriel Kamilo Pantoja

Modelagem da Prensa de Rolos usando o Método dos Elementos Discretos com acoplamento dinâmico e o modelo de substituição de partículas/ Gabriel Kamilo Pantoja Barrios. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2015.

XVI, 165 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Luís Marcelo Marques Tavares

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 2015.

Referências Bibliográficas: p. 134-140.

1. Modelagem matemática. 2. Processamento mineral. 3. Comunicação. I. Tavares, Luís Marcelo Marques. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. III. Título.

Para Ale y Poli

AGRADECIMENTOS

Agradeço especialmente a minha esposa Alejandra e a minha filha Ana Sol, que me deram apoio e carinho para poder finalizar o doutorado. Também agradeço aos meus pais Ana, e Freddy, os quais são um exemplo de bons pais e excelentes pesquisadores.

Agradeço ao meu irmão Sebastian e aos meus amigos os quais considero como meus irmãos Juan Guerrero, Juan Perez, Juliana Segura, Catalina Revollo e Victor Carozo, que com sua companhia me ensinaram que o doutorado não é só uma pesquisa acadêmica.

Agradeço ao meu orientador o Professor Luís Marcelo Tavares, pelo apoio e orientação, além de toda a paciência durante o doutorado.

Agradeço à Universidade Federal do Rio de Janeiro, principalmente ao Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais e ao Laboratório de Tecnologia Mineral.

Finalmente, agradeço aos colegas do Laboratório de Tecnologia Mineral, à colônia de Colombianos em Rio de Janeiro, ao CNPq e ao Global Comminution Collaborative pelo financiamento da pesquisa.

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

MODELAGEM DA PRENSA DE ROLOS USANDO O MÉTODO DOS
ELEMENTOS DISCRETOS COM ACOPLAMENTO DINÂMICO E O MODELO DE
SUBSTITUIÇÃO DE PARTÍCULAS

Gabriel Kamilo Pantoja Barrios

Junho/2015

Orientador: Luís Marcelo Marques Tavares

Programa: Engenharia Metalúrgica e de Materiais

No presente trabalho foram desenvolvidas ferramentas computacionais para modelar o desempenho da Prensa de Rolos, usando um simulador baseado no Método dos Elementos Discretos "*Discrete Element Method (DEM)*". Para descrever o movimento horizontal do rolo móvel foi utilizado um modelo dinâmico de mola hidráulica com acoplamento de duas vias com o simulador *DEM*, e para a descrição da compressão de leitos de partículas foram utilizados os modelos de partícula inquebrável e substituição de partícula dentro do ambiente de simulação *DEM*. Os modelos acoplados foram calibrados com base em testes experimentais de laboratório, usando materiais modelo acordes a indústria mineral. As simulações da prensa de rolos em escala de laboratório descrevem de forma coerente o comportamento de variáveis chave da operação da prensa de rolos como a abertura operacional, a capacidade, a força compressiva nos rolos, e o consumo energético, mostrando grande potencial como ferramenta de simulação e escalonamento de equipamentos industriais.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

HIGH PRESSURE GRINDING ROLLS MODELLING USING THE DISCRETE
ELEMENT METHOD WITH DYNAMIC COUPLING AND THE PARTICLE
REPLACEMENT MODEL

Gabriel Kamilo Pantoja Barrios

June/2015

Advisor: Luís Marcelo Marques Tavares

Department: Metallurgy and Materials Engineering

On the present work were developed computational tools to model the performance of the High Pressure Grinding Rolls (HPGR), using a simulator based on the Discrete Element Method (DEM). To describe the horizontal displacement of the movable roller was used a dynamic model for the hydraulic spring two-way coupled with the DEM simulator, and for the description of particle bed compression were used the unbreakable particle model and the particle substitution model within the DEM simulation environment. The coupled models were calibrated based on experimental laboratory tests using model materials chords mining industry. The simulations of a laboratory scale HPGR describe coherently the performance of key variables of the HPGR operation as the operating gap, throughput, compressive force on the rolls, and energy consumption, showing great potential as a simulation and scale-up tool for industrial equipments.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1	HISTÓRIA DA PRENSA DE ROLOS	5
2.2	APLICAÇÕES INDUSTRIAIS DA PRENSA DE ROLOS	7
2.3	ESTRUTURA DA PRENSA DE ROLOS	11
2.3.1	<i>O sistema hidráulico de pressão</i>	<i>12</i>
2.3.2	<i>Configuração do eixo dos rolos</i>	<i>13</i>
2.3.3	<i>Características do revestimento dos rolos</i>	<i>14</i>
2.4	OPERAÇÃO DA PRENSA DE ROLOS	16
2.4.1	<i>Capacidade específica.....</i>	<i>17</i>
2.4.2	<i>Força específica de compressão</i>	<i>17</i>
2.4.3	<i>Abertura de trabalho.....</i>	<i>18</i>
2.4.4	<i>Consumo específico de energia.....</i>	<i>18</i>
2.4.5	<i>Ângulo de captura</i>	<i>19</i>
2.5	MECANISMO DA QUEBRA INTERPARTICULAR NA MODELAGEM DA PRENSA DE ROLOS	19
2.5.1	<i>Quebra de partículas individuais</i>	<i>21</i>
2.5.2	<i>Quebra de leitos de partículas</i>	<i>26</i>
2.6	MODELAGEM MATEMÁTICA DA PRENSA DE ROLOS	30
2.6.1	<i>Modelagem da distribuição granulométrica do produto.....</i>	<i>31</i>
2.6.2	<i>Modelagem da capacidade ou taxa de alimentação específica.....</i>	<i>37</i>
2.6.3	<i>Modelagem do consumo específico de energia.....</i>	<i>41</i>
2.7	MODELAGEM E SIMULAÇÃO USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS DISCRETOS	44
2.7.1	<i>Simulação da fratura de partículas individuais</i>	<i>47</i>
2.7.2	<i>Simulação computacional da quebra de leitos.....</i>	<i>49</i>
2.7.3	<i>Simulação de equipamentos de cominuição.....</i>	<i>50</i>
2.7.4	<i>Simulação computacional da prensa de rolos.....</i>	<i>54</i>
3	DESENVOLVIMENTO DO MODELO DA PRENSA DE ROLOS.....	57
3.1	SIMULAÇÃO DA PRENSA DE ROLOS USANDO O SOFTWARE DE ELEMENTOS DISCRETOS....	59
3.2	MODELO DINÂMICO DO ROLO MÓVEL	63
3.3	MODELO DO COMPORTAMENTO DO LEITO DE PARTÍCULAS SOBRE COMPRESSÃO	65
4	MATERIAIS E METODOLOGIA EXPERIMENTAL.....	69
4.1	MATERIAIS	69
4.1.1	<i>Pelotas de Minério de Ferro</i>	<i>69</i>
4.1.2	<i>Minérios de Ferro Itabiríticos.....</i>	<i>70</i>
4.2	CARACTERIZAÇÃO DOS PARÂMETROS <i>DEM</i>	71
4.3	COMPRESSÃO DE PARTÍCULAS INDIVIDUAIS.....	76

4.4	IMPACTO DE PARTÍCULAS INDIVIDUAIS.....	76
4.4.1	<i>Ensaio de caracterização da energia de fratura.....</i>	77
4.4.2	<i>Ensaio de fragmentação de partículas.....</i>	77
4.5	COMPRESSÃO DE LEITOS DE PARTÍCULAS.....	79
4.6	ENSAIOS NA PRENSA DE ROLOS EM ESCALA DE LABORATÓRIO.....	80
5	RESULTADOS.....	83
5.1	MEDIÇÃO E CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS <i>DEM</i> DOS MATERIAIS.....	83
5.1.1	<i>Propriedades individuais dos materiais.....</i>	83
5.1.2	<i>Formato das partículas.....</i>	84
5.1.3	<i>Parâmetros de contato DEM.....</i>	86
5.2	CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS DO MODELO DE SUBSTITUIÇÃO DE PARTÍCULA.....	92
5.2.1	<i>Força limite de substituição de partícula.....</i>	92
5.2.2	<i>Distribuição granulométrica da fratura de partículas individuais.....</i>	95
5.2.3	<i>Quebra de leitos de partículas por compressão.....</i>	96
5.2.4	<i>Simulação da compressão de leitos de partículas.....</i>	98
5.3	OPERAÇÃO DA PRENSA DE ROLOS EM ESCALA DE LABORATÓRIO.....	107
5.3.1	<i>Abertura de trabalho.....</i>	107
5.3.2	<i>Força compressiva.....</i>	109
5.3.3	<i>Potência de operação.....</i>	112
5.3.4	<i>Distribuição granulométrica do produto.....</i>	114
5.4	SIMULAÇÃO DA PRENSA DE ROLOS EM ESCALA DE LABORATÓRIO.....	116
5.4.1	<i>Força compressiva.....</i>	118
5.4.2	<i>Abertura de trabalho.....</i>	122
5.4.3	<i>Capacidade.....</i>	125
5.4.4	<i>Potência.....</i>	127
6	CONCLUSÕES.....	131
	ANEXO A.....	141
	ANEXO B.....	148
	ANEXO C.....	163

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 Ilustração de um moinho tipo "Trapiche Chileno" (esquerda) (SIMONIN, 1867). Equipamento para produzir briquetes de carvão (direita) (MORLEY, 2010)	6
Figura 2.2 Crescimento da aplicação de prensas de rolos nas indústrias de diamantes, minério de ferro, cobre e ouro (MORLEY, 2010)	9
Figura 2.3 Esquema da prensa de rolos, representando o sistema de "mola" hidráulica	11
Figura 2.4 Sistema acumulador de nitrogênio	13
Figura 2.5 Configurações mais usadas na fabricação dos rolos (BEARMAN, 2006)	14
Figura 2.6 Configurações mais usadas na fabricação de revestimentos para os rolos do HPGR	16
Figura 2.7 Esquema da prensa de rolos mostrando os parâmetros de operação e escalonamento graus (adaptado de Neumann 2006)	16
Figura 2.8 Classificação dos leitos de partículas dentro do ambiente de cominuição.	20
Figura 2.9 Diferentes tipos de ensaios de quebra de partículas individuais (adaptado de Tavares, 2007).	22
Figura 2.10 Diagrama esquemático da célula de carga de impacto (Esquerda) e resultado de seis perfis força versus tempo para partículas de quartzo na faixa de 1,00x1,18mm (Direita) (TAVARES; KING, 1998).	23
Figura 2.11 Correlação entre o parâmetro t_{10} em função da energia específica (esquerda) e do parâmetro m em função do t_{10} (direita) (NAPIER-MUNN et al., 1996)	24
Figura 2.12 Distribuição cumulativa da energia específica de quebra (esquerda) e a energia média de fratura em função do tamanho de partícula (direita) para diferentes materiais (TAVARES; KING, 1998)	25
Figura 2.13 Esquema do impacto de um corpo moedor sobre um leito de partículas, adaptado de (SCHÖNERT, 1988b).....	26
Figura 2.14 Comparação da razão de redução em função da energia de quebra para partículas individuais e leitos de partículas de Quartzo (esquerda) e Hematita (direita) (FUERSTENAU; SHUKLA; KAPUR, 1991).....	27
Figura 2.15 Densidade relativa e energia absorvida pelo leito em função da força compressiva aplicada para diferentes minérios (FUERSTENAU; GUTSCHE; KAPUR, 1996).....	29
Figura 2.16 Esquema das diferentes zonas de compressão das partículas dentro da prensa de rolos	32
Figura 2.17 Esquema conceitual do modelo de Torres e Casali (2009)	34
Figura 2.18 Discretização axial do rolo, resultando no perfil de pressão que separa as regiões central e periférica (TORRES; CASALI, 2009).....	35
Figura 2.19 Abertura adimensional e capacidade específica, experimentais e modelados em função da força específica da prensa de rolos (AUSTIN; WELLER; LIM, 1993).....	40
Figura 2.20 Potência consumida, experimental e modelada em função da força específica da prensa de rolos (AUSTIN; WELLER; LIM, 1993).....	43
Figura 2.21 Esquema do modelo de contato de Hertz-Mindlin sem deslizamento (adaptado de DEM-Solutions 2014)	45

Figura 2.22 Esquema representando as diferentes técnicas de quebra de partículas individuais baseadas no <i>DEM</i>	48
Figura 2.23 Esquema do acoplamento de uma via para simulações <i>DEM</i> de equipamentos de cominuição	52
Figura 2.24 Esquema do acoplamento de duas vias para simulações <i>DEM</i> de equipamentos de cominuição	52
Figura 2.25 Simulações <i>DEM</i> do britador cônico (esquerda) e do britador de impacto vertical (direita) (CLEARY; SINNOTT, 2014).....	53
Figura 2.26 Simulação <i>DEM</i> da prensa de rolos em escala piloto (QUIST; EVERTSSON, 2012)	56
Figura 3.1 Esquema das diferentes partes que compõem o modelo da prensa de rolos.....	57
Figura 3.2 Esquema descritivo do ciclo de simulação do modelo <i>DEM</i> da prensa de rolos.	58
Figura 3.3 Modelos de partículas geradas no simulador EDEM®.	61
Figura 3.4 Desenhos em SketchUp® da prensa de rolos com revestimentos liso e de pinos.	61
Figura 3.5 Balanço de forças no pistão do sistema de mola hidráulica.	63
Figura 3.6 Estrutura da interface de acoplamento dinâmico (<i>Multibody Dynamic Coupling</i>) (EDWARDS et al., 2013)	64
Figura 3.7 Esquema dos modelos de contato do software EDEM® usados na simulação de compressão de leitos de partículas	66
Figura 4.1 Pelotas de Minério de ferro nas diferentes faixas de tamanho de partícula.....	70
Figura 4.2 Amostra do Minério de Ferro Itabirítico	71
Figura 4.3 Sistema utilizado na medida da velocidade de impacto e restituição das partículas	73
Figura 4.4 Tribômetro utilizado na medida da força normal e tangencial no teste de atrito entre as superfícies	74
Figura 4.5 Teste de ângulo de rolamento de uma partícula individual sobre uma superfície	74
Figura 4.6 Sistema de scanner 3D para a modelagem do formato das partículas	75
Figura 4.7 prensa EMIC para a compressão de partículas individuais	76
Figura 4.8 Célula de carga de impacto do LTM.....	77
Figura 4.9 Sistema de queda de peso para ensaio de fragmentação de partículas individuais do LTM	78
Figura 4.10 prensa Shimadzu com acessório de copo e pistão de aço.....	79
Figura 4.11 prensa de rolos POLYCOM® de laboratório com revestimento de pinos nos rolos, propriedade da empresa Samarco	80
Figura 5.1 Partículas de materiais modelo, geometrias 3D e modelo <i>DEM</i> de esferas sobrepostas.	84
Figura 5.2 Comparação dos parâmetros de razão de aspecto e esfericidade para as partículas de materiais modelo do presente trabalho e outras espécies minerais.....	85
Figura 5.3 Forças tangencial e normal dos contatos partícula-partícula (esquerda) e partícula-geometria (direita), medidas no teste de atrito usando tribômetro de disco.....	86
Figura 5.4 Distribuição do ângulo de rolamento de partículas de minérios de ferro e de pelotas de minério de ferro sobre diferentes superfícies.	87
Figura 5.5 Simulação do teste de ângulo de rolamento para a calibração do coeficiente de atrito de rolamento.	88

Figura 5.6 Ângulo de rolamento simulado usando partículas esféricas e esferas sobrepostas para os contatos Pelota-Pelota e Pelota-Aço.	89
Figura 5.7 Trajetórias das partículas de pelotas de minério de ferro em queda livre sobre superfícies de pelota e de borracha	90
Figura 5.8 Razão da velocidade de impacto (v'/v_0) simulada para diferentes modelos de formato de partícula e coeficientes de restituição	91
Figura 5.9 Distribuição da razão da velocidade de impacto (v'/v_0) experimental e simulada para queda livre de partículas de pelotas de minério de ferro	92
Figura 5.10 Carregamento de uma partícula individual de pelota de minério de ferro por impacto na CCI (A), e por compressão na prensa EMIC (B).....	93
Figura 5.11 Distribuição da energia de fratura por compressão e impacto, para partículas de pelotas de minério de ferro	94
Figura 5.12 Relações entre a energia média de fratura - E_{50} , a resistência das partículas σ_p e o tamanho de partícula, para os diferentes materiais modelo	94
Figura 5.13 Distribuição granulométrica da quebra de partículas de minério de ferro na faixa de tamanho de 5,60 x 4,75 mm, com diferentes energias de impacto.	95
Figura 5.14 Correlações entre o parâmetro t_{10} e o parâmetro E^* , e os parâmetros t_{10} e t_n , para o minério de ferro.....	96
Figura 5.15 Perfil de força versus deslocamento para a compressão de leitos de partículas de minério de ferro de diferentes tamanhos.	97
Figura 5.16 Distribuições granulométricas dos leitos de partículas de minério de ferro de diferentes tamanhos, sobre diferentes forças compressivas.....	97
Figura 5.17 Quebra das partículas iniciais de diferentes tamanhos de minério de ferro, sobre diferentes forças compressivas	97
Figura 5.18 Simulação da compressão de leitos de partículas usando os diferentes modelos implementados no presente trabalho.....	98
Figura 5.19 Curva de força versus densidade relativa experimental e simulada, para a compressão do leito de partículas de pelota de minério de ferro, usando o modelo de <i>Hertz-Mindlin no slip</i> com diferentes valores de modulo de cisalhamento G	99
Figura 5.20 Curva de força versus densidade relativa experimental e simulada, para a compressão do leito de partículas de pelota de minério de ferro, usando o modelo de <i>Linear spring</i> com diferentes valores de velocidade característica v_c	100
Figura 5.21 Função quebra do leito de partículas de pelotas de minério de ferro sobre diferentes forças de compressão, e distribuição das partículas filhas do modelo de substituição de partícula V2.....	101
Figura 5.22 Perfil de força versus densidade relativa das simulações de compressão de leitos de partículas de pelotas de minério de ferro usando diferentes valores do parâmetro b_L do modelo de substituição de partícula V2.....	102
Figura 5.23 Partículas quebradas em função da força para a compressão de leitos de partículas de pelotas de minério de ferro, experimental e simulada usando diferentes valores do parâmetro b_L do modelo de substituição de partícula V2	102

Figura 5.24 Distribuição da quebra primaria das partículas de pelota de minério de ferro com base no modelo do t_{10} , e distribuição das partículas filhas do modelo de substituição de partícula V3.....	104
Figura 5.25 Perfil de força versus densidade relativa das simulações de compressão de leitos de partículas de pelotas de minério de ferro usando diferentes valores do parâmetro b_L do modelo de substituição de partícula V3.....	105
Figura 5.26 Partículas quebradas em função da força de compressão de leitos de partículas de pelotas de minério de ferro, experimental e simulada usando diferentes valores do parâmetro b_L do modelo de substituição de partícula V3.....	105
Figura 5.27 Distribuição granulométrica do produto da compressão de leitos de partículas de pelotas de minério de ferro simuladas para diferentes forças, usando o modelo de substituição de partícula V3.....	106
Figura 5.28 Abertura operacional da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito compacto, sobre diferentes pressões iniciais (esquerda) e granulometria da alimentação (direita).....	108
Figura 5.29 Abertura operacional da prensa de rolos, para os testes de moagem de pelotas de minério de ferro sobre diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico	108
Figura 5.30 Abertura operacional da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito friável usando diferentes velocidades tangenciais dos rolos e pressão inicial constante do sistema hidráulico	109
Figura 5.31 Força compressiva da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito compacto, sobre diferentes pressões iniciais (esquerda) e distribuição granulométrica da alimentação (direita).....	110
Figura 5.32 Força compressiva da prensa de rolos, para os testes de moagem de pelotas de minério de ferro sobre diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico	111
Figura 5.33 Força compressiva da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito friável usando diferentes velocidades tangenciais dos rolos e pressão inicial constante do sistema hidráulico	111
Figura 5.34 Potência líquida da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito compacto, sobre diferentes pressões iniciais (esquerda) e distribuição granulométrica da alimentação (direita).....	112
Figura 5.35 Potência líquida da prensa de rolos, para os testes de moagem de pelotas de minério de ferro sobre diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico	113
Figura 5.36 Potência líquida da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito friável usando diferentes velocidades tangenciais dos rolos e pressão inicial constante do sistema hidráulico	113
Figura 5.37 Distribuição granulométrica do produto da prensa de rolos para os testes de moagem de Itabirito compacto, sob diferentes pressões iniciais (esquerda) e granulometrias da alimentação (direita)	114
Figura 5.38 Distribuição granulométrica do produto da prensa de rolos, para os testes de moagem de pelotas de minério de ferro sobre diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico	115
Figura 5.39 Distribuição granulométrica do produto da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito friável usando diferentes velocidades tangenciais dos rolos e pressão inicial constante do sistema hidráulico	115
Figura 5.40 Resposta dinâmica da velocidade do rolo móvel, da simulação <i>DEM</i> da prensa de rolos usando os parâmetros de contato das pelotas de minério de ferro, e uma granulometria de alimentação polidispersa.....	117

Figura 5.41 Resposta da força compressiva no leito de partículas (esquerda) e velocidade das partículas na zona de compressão (direita), da simulação <i>DEM</i> da prensa de rolos usando os parâmetros de contato das pelotas de minério de ferro, e uma granulometria de alimentação polidispersa.....	117
Figura 5.42 Distribuição da força compressiva no leito (esquerda) e força compressiva média no rolo (direita) na simulação <i>DEM</i> da prensa de rolos usando o modelo de substituição de partícula V2	118
Figura 5.43 Distribuição da força compressiva no rolo com revestimento liso (esquerda) com revestimento de rebites (direita) na simulação <i>DEM</i> da prensa de rolos usando o modelo de substituição de partícula V2.....	118
Figura 5.44 Perfil axial da força compressiva no rolo para diferentes tipos de revestimento simulado usando o modelo de substituição de partícula V2.....	119
Figura 5.45 Força compressiva dos rolos para diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico (esquerda) e tamanhos máximos de alimentação (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2..	120
Figura 5.46 Simulação <i>DEM</i> da prensa de rolos usando o modelo de partícula inquebrável V1 com diferentes valores de módulo de cisalhamento.....	120
Figura 5.47 Resposta da força compressiva, para a simulação <i>DEM</i> da prensa de rolos usando o modelo de partícula inquebrável V1, considerando uma alimentação inicial com baixa rigidez e mudando para uma alimentação com alta rigidez (Figura 5.46).....	121
Figura 5.48 Força compressiva média para diferentes pressões de nitrogênio do sistema hidráulico (esquerda) e velocidade dos rolos (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2.....	122
Figura 5.49 Abertura de trabalho para diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico (esquerda) e tamanhos máximos de alimentação (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2.....	123
Figura 5.50 Resposta da abertura de trabalho da simulação <i>DEM</i> da prensa de rolos usando o modelo de partícula inquebrável V1, considerando uma alimentação inicial com baixa rigidez e mudando para uma alimentação com alta rigidez (Figura 5.46).....	123
Figura 5.51 Abertura de trabalho média para diferentes pressões de nitrogênio do sistema hidráulico (esquerda) e velocidade dos rolos (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2.....	124
Figura 5.52 Comparação da correlação teórica entre a abertura de trabalho e a pressão de operação, com os resultados da moagem na prensa de rolos de laboratório experimentais e simulados usando diferentes materiais e granulometrias de alimentação.....	125
Figura 5.53 Relação da capacidade específica em função da abertura adimensional, para os dados experimentais e simulados da operação da prensa de rolos de laboratório, usando diferentes materiais e granulometrias de alimentação.....	126
Figura 5.54 Distribuição da velocidade das partículas na zona de compressão (esquerda) e da distribuição do fluxo mássico de partículas (direita), para a simulação <i>DEM</i> da prensa de rolos usando o modelo de substituição de partícula V2.....	127
Figura 5.55 Potência líquida consumida para diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico (esquerda) e tamanhos máximos de alimentação (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2..	128
Figura 5.56 Relação da potencia líquida em função da pressão específica, para os dados experimentais e simulados da operação da prensa de rolos de laboratório, usando diferentes materiais e granulometrias de alimentação.....	128

Figura 5.57 Resposta da potência líquida da simulação *DEM* da prensa de rolos usando o modelo de partícula inquebrável V1, considerando uma alimentação inicial com baixa rigidez e mudando para uma alimentação com alta rigidez (Figura 5.46)..... 129

Figura 5.58 Potência líquida média para diferentes pressões de nitrogênio do sistema hidráulico (esquerda) e velocidade dos rolos (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2..... 130

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 Módulos do simulador EDEM®	59
Tabela 3.2 Parâmetros globais do módulo de criação do EDEM®	60
Tabela 3.3 Parâmetros dos submódulos de geometria e fabrica de partículas do EDEM®	62
Tabela 3.4 Parâmetros do modelo dinâmico do rolo móvel.....	65
Tabela 3.5 Parâmetros do modelo de substituição de partícula.....	67
Tabela 4.1 Materiais modelo usados no presente trabalho.....	69
Tabela 4.2 Parâmetros de contato obtidos a partir de medições e calibração	72
Tabela 4.3 Faixas de tamanho de partícula e energias de impacto utilizadas no ensaio de queda de peso.....	78
Tabela 4.4 Faixas de tamanho de partícula e força máxima de compressão utilizadas no ensaio de compressão de leitos de partículas.....	80
Tabela 4.5 Dados técnicos da prensa de rolos POLYCOM® de laboratório	81
Tabela 4.6 Condições operacionais iniciais da prensa de rolos, para os diferentes testes de moagem realizados	82
Tabela 5.1 Propriedades individuais dos materiais modelo das partículas	84
Tabela 5.2 Parâmetros de formato das partículas dos materiais modelo.....	85
Tabela 5.3 Coeficiente de atrito para diferentes contatos dos materiais modelo	86
Tabela 5.4 Ângulo de rolamento para diferentes contatos dos materiais modelo	87
Tabela 5.5 Ângulo de rolamento para diferentes contatos dos materiais modelo	89
Tabela 5.6 Razão da velocidade de impacto (v/v_0) para pelotas de minério de ferro em queda livre.....	90
Tabela 5.7 Coeficiente de restituição calibrado para as partículas de pelotas de minério de ferro	91
Tabela 5.8 Parâmetros das correlações de energia média de fratura em função do tamanho de partícula, e resistência em função da energia média de fratura para diferentes materiais ..	95

1 INTRODUÇÃO

A Prensa de Rolos "*High Pressure Grinding Rolls (HPGR)*" tem constituído nos últimos anos um importante avanço dentro da área da cominuição, bem como do processamento de minérios. Patenteada em 1979 pelo Professor Klaus Schönert (MCLVOR, 1997), o desenvolvimento da tecnologia da prensa de rolos abrange um conjunto de diferentes conhecimentos teóricos, empíricos e intuitivos.

Extensos estudos sobre os mecanismos fundamentais da quebra de partículas individuais (SCHONERT, 1971) e da quebra de leitos de partículas ou quebra interparticular (SCHÖNERT, 1988a), desenvolvidos pelo Professor Klaus Schönert e seu grupo na Universidade de Clausthal na Alemanha, motivaram o projeto de um equipamento de cominuição baseado no conceito de quebra interparticular sob condições contínuas. Assim, equipamentos de compressão de rolos, usados em técnicas de briquetagem de carvão (MORLEY, 2010), evoluíram para aplicar esforços em leitos de partículas usando pressões elevadas.

Com o crescimento da aplicação industrial da prensa de rolos na cominuição de diferentes materiais e minérios, a tecnologia foi evoluindo em complexidade juntamente com o processo de construção do conhecimento científico. Inicialmente a tecnologia da prensa de rolos foi aplicada na indústria do cimento, motivada pela necessidade de reduzir o consumo de energia na moagem de materiais cimentícios (BENZER et al., 2001), sendo sua aplicação posteriormente expandida para as indústrias do diamante e do minério de ferro (MORLEY, 2010). Finalmente, a evolução dos revestimentos dos rolos como resposta a diferentes testes industriais (PATZELT et al., 2006), permitiu a aplicação da prensa de rolos na cominuição de minérios competentes de cobre, ouro (DUNNE; MAXTON; MORRELL, 2004) e platina (RULE; MINNAAR; SAUERMAN, 2008).

Entretanto, a teoria da cominuição foi a encarregada de entender e explicar de forma analítica os fenômenos fundamentais como o a mecânica da fratura dos materiais (SCHÖNERT, 1995), a quebra de partículas individuais como o processo fundamental na cominuição (TAVARES; KING, 1998), a aplicação de esforços sobre leitos de partículas confinados (FUERSTENAU; GUTSCHE; KAPUR, 1996; SCHÖNERT, 1996), e a eficiência e repartição da energia de cominuição (FUERSTENAU;

SHUKLA; KAPUR, 1991). Os resultados qualitativos e quantitativos dos diferentes estudos experimentais sobre quebra de partículas permitiram à teoria da cominuição estabelecer as diretrizes da modelagem matemática dos processos de cominuição, assim como os fundamentos para o contínuo aperfeiçoamento da tecnologia dos equipamentos de cominuição.

Hipóteses e simplificações propostas pela teoria da cominuição nem sempre foram expressas de forma matemática (SCHÖNERT, 1995). Contudo, a engenharia envolvida no projeto e operação das prensas de rolos demandou a linguagem matemática para propor modelos que auxiliassem no dimensionamento e previsão do desempenho de equipamentos industriais. Os primeiros modelos foram desenvolvidos de forma empírica, correlacionando as variáveis chave da operação como a abertura operacional entre os rolos, e a força compressiva junto com parâmetros como as dimensões e velocidade rotacional dos rolos, para calcular as variáveis de desempenho como capacidade, pressão máxima de operação e consumo energético (SCHÖNERT, 1988a).

Posteriormente, diferentes autores identificaram a necessidade de acrescentar a complexidade dos modelos da prensa de rolos, resultando em aproximações fenomenológicas que consideram os diferentes mecanismos de quebra de partículas (quebra individual ou quebra interpartícula) em função da região da prensa de rolos onde são aplicados os esforços (MORRELL et al., 1997), e a descrição detalhada do perfil axial de força aplicada entre os rolos (TORRES; CASALI, 2009), sendo o principal objetivo desses modelos a previsão da distribuição granulométrica do produto da moagem da prensa de rolos, com base no modelo de balanço populacional.

No entanto, os modelos fenomenológicos apresentam certas limitações. Uma delas é que a previsão das variáveis de desempenho como a capacidade e o consumo energético é baseada em funções que correlacionam dados experimentais de variáveis chave como a abertura de trabalho e a força compressiva entre os rolos obtidos em ensaios de moagem em prensa de rolos em escala de laboratório ou piloto (DANIEL; MORRELL, 2004). Outra das limitações dos modelos fenomenológicos é a descrição da operação da prensa de rolos de forma estacionária, pois as variáveis chave apresentam um comportamento dinâmico sobre diferentes condições de operação da prensa de rolos.

A procura por ferramentas que auxiliem tanto na modelagem e dimensionamento de prensas de rolos, quanto no entendimento fundamental do mecanismo de quebra interparticular levou à aplicação de métodos matemáticos mais complexos como o Método dos Elementos Discretos "*Discrete Element Method (DEM)*" na área do processamento mineral e manuseio de sólidos. De forma distinta aos modelos fenomenológicos baseados no balanço populacional que descrevem os processos por meio de uma visão macroscópica (SCHÖNERT, 1995), o *DEM* tem a capacidade de descrever os microprocessos que acontecem com as partículas dentro dos equipamentos de cominuição com base nas leis fundamentais de Newton e de modelos de contato como o de Hertz-Mindlin (MISHRA; RAJAMANI, 1992).

Inicialmente, Cundall e Strack (1979) aplicaram o *DEM* na descrição do comportamento mecânico de arranjos com um número limitado de elementos com formato de discos ou esferas. Posteriormente, com o aprimoramento da capacidade computacional, o *DEM* começou a ser aplicado na simulação de sistemas industriais com grande quantidade de elementos, como o transporte e manuseio de sólidos a granel (KESSLER; PRENNER, 2009) e equipamentos de cominuição (Weerakesara et al. 2013; Cleary 2004).

Especificamente na área da teoria da cominuição, a simulação *DEM* tem sido usada na descrição da quebra de partículas individuais (POTAPOV; CAMPBELL, 1994; TANG et al., 2001) e de leitos de partículas (KHANAL; SCHUBERT; TOMAS, 2007; KOU et al., 2001; POTAPOV; CAMPBELL, 2000), usando diferentes métodos para descrever a fratura dos materiais como o modelo de esferas ligadas (POTYONDY; CUNDALL, 2004), ou o modelo de substituição de partículas (CLEARY, 2001).

Adicionalmente, o *DEM* tem sido combinado com outras técnicas computacionais como a modelagem dinâmica multicorpos "*Multibody Dynamic coupling (MBD)*" para simular a interação entre as partículas sólidas e a geometria de diferentes equipamentos de cominuição (EDWARDS et al., 2013).

Os avanços na simulação *DEM* de equipamentos de cominuição, assim como o conhecimento teórico adquirido na área da fratura de partículas, motivaram o desenvolvimento de uma metodologia de modelagem da operação da prensa de rolos, que considere a dinâmica do rolo móvel e o comportamento do leito de partículas sob

compressão. A dinâmica translacional e a aplicação do esforço compressivo por parte do rolo móvel é descrita por meio do modelo de um sistema harmônico de massa e mola hidráulica, o qual tem interação com as partículas dentro do ambiente de simulação *DEM* por meio de um acoplamento de duas vias. A resposta da força compressiva e a deformação do leito de partículas submetido à compressão entre os rolos são modeladas usando os modelos de partícula inquebrável e substituição de partícula, os quais foram calibrados com base nos resultados experimentais da compressão de leitos de partículas no sistema de prensa e pistão.

A tese é organizada em cinco capítulos. No capítulo de revisão bibliográfica são revisados temas do histórico e aplicações da prensa de rolos, a teoria sobre quebra de leitos de partículas sobre compressão como mecanismo fundamental da cominuição na prensa de rolos, modelagem empírica e fenomenológica da operação da prensa de rolos, e finalmente sobre a modelagem *DEM* dos processos de cominuição e especificamente da prensa de rolos. No capítulo de modelagem se apresentam as ferramentas computacionais e modelos desenvolvidos no presente trabalho, que compõem o modelo *DEM* da prensa de rolos. No capítulo de metodologia se apresentam os materiais e ensaios utilizados na calibração dos modelos, e como foram realizados os ensaios de moagem de prensa de rolos em escala de laboratório. No capítulo de resultados, se apresentam os resultados de calibração dos materiais modelo usados no presente trabalho, e os resultados experimentais e simulados das variáveis de desempenho e operação da prensa de rolos de laboratório. Finalmente são apresentadas as conclusões mais relevantes do trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 História da prensa de rolos

A patente internacional da Prensa de Rolos "*High Pressure Grinding Rolls (HPGR)*" foi depositada em 1979 pelo Professor Klaus Schönert da Universidade de Clausthal na Alemanha. O projeto do Schönert é baseado no conceito de quebra interparticular sobre condições contínuas, utilizando equipamentos de compressão de rolos para aplicar esforços sobre leitos de partículas com pressões superiores a 50 MPa (DANIEL, 2002).

É importante destacar, no entanto, que o conceito de quebra interparticular ou quebra em leitos de partículas usado pela prensa de rolos já era bem conhecido desde a antiguidade. Na Figura 2.1 tem-se o exemplo de um moinho de "Trapiche Chileno", utilizado na mineração da época colonial nas minerações de cobre no Chile (SIMONIN, 1867). O moinho de "Trapiche Chileno" é composto por dois rolos de rocha unidos por um eixo vertical, os quais giram sobre uma superfície de rocha comprimindo as partículas de minério que são alimentadas na superfície. A movimentação dos rolos se dava por meio de propulsão animal, eólica ou hidráulica.

A prensa de rolos é conhecida como o equipamento de cominuição que tem sido desenvolvido mais recentemente (ROSARIO; HALL, 2010). Alguns autores, incluindo Daniel (2002) e Morley (2010), defendem que a prensa de rolos não é uma tecnologia "nova", fazendo referência ao britador de rolos desenvolvido pela Koppern em 1918 (Figura 2.1), usado no processo de briquetagem de carvão e outros materiais finos.

Britadores de rolos convencionais têm sido muito utilizados na indústria mineral, mas seu uso tem sido geralmente limitado a materiais argilosos ou a materiais pouco competentes, tais como sínter de ferro. Ao longo do século 20, britadores de rolos convencionais foram, em grande parte, substituídos por britadores giratórios, britadores de mandíbulas e cônicos. Por outro lado, a prensa de rolos é uma unidade especializada de moagem que tem o potencial de substituir moinhos de bolas, moinhos semiautógenos e moinhos de barras dentro dos circuitos de cominuição (OTTE, 1988).

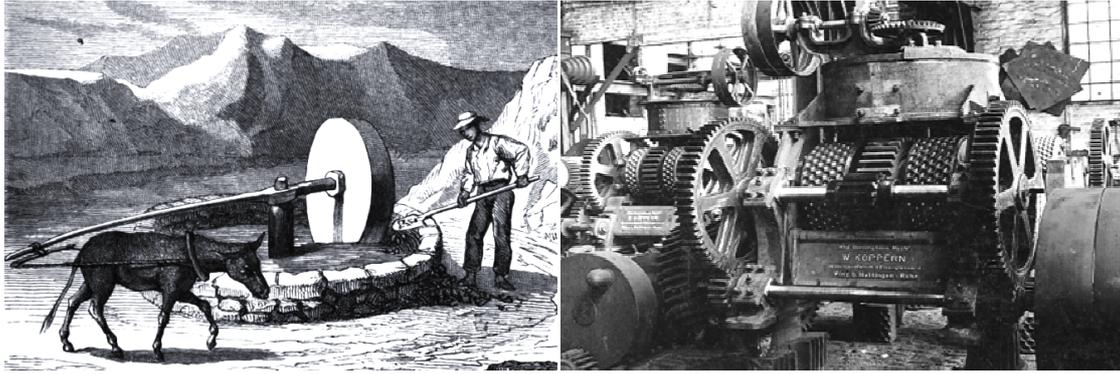


Figura 2.1 Ilustração de um moinho tipo "Trapiche Chileno" (esquerda) (SIMONIN, 1867). Equipamento para produzir briquetes de carvão (direita) (MORLEY, 2010)

Os britadores de rolos convencionais tradicionalmente funcionam com velocidades de rotação mais altas em comparação àquelas que são usadas na prensa de rolos, e a alimentação nos rolos é restrita ao fato que as partículas que entram são britadas de forma individual, independentemente das partículas vizinhas. Dentro da zona de esmagamento de um britador de rolos convencional, existe porosidade suficiente que permite o transporte das partículas cominuídas dentro dos espaços vazios do leito, limitando a quebra interparticular. Na prensa de rolos o material é alimentado por gravidade, formando um leito compacto de partículas entre os rolos (OTTE, 1988).

A diferença física mais óbvia entre o britador de rolos convencional e a prensa de rolos é que a última possui um sistema hidráulico no rolo móvel que exerce pressão sobre o leito de partículas da alimentação, e que os rolos estão montados em uma estrutura reforçada com um sistema de anéis de retenção para os rolos. O sistema hidráulico da prensa de rolos permite realizar pequenas variações da abertura de trabalho durante a operação de compressão, enquanto que no britador de rolos convencional a abertura de trabalho é pré-determinada e fixada antes do início da operação. Os sistemas de operação dos britadores têm uma influência significativa na transmissão da energia de cominuição até as partículas de material, resultando em distribuições de tamanhos do produto muito diferentes.

Contudo, o que motivou o Professor Schönert a depositar as patentes de 1979 na Alemanha e em 1985 nos Estados Unidos foi a extensa pesquisa que o seu grupo realizou no período compreendido de 1965 e 1988 sobre os fundamentos dos

mecanismos de quebra de partículas individuais e de leitos de partículas (HAWKINS, 2007).

Em 1985, licenças para a fabricação de equipamentos comerciais para indústrias de cimento e minerais, com base nas patentes do Schönert, foram concedidas aos fabricantes Krupp Polysius, Klockner Humboldt Deutz (KHD), Krupp Polysius e Köppern (MCLVOR, 1997).

2.2 Aplicações industriais da prensa de rolos

Desde a introdução da primeira prensa de rolos comercial em 1985, o desenvolvimento desta tecnologia tem sido promovido principalmente pelos fabricantes Polysius, KHD e Köppern, os quais mantiveram controle sobre a divulgação de informações relacionadas à aplicação da tecnologia nas indústrias do cimento e do processamento mineral (ALVES, 2012).

A indústria do cimento foi a primeira a aplicar amplamente a tecnologia da prensa de rolos, principalmente pelos benefícios associados à redução da energia usada na cominuição. Estudos de amostragem industrial e modelagem de usinas de cimento, desenvolvidos pelo grupo da Universidade Hacettepe na Turquia, mostram que o consumo energético de diferentes configurações de circuitos que utilizam a prensa de rolos de alta pressão e moinhos de bolas é entre 10 e 50% mais baixo que aquele demandado nos circuitos fechados de moagem de bolas (AYDOĞAN; ERGÜN; BENZER, 2006; BENZER et al., 2001). Atualmente a prensa de rolos é considerada uma tecnologia madura na indústria do cimento, em grande parte como resultado das semelhanças nas propriedades dos materiais cimentícios. Além disso, o crescimento no número de equipamentos instalados aumentou rapidamente a confiança por parte dos fabricantes e das indústrias na aplicação da tecnologia (DANIEL, 2002).

Uma outra aplicação originalmente encontrada para a prensa de rolos foi na indústria de diamantes. Neste tipo de aplicação, a prensa de rolos aplica alta pressão sobre o leito de partículas de minério de Kimberlita favorecendo a liberação das partículas de diamante em um único estágio de compressão, e diminuindo o risco de danificar os grãos de elevado valor (DANIEL, 2002).

A primeira aplicação na indústria de processamento mineral metálico foi na cominuição de minério de ferro para a produção de "pellet feed". Na mina de minério de ferro de Los Colorados, Chile, foi observada a vantagem de substituir as etapas de britagem terciária e quaternária, por uma unidade da prensa de rolos, o que viabilizou o projeto em termos econômicos e operacionais. A planta operou a prensa de rolos em circuito fechado para produzir mais de 1000 t/h de produto menor que 6 mm a partir de um material de alimentação com tamanho máximo de 65 milímetros. A duração dos revestimentos foi de mais de 8000 horas e o consumo de energia foi de cerca de 1,3 kWh/t (Michaelis, 2009). Atualmente no Brasil o projeto Minas Rio, que prevê produzir 6496 t/h de "Pellet feed", emprega prensas de rolos na etapa da britagem, substituindo as etapas terciárias e quaternárias de britagem. Essa escolha foi baseada principalmente na redução do investimento inicial, na redução do consumo energético, na maior estabilidade da operação e na simplificação do circuito, que a prensa proporciona (RIBEIRO; RUSSO; COSTA, 2010).

A adaptação da prensa de rolos para o processamento de minérios competentes começou em 1995 com um estudo de 18 meses na mina de cobre de Cyprus Sierrita em Arizona, Estados Unidos (Morley, 2010). Segundo Morley (MORLEY, 2010), a disponibilidade operacional da prensa de rolos de Cyprus Sierrita foi de cerca de 60%, bem menor que disponibilidade operacional atual de uma prensa de rolos, que varia em torno de 92-95%. Esta disponibilidade relativamente baixa foi devido às dificuldades da operação, e a experimentação realizada com os revestimentos dos rolos. O tempo de inatividade devido ao desgaste dos revestimentos e à reduzida disponibilidade da prensa de rolos dificultou a sua aplicação no processamento de minérios competentes nos anos seguintes. De fato, os fabricantes da prensa de rolos demoraram quase 10 anos para avançar o suficiente na tecnologia dos revestimentos a um nível aceitável para a primeira instalação comercial, que foi na mina Cerro Verde, Peru, em 2006. Nesta operação foram instaladas 4 unidades de 2,4 m de diâmetro com motores de velocidade variável, com capacidade total de 4500 t/h. A aplicação da prensa de rolos em Cerro Verde mostrou maior capacidade e menor consumo energético em comparação à alternativa da moagem com moinhos SAG (MICHAELIS, 2009).

Assim, é reconhecido que só em 2002 a tecnologia da prensa de rolos atingiu o nível de maturidade necessário para ser aplicada na indústria do processamento de

minérios competentes como de cobre, platina e ouro (ALVES, 2012). A Figura 2.2, mostra a evolução na instalação das unidades HPGR nas indústrias do diamante, minério de ferro, ouro, e cobre.

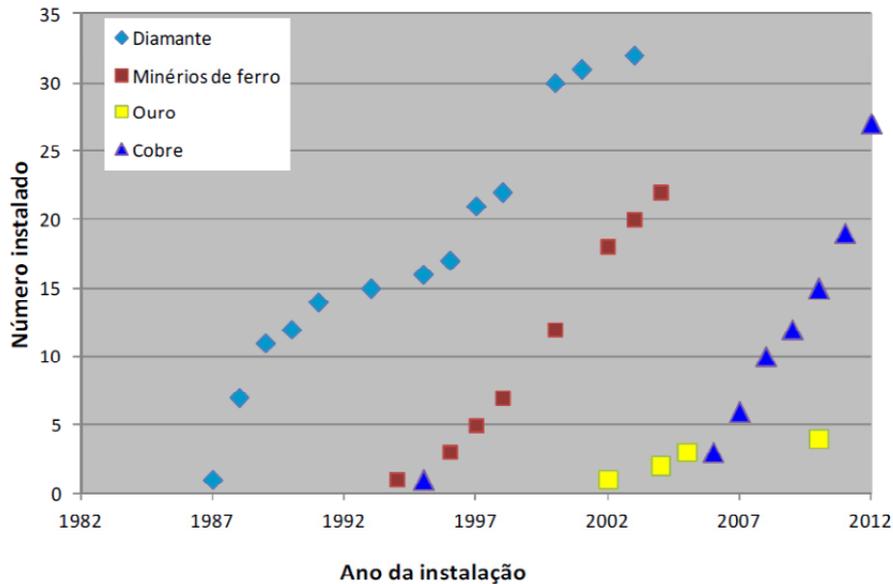


Figura 2.2 Crescimento da aplicação de prensas de rolos nas indústrias de diamantes, minério de ferro, cobre e ouro (MORLEY, 2010)

A indústria da platina na África do Sul é conhecida historicamente por ser conservadora no projeto de novos circuitos de cominuição. No entanto, em 2008 a empresa Anglo Platinum encomendou duas unidades HPGR para ser instaladas nas usinas de Mogalakwena North e de Northam UG2 (RULE; MINNAAR; SAUERMAN, 2008). A instalação das unidades HPGR nas usinas cumpriu os objetivos de aumentar a capacidade de processamento aproximadamente em um 25%, enquanto reduziu os custos operacionais e de consumo de energia, melhorando a recuperação de platina e reduzindo os níveis de cromo no concentrado final. Adicionalmente, a prensa de rolos aumentou a estabilidade do circuito ao mesmo tempo que mostrou uma grande vantagem nas baixas taxas de desgaste de revestimentos na cominuição de um minério competente e de alta variabilidade.

Avaliando as principais experiências na cominuição de minérios competentes usando a prensa de rolos, as principais vantagens seriam (RULE; MINNAAR; SAUERMAN, 2008):

- Benefício na liberação e recuperação seletiva de minerais de interesse, como consequência das fraturas intergranulares e da quebra seletiva dos componentes menos competentes. Esta vantagem é claramente visível na recuperação de diamantes, o que explica a rápida aceitação da prensa de rolos nesta indústria.
- Maior eficiência energética em comparação com moinhos tubulares, o que é inerente aos mecanismos de transferência de energia de cominuição de cada equipamento. Embora a eficiência energética varie para cada minério, é comum encontrar reduções entre 10 e 30% da energia usada na cominuição usando a prensa de rolos. Na indústria do cimento, onde o gasto de energia na etapa de cominuição representa um custo significativo, a prensa de rolos foi adotada rapidamente.
- Aumento na capacidade e estabilidade nos circuitos de cominuição, benefícios que tornam atraente a instalação da prensa de rolos em usinas que tem a necessidade de aumentar a produção e reduzir o custo operacional. A maior quantidade de partículas finas produzidas pela prensa de rolos tem o potencial de aumentar entre 30 e 50% a capacidade dos processos de moagem subsequentes.
- Versatilidade na aplicação em novos projetos, considerando a prensa de rolos como uma alternativa aos moinhos semiautôgenos. Além da maior capacidade, as prensas de rolos apresentam vantagens no processamento de minérios com baixos teores de minérios de interesse e não apresentam o problema da recirculação de seixos.
- Redução potencial dos custos operacionais associada ao menor desgaste dos revestimentos da prensa de rolos em comparação com os corpos moedores usados nos moinhos tubulares.
- Rápido alcance da produção total nos circuitos de cominuição. A prensa de rolos consegue atingir a produção plena no prazo de 2 a 3 meses ou menos.
- Controle eficiente da operação do equipamento usando poucos parâmetros como a pressão do cilindro hidráulico e a velocidade dos rolos.
- Estabilidade na taxa de produção, operando com revestimentos novos ou desgastados, o que não é comum no caso dos moinhos semiautôgenos.

2.3 Estrutura da prensa de rolos

O princípio básico do funcionamento da prensa de rolos é simples. O material é alimentado por gravidade, resultando na criação de uma coluna de material sobre o equipamento, como se pode observar na Figura 2.3.

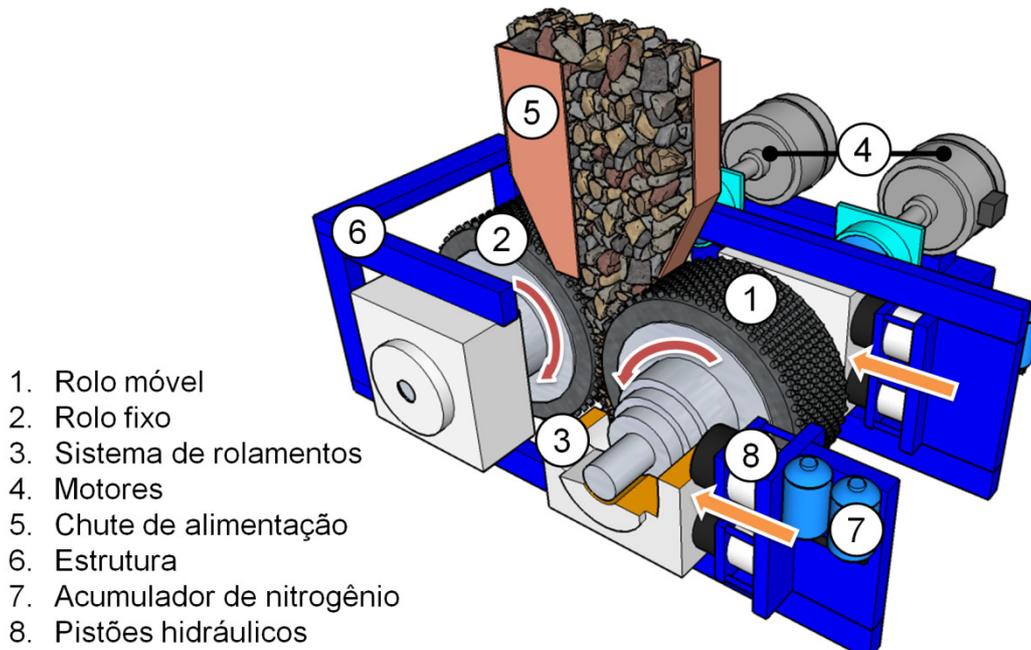


Figura 2.3 Esquema da prensa de rolos, representando o sistema de "mola" hidráulica

Um dos rolos da prensa gira sobre um eixo fixo, enquanto o outro, denominado rolo móvel, se movimenta linearmente. Esse rolo móvel é forçado contra o material no espaço entre os rolos por um sistema hidráulico de cilindros de óleo. Esta pressão de óleo atua por meio de dois ou quatro cilindros (dependendo do fabricante) e transmite a força de moagem através da secção transversal do diâmetro dos rolos, entre os quais o leito de partículas é formado.

A quantidade de material na zona de compressão pode ser manipulada até um limite pré-estabelecido, a fim de alcançar condições ótimas de operação. Em geral, a quantidade do material na zona de compressão depende do minério processado, do diâmetro dos rolos e das características de superfície das partículas (DANIEL, 2002).

Durante o processamento, o leito de partículas é comprimido até uma fração volumétrica de sólidos superior a 70%. O material é geralmente aglomerado, formando flocos (*flakes*) que podem ser desaglomerados antes de seguir para os processos

subsequentes. A desaglomeração é realizada pela imersão do produto em água ou usando um moinho de impacto do tipo moinho de martelos, ou de bolas (SCHÖNERT, 1988a).

A tecnologia da prensa de rolos envolve muitos fatores que continuam em evolução constante. Por exemplo, a razão comprimento/diâmetro do rolo varia entre 0,4 e 0,7, dependendo da aplicação e da taxa de alimentação específica. Entretanto, em algumas aplicações a razão comprimento/diâmetro se aproxima de 1,0, como é o caso de aplicações envolvendo altas taxas de alimentação. Os rolamentos dos rolos são do tipo auto-alinháveis (*self-aligning*) e se encontram montados em grandes caixas de rolamentos para trabalho pesado. Os blocos dos rolamentos são instalados em uma estrutura rígida que forma a estrutura da prensa de rolos (OTTE, 1988).

O minério é alimentado na prensa de rolos por meio de um chute montado diretamente acima da abertura entre os rolos. O material geralmente tem a granulometria adequada para ser alimentado por gravidade (SCHÖNERT, 1988a), assim, o atrito interno do leito de partículas de material e a compressão exercida pelos rolos são suficientes para transportar o material através dos rolos.

Na zona de compressão da prensa de rolos, as partículas quebram predominantemente de forma autógena, ao contrário de outros dispositivos de cominuição, tais como moinhos de bolas ou barras. A força utilizada na moagem é transferida de uma partícula para as outras situadas na vizinhança, com apenas uma pequena proporção de partículas em contato direto com os rolos (DANIEL, 2002).

2.3.1 O sistema hidráulico de pressão

O sistema hidráulico de pressão consiste em quatro cilindros hidráulicos, dois de cada lado do rolo móvel, os quais são ligados através de um sistema cheio de óleo com o cilindro de nitrogênio ou acumulador, como é mostrado na Figura 2.4.

A pressão do nitrogênio no acumulador atua como uma mola no sistema hidráulico, cuja rigidez pode ser ajustada por meio de uma pressão de nitrogênio pré-estabelecida. A combinação das pressões iniciais de nitrogênio e do óleo hidráulico determina a resposta não linear da rigidez do sistema de mola da prensa de rolos. Geralmente, uma pressão inicial de nitrogênio baixa significa uma maior rigidez do

sistema de "mola", enquanto que uma maior pressão de nitrogênio inicial predefinida significa uma menor rigidez (DANIEL, 2002).

O sistema de rolamento possui um batente mecânico que impede que os rolos entrem em contato durante a operação. Este sistema também é utilizado para predefinir a abertura inicial, também chamada de "*zero gap*". A abertura inicial é uma das variáveis iniciais que podem ser controladas para alterar as condições do processo. Ela essencialmente define o ponto de partida a partir do qual o sistema hidráulico começa a atuar.



Figura 2.4 Sistema acumulador de nitrogênio

2.3.2 Configuração do eixo dos rolos

Existem muito desafios relacionados com a engenharia da prensa de rolos, incluindo aqueles relacionados aos rolamentos e aos revestimentos dos rolos. Especificamente, a aplicação da prensa de rolos na indústria mineral tem que lidar com o problema da alta abrasividade dos minérios, o que diminui a vida útil dos revestimentos. Adicionalmente, o sistema de rolamentos e os revestimentos têm que suportar os esforços compressivos gerados pelo leito de partículas de minérios competentes como os de platina e de cobre (BATTERSBY; KELLERWESSEL; OBERHEUSER, 1992).

Atualmente existem três tipos de configurações do eixo dos rolos que podem ser utilizados em conjunto com uma de série revestimentos, dependendo da aplicação. Os modelos de eixos dos rolos, mostrados na Figura 2.5, são:

- Rolo sólido: Consiste em um arranjo de revestimento e eixo em uma peça única. Ele apresenta baixo custo na fabricação e atualmente apenas algumas usinas de cimento ainda utilizam este tipo de rolo. O desgaste do revestimento desses rolos implica na necessidade da substituição do rolo inteiro.
- Rolo pneus-eixo: Consiste em um arranjo com revestimento em forma de pneu em volta de um eixo sólido. Ele apresenta baixo custo de operação e é, atualmente, a configuração mais usada no mundo.
- Rolo segmentado: Arranjo de vários segmentos de rolo em volta de um eixo sólido. Geralmente aplicado em equipamentos de teste, tem a vantagem da troca de revestimentos sem a necessidade de desmontar o equipamento. Tem risco na operação quando são aplicadas altas pressões.

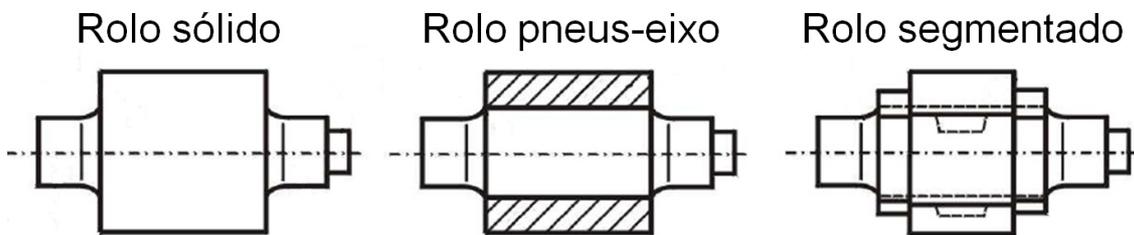


Figura 2.5 Configurações mais usadas na fabricação dos rolos (BEARMAN, 2006)

2.3.3 Características do revestimento dos rolos

O revestimento constitui a superfície dos rolos da prensa a qual se encontra diretamente em contato com as partículas de material processado. Assim, ela é a parte do equipamento que sofre maior desgaste, de maneira que o tempo de vida dos revestimentos é a principal variável considerada nos custos de operação de um projeto.

Dependendo da abrasividade, dureza e competência do material processado, são utilizados diferentes materiais e configurações de revestimento. Na Figura 2.6 se

observam os diferentes tipos de revestimentos mais utilizados nas prensas de rolos em escala industrial (DANIEL, 2002):

- Revestimento liso: foram os primeiros a ser desenvolvidos junto com a tecnologia HPGR. São fabricados com uma liga de Ni-hard e são utilizados em aplicações de pré-moagem de clínquer de cimento, escoria e minério de diamante. A sua vantagem é que a pressão aplicada na zona de compressão é maior em comparação àquela que se atinge com a aplicação dos outros tipos de revestimento (BEARMAN, 2006), enquanto sua principal desvantagem é a elevada taxa de desgaste quando é usado em aplicações que envolvem minérios duros ou competentes (BATTERSBY; KELLERWESSEL; OBERHEUSER, 1992).
- Revestimento perfilado (*welded*): Em algumas aplicações, se utilizam rolos com soldas nas superfícies a fim de aumentar a durabilidade do revestimento liso. Outro tipo de revestimento perfilado é o chamado Hexadur[®], o qual é uma matriz composta por um material macio que contém hexágonos de um material muito duro. Em geral o Hexadur[®] é o revestimento que fornece mais tolerância a altas pressões, com as desvantagens de ser ainda muito suscetível ao desgaste e muito caro (MORLEY, 2010).
- Revestimento com rebites (*studded*): tem sido o maior avanço dentro das aplicações da prensa de rolos na moagem de minérios duros e de alta abrasividade. A principal vantagem deste tipo de revestimento é que durante a operação se forma na superfície dos rolos um leito de material que atua como um revestimento autógeno (MORLEY, 2010). Os rebites ou "*studs*" são feitos de materiais muito duros como carvão de tungstênio, que conferem muito maior durabilidade para esse revestimento em comparação aos demais. A desvantagem deste tipo de revestimento é que a pressão na zona central do rolo é mais baixa se comparada àquela que se atinge com outros revestimentos. Além disso, o uso de rebites tem um limite de segurança na pressão aplicada pelos rolos devido ao fato que a pressão excessiva ou a proximidade entre os rolos pode danificar os rebites (BEARMAN, 2006).

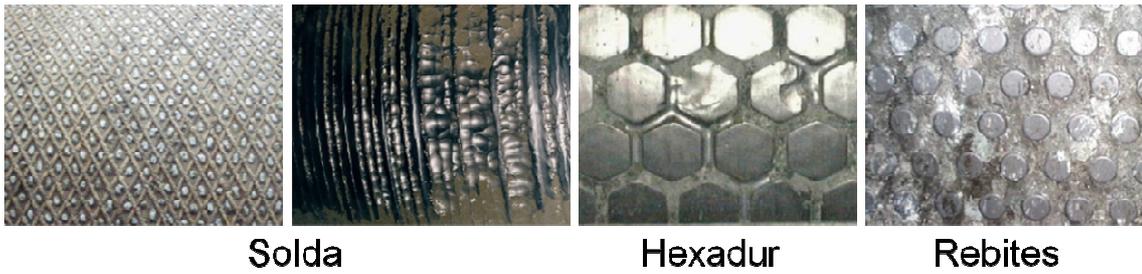


Figura 2.6 Configurações mais usadas na fabricação de revestimentos para os rolos do HPGR

2.4 Operação da prensa de rolos

Existem vários termos que fazem referência apenas às variáveis de operação da prensa de rolos. Estes termos se referem ao desempenho da prensa de rolos e foram formulados, em grande parte, com o objetivo de auxiliar no processo de modelagem e escalonamento dos equipamentos industriais a partir de ensaios de laboratório e piloto (Figura 2.7).

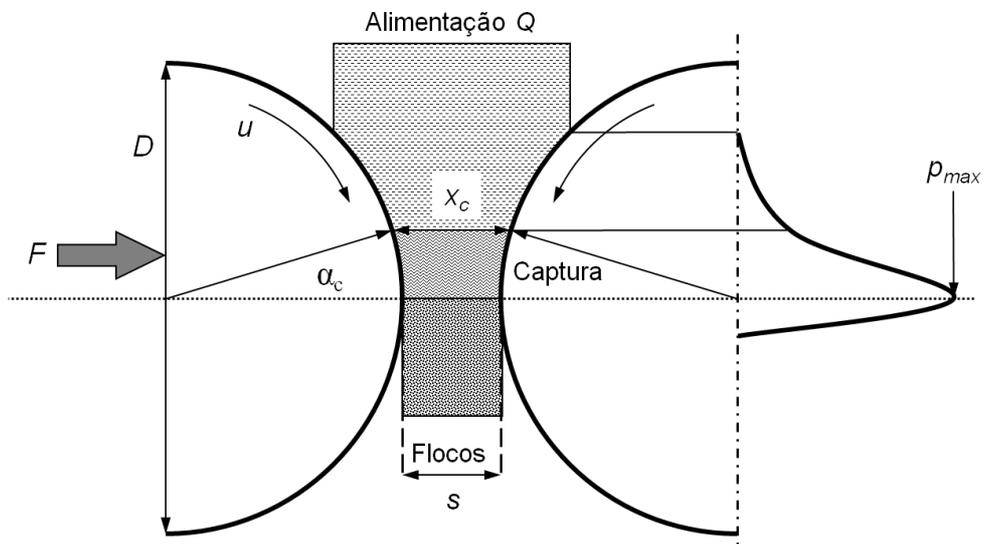


Figura 2.7 Esquema da prensa de rolos mostrando os parâmetros de operação e escalonamento graus (adaptado de Neumann 2006)

2.4.1 Capacidade específica

A capacidade ou taxa de alimentação específica \dot{m} , também conhecida como *M-dot* e expressa em ts/hm³, é definida como a capacidade de uma prensa de rolos com um diâmetro do rolo de 1 m, largura de 1 m, operando a uma velocidade de rolo linear de 1 m/s. A capacidade específica é função das características do material alimentado e do tipo de revestimento dos rolos, sendo esta função determinada por meio de experimentos e utilizada no escalonamento das prensas de rolos. Ela é dada por (BEARMAN, 2006):

$$\dot{m} = \frac{Q}{DLu} \quad \text{Equação 2.1}$$

sendo Q a capacidade em t/h, D e L o diâmetro e comprimento dos rolos da prensa em m, e u a velocidade linear do rolo em m/s (Figura 2.7).

A capacidade específica situa-se na faixa de 210 a 260 ts/hm³ para minérios com massa específica de 2,7, variando proporcionalmente a ela, para rolos com revestimento com rebites. Para alimentações com distribuições de tamanhos truncadas e isentas de finos, a capacidade diminui em torno de 25% (MORLEY, 2010).

2.4.2 Força específica de compressão

A força aplicada na prensa de rolos aumenta proporcionalmente com o tamanho do equipamento. Assim, a força específica de compressão F_{sp} expressa em N/mm², é definida como a força aplicada dividida pela área projetada do rolo (diâmetro x comprimento) (SCHÖNERT, 1988a) (Figura 2.7) descrita por:

$$F_{sp} = \frac{F}{DL} \quad \text{Equação 2.2}$$

sendo F a força de compressão hidráulica, em Newtons, D e L o diâmetro e comprimento dos rolos, em milímetros. Os valores típicos de força específica de compressão operacionais estão na faixa de 1 a 4,5 N/mm² para revestimentos com rebites, e até 6 N/mm² para revestimentos do tipo Hexadur (MORLEY, 2010).

2.4.3 Abertura de trabalho

A abertura de trabalho ou operacional da prensa de rolos s ou x_g , expressa em mm, é definida como a distância entre as superfícies dos rolos móvel e fixo durante a operação da prensa (Figura 2.7). Ela é um parâmetro dinâmico que depende das propriedades do material alimentado, da força específica aplicada, do tipo de superfície do rolo, e da velocidade dos rolos. A abertura de trabalho é um dos principais parâmetros usados na modelagem e escalonamento das prensas de rolos industriais (DANIEL; MORRELL, 2004).

Um parâmetro popularmente usado no dimensionamento da prensa de rolos é a abertura de trabalho específica s_{sp} , expressa como porcentagem do diâmetro do rolo %D. Os valores típicos situam-se na faixa de 2,0-2,5% para alimentações com distribuições de tamanhos de partículas completas, reduzindo-se para valores em torno de 1,5-2,0% para alimentações com distribuição truncada (MORLEY, 2010).

2.4.4 Consumo específico de energia

O consumo específico de energia E_{sp} , expresso em kWh/t, é definido como o consumo de energia líquida por unidade de massa de material alimentado:

$$E_{sp} = \frac{P_t - P_i}{Q} \quad \text{Equação 2.3}$$

sendo P_t a potência consumida pela prensa de rolos operando com material, P_i a potência consumida da prensa operando vazia, e Q a capacidade da prensa de rolos.

O consumo específico de energia é considerado um parâmetro independente do tamanho do equipamento, sendo uma função aproximadamente linear da força de compressão específica. Os valores típicos na operação se encontram na faixa de 1 a 3 kWh/t (MORLEY, 2010).

2.4.5 Ângulo de captura

O ângulo de captura ou ângulo de compressão α_c , expresso em graus $^\circ$, é definido como o ângulo entre os rolos onde as partículas de material são capturadas formando um leito e comprimidas pela força de compressão aplicada (Figura 2.7). Assim como a abertura de trabalho, o ângulo de captura é um parâmetro dinâmico que depende tanto das propriedades do material como dos parâmetros operacionais da prensa de rolos.

O ângulo de captura é um parâmetro importante usado na modelagem e no escalonamento das prensas de rolos industriais, geralmente variando de 7 a 12° (NEUMANN, 2006).

2.5 Mecanismo da quebra interparticular na modelagem da prensa de rolos

Schönert e seu grupo na Universidade de Clausthal realizaram diversos estudos da quebra de partículas individuais e em leitos, o que motivou o desenvolvimento e posterior patente da prensa de rolos. Como foi mencionado anteriormente, Schönert definiu conceitos básicos da teoria da cominuição, como a quebra interparticular e a classificação dos leitos de partículas em função do tipo de arranjo, carregamento e confinamento (SCHÖNERT, 1995, 1996).

A fim de compreender melhor o mecanismo de quebra interparticular, é necessário introduzir algumas definições enquanto ao que se refere a um “leito de partículas”. O termo “leito de partículas” é definido como o arranjo de partículas no qual ocorrem contatos partícula/partícula direcionados perpendicularmente à superfície responsável pela aplicação dos esforços, sendo que o número de camadas considerado no leito é estimado pela divisão de massa total do leito pela massa de uma única camada de partículas (SCHÖNERT, 1996). A Figura 2.8 apresenta a classificação dos leitos proposta por Schönert em função das diferentes condições nas quais se pode encontrar um leito de partículas dentro do ambiente de cominuição.

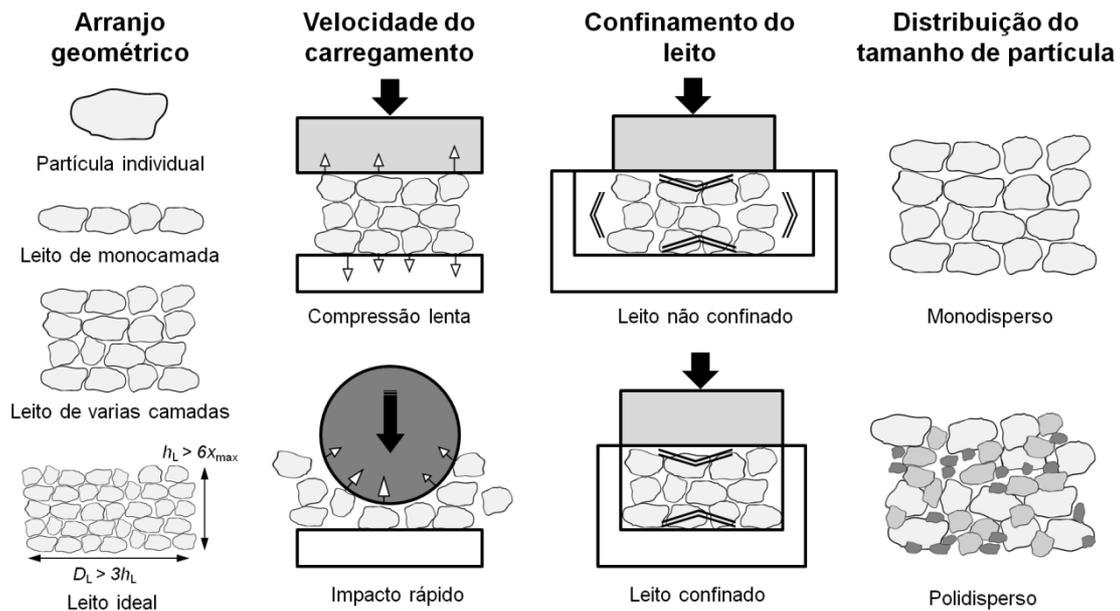


Figura 2.8 Classificação dos leitos de partículas dentro do ambiente de cominuição.

Na década de 1980, Schönert (1988b) publicou um dos primeiros trabalhos sobre a quebra de partículas em leitos. Nele o autor classifica a aplicação dos esforços dentro dos equipamentos de cominuição em dois grupos: carregamento por compressão lenta, como no caso da compressão em prensa de rolos, e o carregamento por compressão rápida ou impacto, como é o caso do impacto de um corpo moedor no interior de um moinho de bolas.

Adicionalmente Schönert propôs classificar os arranjos de partículas em quatro grupos principais: a) partícula individual, b) monocamada (camada de uma partícula), c) leito de partículas e d) leito de partículas ideal. O “leito ideal” é definido como aquele que apresenta estrutura e compacidade homogêneas e que responde aos esforços aplicados de maneira que os efeitos de parede na quebra de partículas podem ser considerados desprezíveis. Inclusive, ele propôs que, para que esta condição seja satisfeita, a altura h_L e o diâmetro do leito D_L deveriam obedecer às restrições $h_L > 6x_{max}$ e $D_L > 3h_L$ para o caso de leitos cilíndricos, sendo x_{max} o tamanho máximo de partículas do leito (SCHÖNERT, 1996).

Posteriormente Fuerstenau et al. (1996) e Liu e Schönert (1996), estudaram a compressão de leitos confinados de partículas de diferentes materiais no sistema de prensa e pistão. O objetivo dos estudos foi entender como a energia é absorvida pelo

leito de partículas na compressão e desenvolver modelos para prever a quebra de leitos mono e polidispersos.

Outros pesquisadores como Evertsson e Bearman (2000), Oettel et al. (2001), e Nguyen et al. (2002) realizaram estudos considerando a compressão de leitos de partículas não confinados, e o efeito de aditivos na quebra dos leitos por compressão.

A seguir, são revisados alguns dos estudos experimentais e de modelagem computacional, desenvolvidos com o intuito de entender e modelar a quebra de partículas.

2.5.1 Quebra de partículas individuais

2.5.1.1 Caracterização da fratura de partículas individuais

A modelagem e caracterização dos microprocessos que acontecem dentro dos equipamentos de cominuição são realizadas por meio de ensaios experimentais de quebra de partículas individuais, os quais auxiliam na descrição de propriedades como a energia de fratura das partículas, a distribuição granulométrica das partículas produzidas pela aplicação de esforços e até o dano que uma partícula sofre após repetidos impactos.

Os métodos de análise de quebra de partículas individuais são classificados de acordo com o número de pontos de contato com a partícula e a velocidade de carregamento. Tavares (2007) classifica o carregamento de partículas individuais como impacto individual, impacto duplo ou carregamento lento e controlado (Figura 2.9).

Nos ensaios de impacto individual, a fragmentação da partícula pode ser avaliada por meio de ensaios de queda livre, ou lançamento das partículas com a ajuda de uma pistola propulsora ou um mecanismo de rotação, sendo a energia específica de quebra da partícula a energia cinética da partícula antes de colidir contra a superfície de impacto sobre a massa da partícula individual.

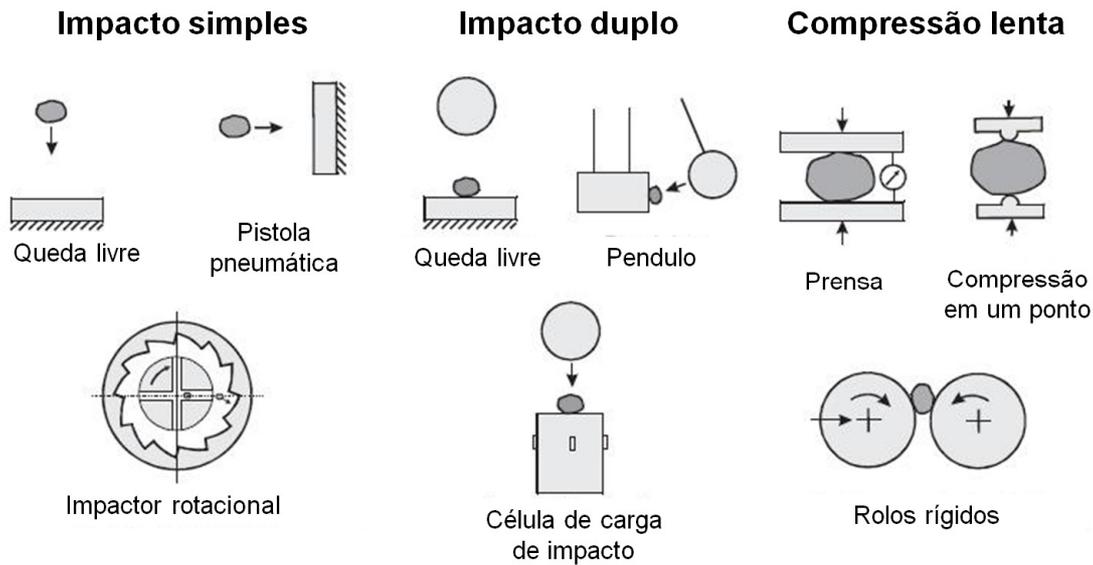


Figura 2.9 Diferentes tipos de ensaios de quebra de partículas individuais (adaptado de Tavares, 2007).

Nos ensaios de impacto duplo, a fragmentação da partícula se dá pela compressão por duas superfícies com uma taxa de deformação moderada. Os ensaios de impacto duplo podem ser realizados por queda de peso sobre a partícula, pêndulo simples ou duplo, barra de Hopkinson modificada e usando a Célula de carga de impacto (CCI). Nos ensaios de pendulo, a energia de fratura da partícula pode ser calculada pelas equações da mecânica clássica. Nos ensaios usando dispositivos instrumentados como a CCI mostrada na Figura 2.10, a qual é um híbrido entre o aparelho de queda de peso e a barra dividida de Hopkinson, é possível medir a curva de força versus deformação resultante do impacto de partículas individuais sob condições de carregamento rápido (TAVARES; KING, 1998).

Além da energia mínima da fratura, também é possível determinar com a CCI a resistência da partícula, a rigidez, e a energia absorvida pela partícula durante todo o evento de quebra. A CCI permite que determinações empíricas, como o índice de trabalho de Bond (W_i), sejam substituídas por determinações diretas das propriedades fundamentais do material (TAVARES; KING, 1998).

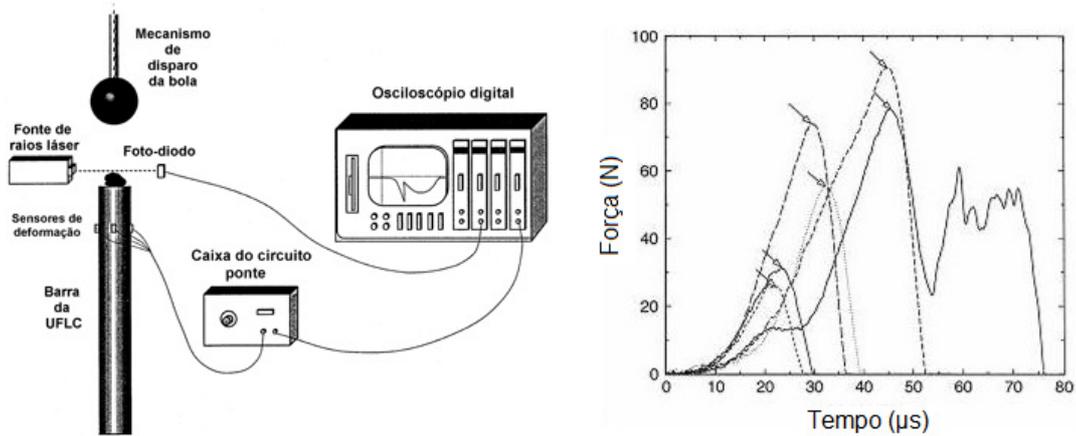


Figura 2.10 Diagrama esquemático da célula de carga de impacto (Esquerda) e resultado de seis perfis força versus tempo para partículas de quartzo na faixa de 1,00x1,18mm (Direita) (TAVARES; KING, 1998).

Nos ensaios de compressão, a fragmentação das partículas se dá por meio da aplicação de um carregamento lento e controlado. Os ensaios de compressão lenta podem ser realizados usando prensas de compressão uniaxial instrumentadas, ou rolos cilíndricos montados sobre uma estrutura rígida.

Com as prensas de compressão uniaxial instrumentadas, é possível medir a curva de força versus deformação resultante da compressão de partículas, sendo a energia específica de fratura obtida pela integral da curva até o ponto da força de ruptura F_R , sobre a massa da partícula individual (TAVARES, 2007).

A prensa de rolos de compressão uniaxial é similar à prensa de rolos de alta pressão, só que em uma escala menor. A quebra das partículas individuais usando rolos rígidos permite estimar parâmetros como o ângulo de captura e o diâmetro de partícula equivalente de captura nos rolos. Segundo o modelo, a energia gasta na quebra das partículas individuais depende da diferença entre o diâmetro equivalente de partícula e a distância entre os cilindros (KAPUR; SCHOENERT; FUERSTENAU, 1990).

2.5.1.2 Modelagem da fratura de partículas individuais

Ensaio de quebra de partículas individuais por impacto ou compressão permitem avaliar a quantidade de energia necessária para quebrar um material e determinar a relação entre a energia fornecida e a distribuição granulométrica do produto. As distribuições granulométricas dos produtos podem ser expressas em termos

do parâmetro t_{10} , do modelo de Narayanan e Whiten (1983), definido como a quantidade de partículas menores do que 1/10 do tamanho inicial das partículas. Na Figura 2.11 se mostra o parâmetro t_{10} o qual é diretamente influenciado pela energia de impacto aplicada à partícula no ensaio, sendo a relação descrita pela expressão (NAPIER-MUNN et al., 1996):

$$t_{10} = A(1 - \exp(-bE)) \quad \text{Equação 2.4}$$

sendo A e b parâmetros de quebra do material, no qual o produto $A*b$ indica a suscetibilidade do material à quebra por impacto.

Na Figura 2.11, se observa a correlação entre o parâmetro t_{10} e a energia específica aplicada, também se observa a correlação entre o parâmetro t_{10} e os parâmetros t_n , o quais podem ser calculados pela expressão (NARAYANAN; WHITEN, 1983):

$$t_n = 1 - (1 - t_{10})^{\frac{9}{n-1}} \quad \text{Equação 2.5}$$

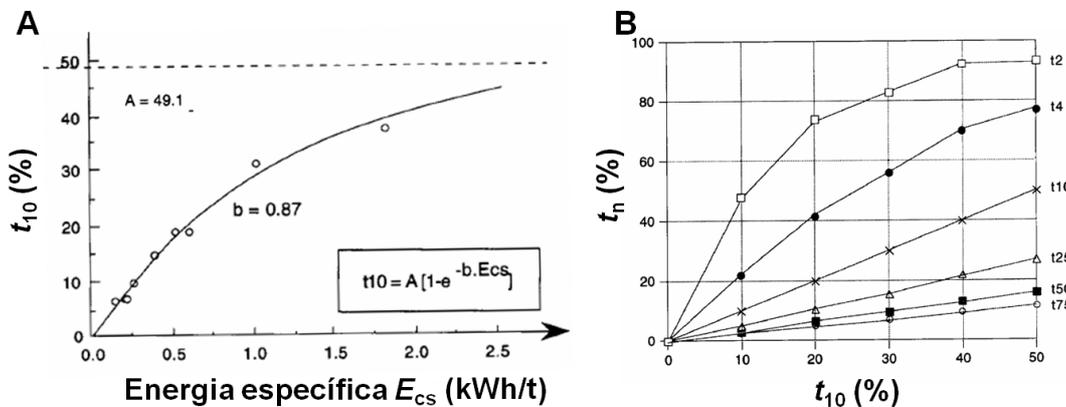


Figura 2.11 Correlação entre o parâmetro t_{10} em função da energia específica (esquerda) e do parâmetro t_n em função do t_{10} (direita) (NAPIER-MUNN et al., 1996)

Mais recentemente, reconheceu-se que o parâmetro t_{10} frequentemente também é influenciado pelo tamanho de partícula. Assim, foi proposta uma modificação da Equação 2.4 considerando o aumento da resistência das partículas com a sua diminuição de tamanho (TAVARES, 2004):

$$t_{10} = t_{10\max} \left(1 - e^{\frac{-\beta E}{E_{50}}} \right) \quad \text{Equação 2.6}$$

sendo o valor de $t_{10\max}$ o valor limite da curva de t_{10} , em função da energia específica, β a constante que reflete a tendência do material a sofrer fraturas múltiplas, e E_{50} a energia média de fratura das partículas na classe de tamanho i .

Na Figura 2.12 se observa a distribuição das energias de fratura de partículas contidas em uma faixa estreita de tamanho, obtida nos ensaios da CCI. O parâmetro E_{50} corresponde à mediana da distribuição da energia, ou seja, a energia com a qual 50% das partículas de um tamanho i são quebradas.

Com base na caracterização da energia de fratura de partículas individuais por impacto na CCI, é possível ajustar os parâmetros da Equação 2.7 (TAVARES; KING, 1998) para obter a curva E_{50} em função do tamanho de partícula dp (Figura 2.12).

$$E_{50} = E_{\infty} \left(1 + \left(\frac{d_0}{dp} \right)^{\phi} \right) \quad \text{Equação 2.7}$$

sendo E_{∞} o parâmetro que representa a energia específica de fratura de partículas de tamanho infinito, e d_0 e ϕ parâmetros específicos do material.

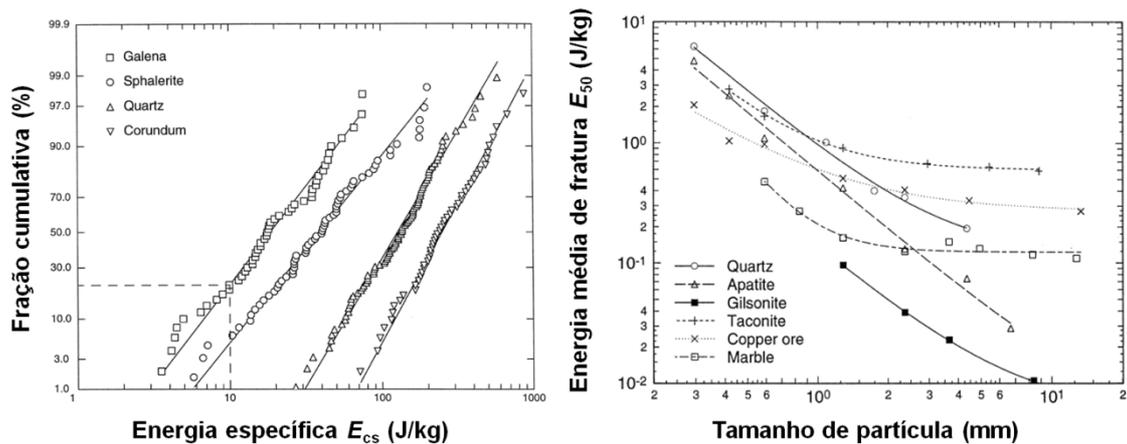


Figura 2.12 Distribuição cumulativa da energia específica de quebra (esquerda) e a energia média de fratura em função do tamanho de partícula (direita) para diferentes materiais (TAVARES; KING, 1998)

De forma análoga ao modelo de Narayanan e Whiten (1983), Carvalho (2009) descreve a distribuição completa da fratura de uma partícula individual baseada nos parâmetros t_n usando a função beta incompleta, dada por:

$$t_n(t_{10}, \alpha_n, \beta_n) = \frac{1}{\int_0^1 y^{\alpha_n-1} (1-y)^{\beta_n-1} dy} \int_0^{t_{10}} y^{\alpha_n-1} (1-y)^{\beta_n-1} dy \quad \text{Equação 2.8}$$

sendo os α_n e β_n para cada n , os parâmetros de ajuste da função.

2.5.2 Quebra de leitos de partículas

2.5.2.1 Caracterização da quebra de leitos de partículas

Schönert em (1988b) publicou um dos primeiros trabalhos sobre a quebra de leitos de partículas. No trabalho Schönert explica que quando um leito não confinado é submetido a esforços em um equipamento de cominuição, algumas das partículas são projetadas, escapando da área efetiva de compressão (Figura 2.13).

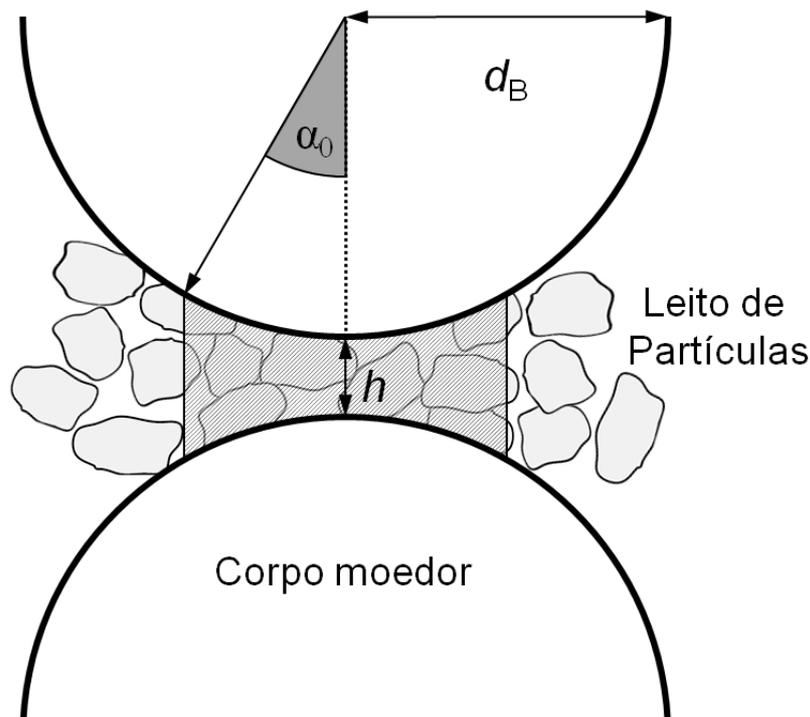


Figura 2.13 Esquema do impacto de um corpo moedor sobre um leito de partículas, adaptado de (SCHÖNERT, 1988b).

A fim de explicar melhor este fenômeno, Schönert desenvolveu uma expressão matemática para o cálculo do volume ativo, que é o volume de partículas do leito que é impactado pelo choque de duas bolas ou pela compressão de dois rolos:

$$V_A = \left(\frac{\pi}{4}\right)h(\alpha_0 d_B)^2 \quad \text{Equação 2.9}$$

sendo h a altura do volume ativo, d_B o diâmetro da bola ou do rolo e α_0 o ângulo entre o eixo da bola e o perímetro do volume ativo. A função V_A é válida só para α_0 pequenos, além disso, os parâmetros α_0 e h precisam ser determinados experimentalmente.

Nos estudos de Schönert sobre quebra de leitos monodispersos por compressão foi observado que o fator mais relevante na quebra é a energia absorvida pelo leito de partículas durante a compressão e que outros fatores como o numero de camadas, ou o tipo de superfície de compressão, não tem muita relevância na quebra.

Outro dos primeiros estudos sobre a quebra de leitos de partículas, motivado pelo desenvolvimento da prensa de rolos, foi desenvolvido por Fuerstenau et al. (1991). Nos estudos foram comparados os resultados de quebra de partículas individuais e de leitos de partículas usando uma prensa de rolos em escala de laboratório.

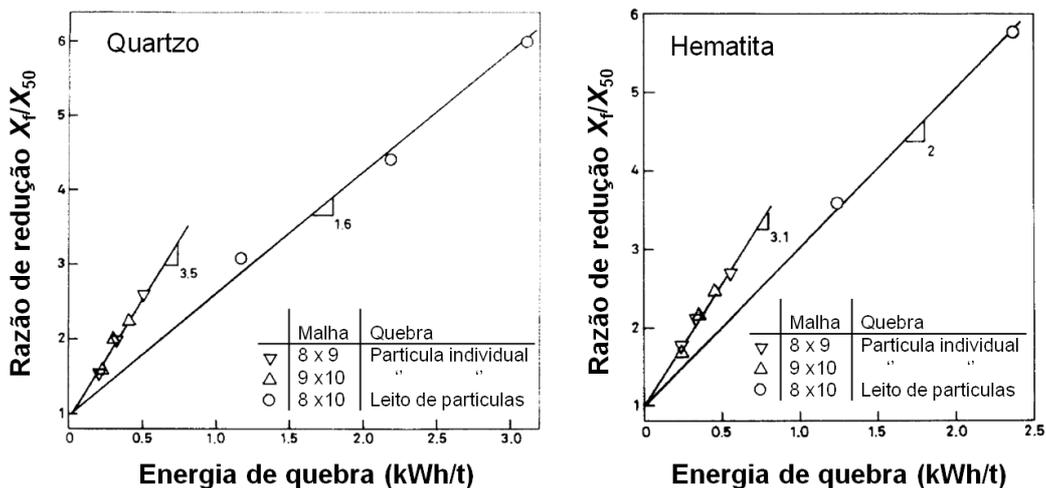


Figura 2.14 Comparação da razão de redução em função da energia de quebra para partículas individuais e leitos de partículas de Quartzo (esquerda) e Hematita (direita) (FUERSTENAU; SHUKLA; KAPUR, 1991)

A Figura 2.14 mostra a relação entre a quebra de partículas individuais e a quebra de leitos de Quartzo e Hematita. Como é possível observar, a razão de redução das partículas cresce linearmente com a aplicação de energia, independente do tamanho de partícula. Adicionalmente, se observa que a compressão de partículas individuais é mais eficiente que a compressão de leitos de partículas.

No caso específico da aplicação da prensa de rolos na indústria do cimento, as partículas na alimentação tipicamente apresentam tamanho máximo menor que a abertura de trabalho do equipamento, o que faz que predomine a quebra em leitos. Entretanto, nas aplicações em minérios, se tem muitas partículas na alimentação com tamanhos maiores que a abertura de trabalho (HAWKINS, 2007). Esta afirmação sugere que para poder modelar o desempenho da prensa de rolos, é necessário caracterizar tanto a quebra de partículas individuais como a quebra de leitos.

Ainda no trabalho de Fuerstenau et al. (1991) foram realizados experimentos para estudar a quebra de partículas com tamanho maior que a abertura de trabalho da prensa de rolos, tentando minimizar as possíveis interações entre as partículas ao longo dos rolos. O estudo demonstrou que as distribuições granulométricas do produto são semelhantes, quando lançadas no gráfico de distribuição cumulativa versus o tamanho adimensional X/X_{50} .

O estudo concluiu que, em geral, a energia específica de quebra e a razão de redução não dependem do tamanho de partícula para minérios tenazes, sendo que dependência do tamanho aumenta com a diminuição na tenacidade (FUERSTENAU; SHUKLA; KAPUR, 1991).

Fuerstenau et al. (1996) também desenvolveram experimentos de compressão de leitos de partículas no sistema de prensa e pistão. No estudo, foram propostas diferentes equações para correlacionar variáveis como a força compressiva no leito, o deslocamento do pistão, a energia absorvida pelo leito e a densidade relativa do leito (Figura 2.15).

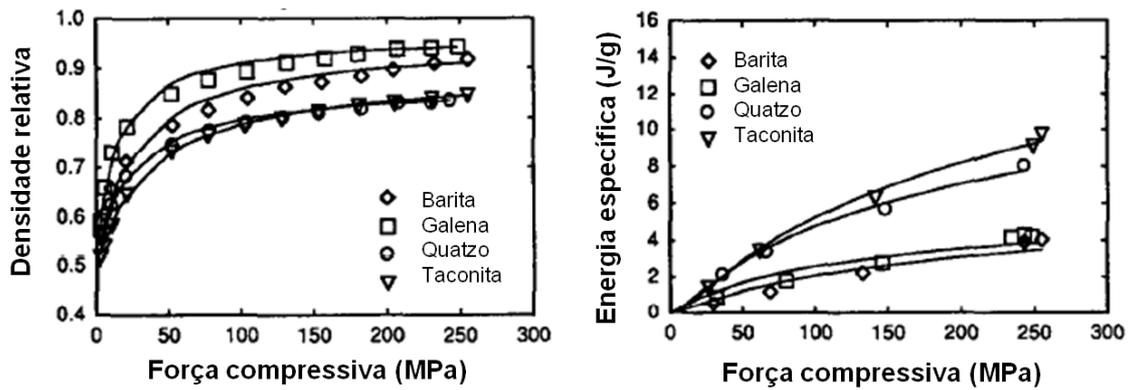


Figura 2.15 Densidade relativa e energia absorvida pelo leito em função da força compressiva aplicada para diferentes minérios (FUERSTENAU; GUTSCHE; KAPUR, 1996)

2.5.2.2 Modelagem da quebra de leitos de partículas

Lim et al. (1996) desenvolveram um modelo empírico simples para descrever a distribuição de tamanhos do produto em função da energia absorvida e a distribuição de tamanho da alimentação, com base no princípio de semelhança proposto por Fuerstenau. Eles confirmaram que para a quebra de leitos no sistema de prensa de rolos em escala de laboratório, o princípio de semelhança é válido com a aplicação de energia específica elevada. Adicionalmente, os autores observaram que a distribuição de tamanho de partículas na alimentação, a velocidade dos rolos e o teor de umidade não influenciaram a função proposta, a qual foi dada por:

$$F(x) = 100 \left(1 - \exp \left(A \left(\frac{x}{X_{50p}} \right)^{m \left(\frac{x}{X_{50p}} \right)^{+n}} \right) \right) \quad \text{Equação 2.10}$$

sendo A , m e n parâmetros do modelo para o ajuste da função. Mais tarde Lim e colaboradores (LIM; CAMPBELL; TONDO, 1997) descobriram que o princípio de semelhança não era válido a baixas energias específicas de moagem e também observaram que a velocidade e o tipo de revestimento dos rolos influenciam no desempenho da prensa de rolos.

Continuando com o entendimento e modelagem do mecanismo de quebra interparticular, Liu e Schönert (1996) desenvolveram um modelo para a previsão da quebra de partículas em leitos polidispersos, baseado nas informações de quebra de leitos confinados sobre compressão. O modelo é representado por duas equações de balanço de massa e energia (LIU; SCHÖNERT, 1996):

$$p_i = (1 - S_i) f_i + \sum_{j=1}^{i-1} b_{i,j} S_j f_j \quad \text{Equação 2.11}$$

$$k_j = \frac{E_j}{E}, \quad \sum_{j=1}^n k_j f_j = 1 \quad \text{Equação 2.12}$$

sendo f_i e p_i a fração mássica de partículas da classe do tamanho i na alimentação e no produto respectivamente, e k_j o fator de repartição da energia específica absorvida pelo leite entre as partículas nas classe de tamanhos j .

Entretanto, à medida que a distribuição de partícula do leite torna-se mais ampla, a redução de tamanho diminui, assim como a capacidade preditiva do modelo. Isso foi evidenciado na superestimação da quebra nos tamanhos de partícula maiores, o que sugere que as partículas finas protegem as partículas mais grossas (LIU; SCHÖNERT, 1996).

2.6 Modelagem matemática da prensa de rolos

Ao longo das últimas duas décadas foram desenvolvidos diferentes modelos empíricos e fenomenológicos visando prever o desempenho da prensa de rolos em termos das principais variáveis de desempenho da operação, as quais são (BEARMAN, 2006; LIM; CAMPBELL; TONDO, 1997): distribuição granulométrica do produto, capacidade ou taxa de alimentação específica e consumo específico de energia.

Por sua vez, os modelos empíricos e fenomenológicos correlacionam as principais variáveis de operação com os "parâmetros chave de operação" as quais são (BEARMAN, 2006): abertura de operação, ângulo de captura e pressão de operação.

Como foi mencionando anteriormente, os chamados "parâmetros chave", são parâmetros dinâmicos da operação da prensa de rolos que dependem principalmente das propriedades do material processado e das condições iniciais de operação da prensa de rolos. No entanto, as correlações propostas nos modelos empíricos e fenomenológicos não consideram a dinâmica dos parâmetros chave.

Dentro dos modelos disponíveis atualmente se encontra bem estabelecida a descrição da variação da taxa de alimentação com as condições operacionais e de

projeto, entretanto, os modelos que permitem a descrição da distribuição do tamanho de partícula do produto, bem como da energia específica ainda são incipientes (Daniel 2002).

2.6.1 Modelagem da distribuição granulométrica do produto

Alguns dos principais modelos de quebra de partículas na prensa de rolos estão baseados nas pesquisas fundamentais de quebra interparticular realizadas por pesquisadores como Schönert (1996), Liu & Schönert (1996) e Fuerstenau et al. (1996). Muitos dos modelos apresentados a seguir utilizam conjuntamente as informações da quebra de partículas individuais e em leitos para descrever a distribuição do produto da prensa de rolos.

Dependendo de cada modelo, a prensa de rolos é dividida em diferentes zonas ou regiões de compressão com mecanismos de quebra específicos. Dentro de cada zona a distribuição de energia de quebra depende das condições operacionais e dos "parâmetros chave" considerados em cada modelo.

Uma das abordagens fenomenológicas destacadas na previsão do produto da prensa de rolos foi proposta no modelo de Morrell / Tondo / Shi (MORRELL et al., 1997). A modelagem da distribuição de tamanhos de partículas do produto compreende três processos calculados separadamente e combinados depois, para produzir um resultado final.

Na Figura 2.16 se observam as diferentes zonas de britagem dentro da prensa de rolos as quais são: a zona de pré-britagem, a zona periférica ou de efeito de borda, e a zona central ou de compressão.

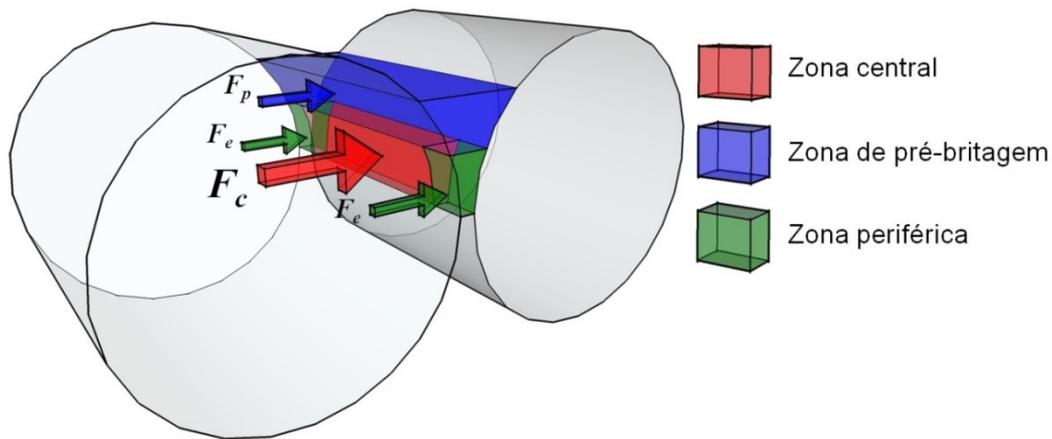


Figura 2.16 Esquema das diferentes zonas de compressão das partículas dentro da prensa de rolos

Dependendo do tipo de alimentação da prensa de rolos, é possível ter uma distribuição ampla de tamanhos de partículas. As partículas com um tamanho maior que um determinado tamanho crítico x_c , serão quebradas diretamente pelos rolos, como poderia ocorrer em um britador de rolos convencional. O produto da pré-britagem passa, para uma região onde é carregado sobre esforços compressivos. Assim, a interface entre as zonas de compressão e pré-britagem é definida pela distância crítica, dada pela expressão (MORRELL et al., 1997):

$$x_c = 0,5 \left((D+s) - \left((D-s)^2 - \left(\frac{4\rho_g D s}{\rho} \right) \right)^{0,5} \right) \quad \text{Equação 2.13}$$

sendo D o diâmetro do rolo, s a abertura de trabalho, ρ_g a massa específica do floco, e ρ a massa específica do material. No modelo, a zona de compressão é muito menor que o diâmetro dos rolos, e a distancia crítica x_c é geralmente 1,3 vezes a abertura de trabalho s .

A quebra das partículas na borda dos rolos é diferente daquela que ocorre no centro, sendo que essa variação lateral é mais significativa que aquela observada em um britador de rolos convencional (DANIEL; MORRELL, 2004). O chamado "efeito de borda" é explicado pelo gradiente de pressão ao longo do comprimento do rolo, e à ausência de confinamento lateral do leito de partículas nas bordas dos rolos (DANIEL, 2002).

O modelo presume uma mudança abrupta no perfil de pressão na extremidade dos rolos, onde o material é britado pelo mecanismo de quebra de partículas individuais. A fração de material que é cominuída na zona periférica de compressão é representada pela expressão (DANIEL; MORRELL, 2004):

$$f = \gamma \frac{S}{L} \quad \text{Equação 2.14}$$

sendo f a fração mássica de material na alimentação que é cominuída na zona periférica, γ o fator de repartição que depende de cada material, e L o comprimento dos rolos.

A zona de compressão é considerada a mais importante no modelo de Morrell / Tondo / Shi, devido ao fato que é a zona na qual a maior parte do material é fisicamente capturado e compactado entre os rolos, sendo a principal responsável pelo consumo da maior parte da energia aplicada pela prensa de rolos (DANIEL, 2002).

O limite da zona de compressão se encontra em uma distância das bordas exteriores dos rolos definida pela expressão (DANIEL; MORRELL, 2004):

$$d_B = \frac{f}{2L} \quad \text{Equação 2.15}$$

Finalmente, Morrell / Tondo / Shi adotaram a metodologia experimental dos ensaios de prensa e pistão para caracterizar a função de aparecimento (*appearance function*), a qual é uma relação entre a energia absorvida pelo leito E_{cs} e o parâmetro t_{10} do modelo de Narayanan e Whiten (1983), para descrever os mecanismos de quebra individual de partículas e da quebra em leitos.

Um outro modelo fenomenológico que considera diferentes estágios de quebra na prensa de rolos, discriminados pelo mecanismo de quebra, foi desenvolvido por Torres e Casali (2009). O primeiro estágio de quebra, também chamado de quebra de partículas individuais por compressão, acontece na região compreendida entre o ângulo α_{SP} e o angulo de compressão α_{IP} (Figura 2.17), onde partículas com tamanhos maiores ao tamanho x_c são quebradas instantaneamente pela compressão dos rolos. O tamanho crítico x_c é calculado pela expressão (TORRES; CASALI, 2009):

$$x_c = s(\alpha_{IP}) = s_0 + D(1 - \cos\alpha_{IP}) \quad \text{Equação 2.16}$$

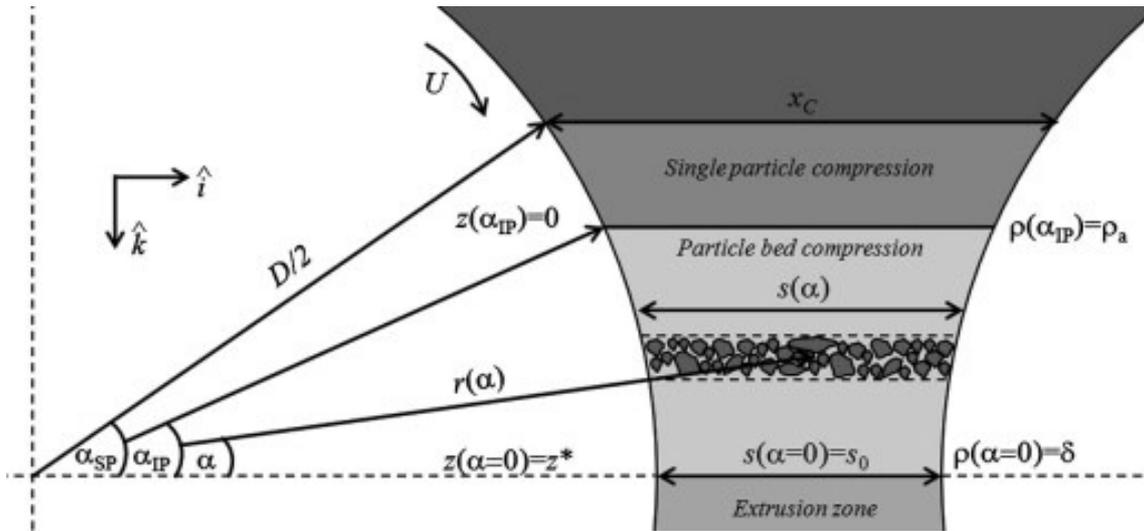


Figura 2.17 Esquema conceitual do modelo de Torres e Casali (2009)

A distribuição cumulativa dos tamanhos do produto da zona de quebra individual de partículas p_i^{SP} é calculado considerando que todas as partículas quebram instantaneamente (TORRES; CASALI, 2009):

$$p_i^{SP} = \sum_{l=1}^N b_{il} f_l^{SP} \quad \text{Equação 2.17}$$

sendo b_{il} a fração de partículas de tamanho l que foram cominuídas até o tamanho i , e f_l^{SP} a fração de partículas de tamanho l que são cominuídas no estágio de quebra de partículas individuais.

O produto da quebra individual de partículas por compressão é somado às partículas menores que o tamanho crítico x_c , formando um leito de partículas com uma distribuição f_i^{IP} que alimenta o estágio de quebra interparticular por compressão. Segundo vários autores (DANIEL; MORRELL, 2004; PATZELT et al., 2006), a zona de compressão produz dois tipo de distribuição granulométrica do produto, uma mais grossa na zona periférica dos rolos p_i^E e uma mais fina na zona central dos rolos p_i^C , o que é consistente com e o perfil de pressão entre os rolos que segue uma função parabólica, como é mostrado na Figura 2.18.

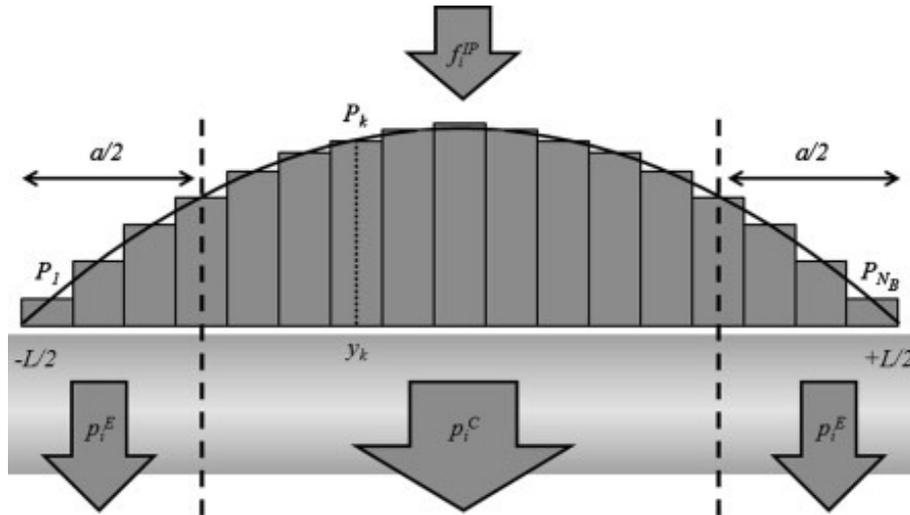


Figura 2.18 Discretização axial do rolo, resultando no perfil de pressão que separa as regiões central e periférica (TORRES; CASALI, 2009)

A abordagem de Torres e Casali, discretiza o rolo em N_B blocos, de maneira que em cada bloco é aplicada uma força de compressão diferente, resultando em taxas de quebra diferentes em cada bloco.

A fração de material $m_{i,k}$ retido na classe i em cada bloco k é função da posição vertical z (Figura 2.17), sendo aplicada uma equação de balanço populacional diferente para cada uma das classes de tamanhos. Neste caso se utiliza um modelo em regime estacionário, considerando uma condição de fluxo pistão e uma velocidade constante na coordenada z igual a v_z .

O modelo de balanço para cada classe de tamanhos é dado pela expressão (TORRES; CASALI, 2009):

$$v_z \frac{d}{dz} m_{i,k}(z) = \sum_{j=1}^{i-1} S_{j,k} b_{ij} m_{j,k}(z) - S_{i,k} m_{i,k}(z) \quad \text{Equação 2.18}$$

sendo $S_{i,k}$ a velocidade de quebra das partículas da classe i em cada bloco k , b_{ij} a fração de partículas da classe j que foram cominuídas e reportaram à classe i . Adicionalmente Torres e Casali (2009), desenvolveram uma solução analítica para cada uma das N classes, e os N_B blocos.

A equação usada para descrever a função quebra b_{ij} é aquela usada por Austin e Luckie (1972) e para modelar a velocidade de quebra S_{ik} para cada bloco, foi usado o modelo

de Fuerstenau e Herbst (1980), o qual fornece uma relação entre a potência aplicada P_k , a massa de material retido H_k (*Holdup*) e uma constante de velocidade de quebra específica S_{iE} , sendo z^* a distância vertical entre o começo do leito de partículas comprimido e a zona de extrusão. A massa retida em cada bloco k no leito comprimido é calculada pela equação (TORRES; CASALI, 2009):

$$H_k = \frac{1}{N_B} G_s \frac{z^*}{3600U} \quad \text{Equação 2.19}$$

Segundo o modelo a potência P_k demandada em cada bloco k pode ser calculada pela equação:

$$P_k = 2F \sin\left(\frac{\alpha_{IP}}{2}\right) U \frac{(L^2 - 4y_k^2)}{\sum_{j=1}^{N_B} (L^2 - 4y_j^2)} \quad \text{Equação 2.20}$$

sendo y_k a posição do bloco k com relação ao centro dos rolos

Para calcular o produto da zona periférica p_{iE} , foi proposta a expressão (TORRES; CASALI, 2009):

$$p_i^E = \frac{1}{E} \left[\sum_{k=1}^{\lfloor E \rfloor} p_{i,k} + (E - \lfloor E \rfloor) p_{i, \lfloor E \rfloor} \right] \quad \text{Equação 2.21}$$

sendo E o número de blocos da zona periférica, $\lfloor E \rfloor$ a função definida como a integral maior ou igual ao valor de E .

As distribuições para a zona central do HPGR p_i^C e total p_i^{HPGR} são representadas pelas Equações 2.59 e 2.60, respectivamente:

$$p_i^c = \frac{1}{1-a} (p_i^{HPGR} - a p_i^E) \quad \text{Equação 2.22}$$

$$p_i^{HPGR} = \frac{1}{N_B} \sum_{k=1}^{N_B} p_{i,k} \quad \text{Equação 2.23}$$

Um dos modelos fenomenológicos mais recentes, desenvolvido por Dundar et al. (2013), aplica o modelo de balanço populacional simples para descrever a cominuição na prensa de rolos. O modelo de mistura perfeita de Whiten (1974) é usado para descrever o balanço de massa por fração, sendo dado por:

$$p_i = f_i + \sum_{j=1}^i a_{ij} r_{D,i} s_{D,i} - r_{D,j} s_{D,j} \quad \text{Equação 2.24}$$

sendo p_i o produto do tamanho i , f_i a alimentação no tamanho i , a_{ij} a função quebra, também chamada função de aparecimento, $r_{D,i}$ a velocidade de quebra de partículas contidas no tamanho i , $s_{D,i}$ a quantidade de material contida no tamanho i dentro do reator.

A função quebra a_{ij} foi modelada como sendo diretamente influenciada pela energia aplicada no evento de quebra sobre as partículas de tamanho inicial j , usando o parâmetro t_{10} do modelo de (NARAYANAN; WHITEN, 1983). Para modelar a função de velocidade de quebra r_D , foi proposta a expressão (DUNDAR; BENZER; AYDOGAN, 2013):

$$r_D = k_D X^{\alpha_D} \quad \text{Equação 2.25}$$

sendo k_D é uma constante relacionada ao equipamento, α_D uma constante do material, e X o tamanho de partícula.

A principal limitação dos modelos de distribuição granulométrica do produto da prensa de rolos, é que a calibração dos parâmetros precisa de uma boa quantidade de dados obtidos por meio de teste experimentais de moagem em prensa de rolos e de compressão de leitos no sistema de prensa e pistão. Outra limitação dos modelos é que a variável de abertura crítica, depende do angulo de captura o qual não é conhecido *a priori*. Finalmente, variáveis de projeto como o tipo de revestimento, e as variáveis iniciais do sistema hidráulico de pressão, não são consideradas nos modelos para o calculo da distribuição granulométrica.

2.6.2 Modelagem da capacidade ou taxa de alimentação específica

Um dos primeiros modelos matemáticos empíricos da prensa de rolos, foi proposto por Schönert (1988a) conjuntamente com o desenvolvimento do próprio equipamento. Esses modelos foram usados com o objetivo de oferecer a primeira metodologia de dimensionamento da prensa de rolos para a escala industrial, tendo sido

desenvolvidos a partir de resultados obtidos usando unidades em escala piloto e de laboratório.

Na abordagem proposta por Schönert (1988a) foi estabelecida a função k_s , a qual representa a capacidade do material para ser compactado. A função k_s é definida pela expressão (SCHÖNERT, 1988a):

$$k_s = \delta_f \left(\frac{s}{D} \right) \quad \text{Equação 2.26}$$

sendo δ_f o volume de sólidos na abertura de trabalho (usualmente entre 70-85% da massa específica do material), e s o comprimento da abertura de trabalho.

A capacidade potencial V_p é dada pela equação:

$$V_p = u L D \quad \text{Equação 2.27}$$

sendo u a velocidade angular dos rolos.

A capacidade de alimentação da prensa de rolos Q (t/h) é definida pela equação (SCHÖNERT, 1988a):

$$Q = \rho_f \delta_f \left(\frac{s}{D} \right) D L u \quad \text{Equação 2.28}$$

sendo ρ_f a massa específica do floco.

Combinando as equações anteriores, a capacidade volumétrica da prensa de rolos V pode ser calculada por:

$$V = \frac{Q}{\rho_f} = \delta_f s L u_m = k_s \left(\frac{u_m}{u} \right) V_p \quad \text{Equação 2.29}$$

sendo u_m a velocidade do material que passa pela abertura de trabalho. Geralmente, o termo u é unitário, excetuando os casos onde ocorre escorregamento do material entre a superfície dos rolos. A experiência acumulada até o momento permite concluir que o procedimento de dimensionamento proposto por Schönert fornece uma aproximação razoável para o cálculo da capacidade de alimentação.

Austin et al. (1993) desenvolveram um modelo fenomenológico para descrever o desempenho da prensa de rolos. A capacidade Q é descrita pela expressão:

$$Q = \dot{m} \rho u L D \quad \text{Equação 2.30}$$

$$\dot{m} = \frac{(1 - \cos \alpha_c)}{\left(\frac{1}{(1 - \theta_c \cos \alpha_c)} - \frac{1}{(1 - \theta_g)} \right)} \quad \text{Equação 2.31}$$

sendo θ_c , θ_g as porosidades do leito nas aberturas x_c e s respectivamente, e α_c o angulo critico ou angulo de captura.

Da mesma forma, a abertura de trabalho relativa pode ser correlacionada com a porosidade:

$$\frac{x_g}{D} = \frac{(1 - \cos \alpha_c)}{\left(\frac{1}{(1 - \theta_c \cos \alpha_c)} - \frac{1}{(1 - \theta_g)} \right)} (1 - \theta_g) \quad \text{Equação 2.32}$$

Adicionalmente, Austin et al. (1993) propuseram uma expressão empírica para correlacionar a porosidade em função da força específica de compressão da prensa de rolos F_{sp} :

$$(1 - \theta_g) - (1 - \theta_0) = k_A F_{sp}^{b_A} \quad \text{Equação 2.33}$$

sendo θ_0 a porosidade com $F_{sp} = 0$, e k_A e b_A constantes do modelo.

Para a calibração dos parâmetros do modelo para cada material são necessários dados experimentais confiáveis da abertura de trabalho em função da força específica, obtidos por meio de testes de prensa de rolos em escala de laboratório e piloto. Na Figura 2.19 se observa os valores experimentais e modelados da abertura adimensional e da capacidade específica em função da força específica de compressão.

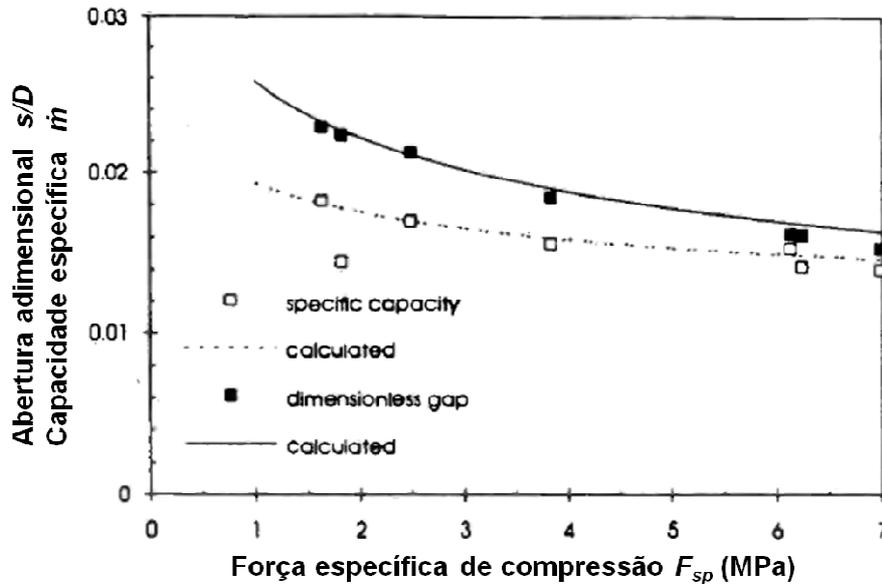


Figura 2.19 Abertura adimensional e capacidade específica, experimentais e modelados em função da força específica da prensa de rolos (AUSTIN; WELLER; LIM, 1993)

A parte do modelo de Morrell / Tondo / Shi usada para prever a capacidade da prensa de rolos é baseada no modelo de fluxo pistão simples (MORRELL et al., 1997). A taxa de alimentação é calculada a partir de várias variáveis de projeto e operação e do material na abertura de trabalho (densidade do floco). O modelo também inclui um fator de correção (c), que faz referência ao escorregamento aparente do material que ocorre quando os rolos operam com velocidades elevadas (> 3 m/s). Morrell / Tondo / Shi propuseram uma equação para a capacidade, a qual é dada por (DANIEL; MORRELL, 2004):

$$Q = 3600u L \rho_g s c \quad \text{Equação 2.34}$$

sendo u a velocidade linear do rolo (m/s), L o comprimento do rolo (m), ρ_g a massa específica do floco na abertura de trabalho, x_g a abertura de trabalho e c o fator de correção, o qual é dado pela equação (DANIEL; MORRELL, 2004):

$$c = 1,3365 - 12,759u \frac{s}{D} \quad \text{Equação 2.35}$$

Torres & Casali (2009) e Dundar et al. (2013) adotaram o mesmo modelo de capacidade, devido à grande aceitação que tem pelos pesquisadores e fabricantes da prensa de rolos.

Os modelos fenomenológicos são úteis no dimensionamento da capacidade das prensas de rolos em escala industrial, mas dificilmente têm a habilidade de simular a dinâmica das variáveis de desempenho como a abertura de trabalho durante a operação. No entanto, para poder modelar de forma adequada a capacidade da prensa de rolos de forma dinâmica sobre diferentes perturbações como mudança na distribuição granulométrica da alimentação, ou variação da competência do material alimentado, é preciso um modelo que considere a abertura operacional não como um parâmetro de entrada do modelo e sim como uma resposta, além de considerar as propriedades individuais do material.

2.6.3 Modelagem do consumo específico de energia

Na abordagem proposta por Schönert (1988a) foi estabelecida uma correlação para o cálculo da pressão aplicada pelos rolos p_m :

$$p_m = \left(\frac{1}{\alpha_c c_F} \right) \left(\frac{F}{DL} \right) = \left(\frac{1}{\alpha_c c_F} \right) F_{sp} \quad \text{Equação 2.36}$$

sendo α_c o ângulo entre o ponto de contato na abertura crítica e o ponto de contato na abertura de trabalho da prensa de rolos, c_F a compacidade do leito de partículas do material, F a força aplicada pela prensa de rolos, D e L o diâmetro e comprimento do rolo, respectivamente, e F_{sp} a força de cominuição específica. O parâmetro de dimensionamento F_{sp} é a força F dividida pela seção transversal efetiva de alimentação e é o parâmetro utilizado para o dimensionamento da prensa de rolos. No seu trabalho experimental, Schönert encontrou que o valor desse parâmetro se situa entre 2 e 6 N/mm². Os resultados também mostraram que o valor de $1/\alpha_c c_F$ se situa entre 40 e 60.

Schönert (1988a) recomendou que, no caso em que a força F_{sp} não apresenta uma grande variação para equipamentos de diferentes dimensões, o fator $\alpha_c c_F$ pode ser considerado constante.

Para o cálculo da potência demandada pela prensa de rolos, o modelo define o torque τ como o produto do vetor de força e do vetor de distância através do eixo de rotação dos rolos, dado pela expressão:

$$\tau = \beta_S D^2 L F_{sp} \quad \text{Equação 2.37}$$

sendo τ_{sp} o torque específico. O valor de β_S pode ser obtido a partir de medidas experimentais de força e torque no teste em prensa de rolos em escala de laboratório ou piloto. A potência consumida P é dada pela expressão:

$$P = 2 \beta_S V_p F_{sp} \quad \text{Equação 2.38}$$

Austin et al. (1993) relacionaram a potência à força aplicada na moagem e à velocidade angular dos rolos, pela expressão:

$$P = p_A u L D F_{sp} \quad \text{Equação 2.39}$$

sendo p_A o fator de potência específica adimensional, u a velocidade dos rolos e F_{sp} a força específica de compressão.

Na Figura 2.20 são apresentados dados experimentais e o modelo da potência consumida em função da força específica de compressão da prensa de rolos, para materiais diferentes.

O modelo de Morrell / Tondo / Shi para o cálculo da potência consumida pela prensa de rolos relaciona a capacidade Q e o consumo específico de energia E_{cs} , medido experimentalmente nos ensaios usando prensa de rolos de laboratório, por meio da expressão (DANIEL; MORRELL, 2004):

$$E_{sp} = \frac{P_t - P_i}{Q} \quad \text{Equação 2.40}$$

$$P_i = \frac{2 \tau u}{D} \quad \text{Equação 2.41}$$

sendo P_t a potência do eixo consumida pela prensa de rolos operando com material, P_i a potência consumida operando vazia, Q a capacidade da prensa de rolos, e τ o torque necessário para movimentar os rolos.

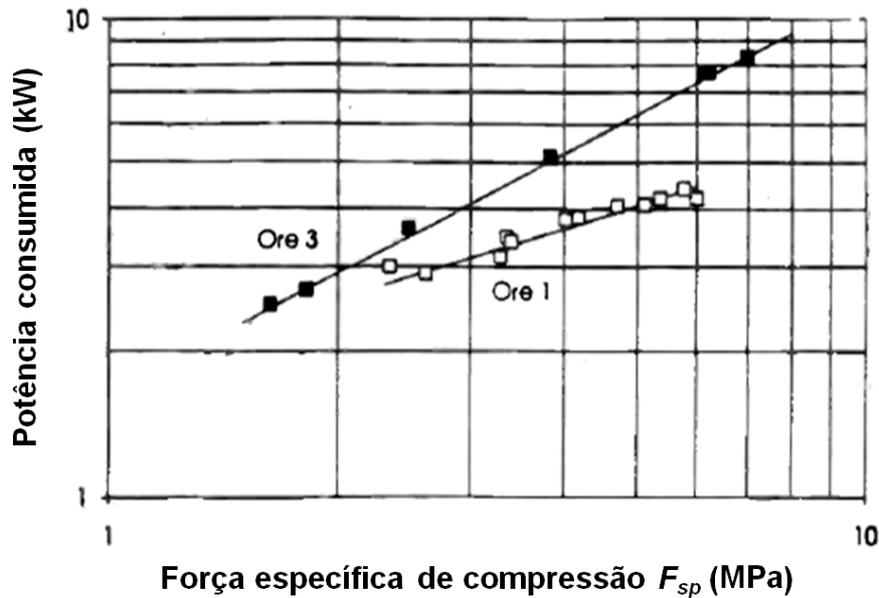


Figura 2.20 Potência consumida, experimental e modelada em função da força específica da prensa de rolos (AUSTIN; WELLER; LIM, 1993)

Torres e Casali (2009) propuseram um modelo para o cálculo da potência demandada pela prensa de rolos em função da força de compressão F aplicada sobre a área efetiva dos rolos, em função da pressão de operação p_m . A força de compressão é dada pela expressão:

$$F = 100 p_m \frac{D}{2} L \quad \text{Equação 2.42}$$

sendo $(D/2)L$ a área efetiva dos rolos. No cálculo do torque τ os autores recomendam usar um valor de ângulo α_c equivalente à metade do ângulo que limita a zona de quebra interparticular α_{IP} . O cálculo do torque que cada rolo exerce é calculado pela expressão (TORRES; CASALI, 2009):

$$\tau = F \sin\left(\frac{\alpha_{IP}}{2}\right) \frac{D}{2} \quad \text{Equação 2.43}$$

A potência demandada para movimentar os dois rolos P (kW) é igual ao produto da velocidade angular dos rolos pelo torque de cada um dos rolos:

$$P = 2F \sin\left(\frac{\alpha_{IP}}{2}\right) u \quad \text{Equação 2.44}$$

Em geral, é possível afirmar que a variável de desempenho de consumo energético tem uma forte dependência com a força compressiva aplicada pela prensa de rolos sobre o leito de partículas do material. Por sua vez, a força compressiva depende dos parâmetros iniciais do sistema de pressão e das propriedades do material, entretanto, uma descrição mais detalhada do consumo energético pode ser proposta incluindo as variáveis mencionadas anteriormente.

2.7 Modelagem e simulação usando o método dos elementos discretos

O método dos elementos distintos ou discretos "*Discrete Element Method (DEM)*" é um modelo numérico desenvolvido inicialmente por Cundall e Strack (1979) para descrever o comportamento mecânico de arranjos de elementos com formato de discos ou esferas. O método, esta é baseado no uso explícito de um esquema numérico, no qual a interação das partículas é monitorada em cada contato e o movimento das partículas descrito para cada partícula de forma individual, em cada intervalo ou passo de tempo (*time step*) determinado.

Em cada passo de tempo o *DEM* alterna a aplicação da segunda lei de Newton para calcular o movimento e posição das partículas, e a aplicação de uma lei de força-deslocamento para o calculo da força dos contatos partícula-partícula e partícula-geometria (CUNDALL; STRACK, 1979). A translação e a rotação de uma partícula são dadas por:

$$m_i \frac{dv_i}{dt} = \sum F_n + F_t + m_i g \quad \text{Equação 2.45}$$

$$I_i \frac{d\omega_i}{dt} = \sum (R_i F_t - \mu_r R_i |F_t| \omega_i) \quad \text{Equação 2.46}$$

sendo m_i , R_i , v_i , ω_i e I_i a massa, o raio, a velocidade linear, a velocidade angular, e a inércia da partícula i . F_n e F_t s forças normal e tangencial do contato e g a aceleração da gravidade.

Um dos principais modelos de contato, implementado nos softwares de *DEM*, é o modelo de Hertz-Mindlin sem deslizamento (*Hertz-Mindlin no slip*) (Figura 2.21). No modelo, a componente da força normal é calculada com base na teoria de contato de Hertz, e a componente da força tangencial é calculada com base no trabalho

desenvolvido por Mindlin e Deresiewicz (DEM-SOLUTIONS, 2014). Ambas forças, normal e tangencial, têm componentes de amortecimento, sendo o coeficiente de amortecimento relacionado ao coeficiente de restituição.

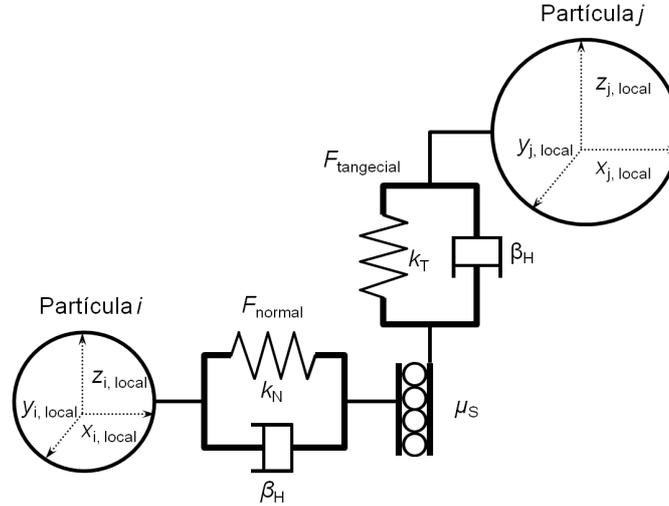


Figura 2.21 Esquema do modelo de contato de Hertz-Mindlin sem deslizamento (adaptado de DEM-Solutions 2014)

A força normal F_n do contato das partículas i e j , é função da sobreposição normal δ_n dada pela expressão:

$$F_n = \frac{4}{3} E^* \sqrt{R^*} \delta_n^{\frac{3}{2}} \quad \text{Equação 2.47}$$

sendo E^* o modulo de Young e R^* o raio equivalente da partícula definidos por:

$$\frac{1}{E^*} = \frac{(1-\nu_i^2)}{E_i} + \frac{(1-\nu_j^2)}{E_j} \quad \text{Equação 2.48}$$

$$\frac{1}{R^*} = \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R_j} \quad \text{Equação 2.49}$$

sendo E_i , ν_i , R_i e E_j , ν_j , R_j o modulo de Young, coeficiente de Poisson e raio das partículas i e j em contato. Adicionalmente, a força normal de amortecimento F_n^d é dada pela expressão:

$$F_n^d = 2\sqrt{\frac{5}{6}} \beta_H \sqrt{S_n m^*} v_n^{rel} \quad \text{Equação 2.50}$$

sendo m^* a massa equivalente, v_n^{rel} a componente normal da velocidade relativa e β_H e S_n a rigidez normal dada pelas expressões:

$$\beta_H = \frac{\ln e}{\sqrt{\ln^2 e + \pi^2}} \quad \text{Equação 2.51}$$

$$S_n = 2E^* \sqrt{R^* \delta_n} \quad \text{Equação 2.52}$$

sendo e o coeficiente de restituição.

De forma análoga, a força tangencial F_t , depende da sobreposição tangencial δ_t e da rigidez tangencial S_t :

$$F_t = -S_t \delta_t \quad \text{Equação 2.53}$$

$$S_t = 8G^* \sqrt{R^* \delta_n} \quad \text{Equação 2.54}$$

sendo G^* o modulo de cisalhamento equivalente. Adicionalmente, a força tangencial de amortecimento F_t^d é dada pela expressão:

$$F_t^d = 2\sqrt{\frac{5}{6}} \beta_H \sqrt{S_t m^*} v_t^{rel} \quad \text{Equação 2.55}$$

sendo v_t^{rel} a componente tangencial da velocidade relativa.

A força tangencial é limitada pelo atrito de Coulomb $\mu_s F_n$, sendo μ_s o coeficiente de atrito estático. Nas simulações onde o atrito de rolamento de uma partícula é considerado importante, é aplicado um torque τ no ponto de contato entre as superfícies, o qual é expresso por:

$$\tau_i = -\mu_r F_n R_i \omega_i \quad \text{Equação 2.56}$$

sendo μ_r o coeficiente de atrito de rolamento.

Nos primeiros 15 anos as aplicações industriais do *DEM* foram limitadas a simulações usando geometrias simples em 2D com um número reduzido de elementos, (CLEARY, 2010). Posteriormente nos anos 1990, o método foi aplicado a problemas em pequena escala (entre 100 e 1000 partículas/simulação) como a simulação do

moinho de bolas (MISHRA; RAJAMANI, 1992), ou a análise do fluxo de partículas em silos (LANGSTON; TÜZÜN; HEYES, 1995).

Com o avanço nos computadores passou a ser possível simular sistemas industriais, contendo entre 10 000 e 100 000 partículas por simulação e com geometrias mais complexas em 3D. Algumas das aplicações industriais do *DEM* foram desenvolvidas em diferentes disciplinas como a geofísica para a previsão de deslizamentos de terra (CLEARY, 2010), a engenharia civil para a modelagem de estruturas (ROJEK et al., 2012), na farmacêutica para a modelagem do recobrimento de comprimidos (KETTERHAGEN, 2011), no processamento mineral para simular equipamentos de classificação (CLEARY; SAWLEY, 2002), correias transportadoras (KESSLER; PRENNER, 2009) e equipamentos de cominuição (Weerakesara et al. 2013; Cleary 2004), etc.

Atualmente, o *DEM* tem sido combinado com outras técnicas como a fluidodinâmica computacional (*Computational Fluid Dynamics CFD*) para simular sistemas de dutos (ZHOU; YANG; WANG, 2015), a fluidodinâmica de partículas deformáveis (*Smoothed particle hydrodynamics SPH*) para a simulação da descarga de moinhos de bolas (CLEARY, 2014), e a modelagem da dinâmica de geometrias (*Multibody Dynamic coupling MBD*) para a simulação de escavadeiras (COETZEE; BASSON; VERMEER, 2007).

2.7.1 Simulação da fratura de partículas individuais

Microprocessos como a quebra individual de partículas foram modelados inicialmente por Cundall e Strack (1983) usando um número reduzido de elementos e simulando geometrias bidimensionais. O objetivo do estudo foi desenvolver um modelo representativo da partícula que permitisse a medição e caracterização de propriedades da quebra de partículas individuais. Com o avanço da computação, as técnicas para simular a quebra de partículas foram aplicadas na caracterização e entendimento da quebra das partículas dentro do ambiente de cominuição de equipamentos industriais.

Segundo Delaney et al. (2015) as técnicas atualmente usadas para representar a quebra de partículas individuais dentro do ambiente da cominuição são:

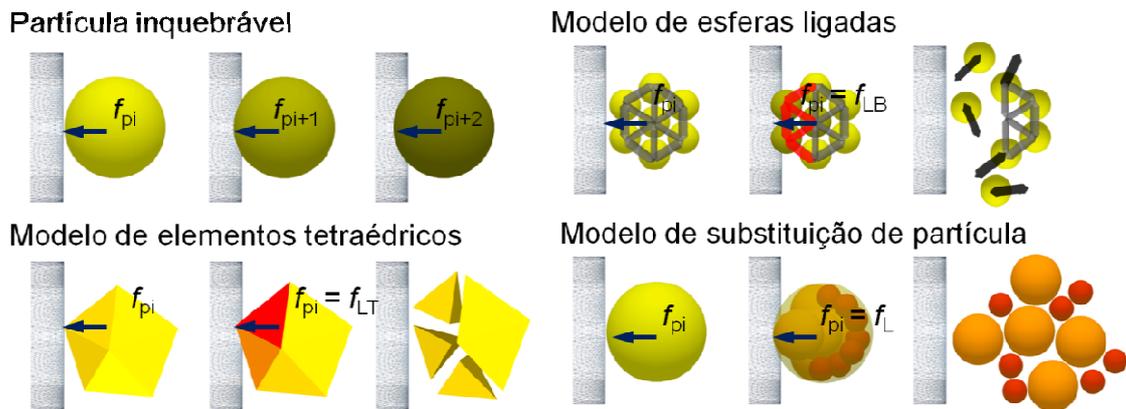


Figura 2.22 Esquema representando as diferentes técnicas de quebra de partículas individuais baseadas no *DEM*

- Modelo de partícula inquebrável: proposto por Cundall e Strack (1979), o modelo considera as partículas individuais como discos ou esferas indeformáveis e inquebráveis. No entanto, a quebra das partículas pode ser calculada usando as informações de colisões obtidas na simulação, acopladas ao modelo de balanço populacional como é proposto por Tavares e de Carvalho (2009).
- Modelo de elementos tetraédricos: proposto por Potapov e Campbell (1994), o modelo considera as partículas individuais como um arranjo de elementos em forma de triângulos ou tetraedros que não se deformam nem quebram. A união entre os elementos determina as propriedades de fratura da partícula.
- Modelo de esferas ligadas: proposto por Cundall e Strack (1983), o modelo considera as partículas individuais como arranjos de discos ou esferas unidos por elementos de ligação (*bonds*). As ligações têm as mesmas propriedades que um elemento esférico, e adicionalmente, possuem propriedades de quebra que determinam a fratura da partícula individual.
- Modelo de substituição de partícula: proposto por Cleary (2001), o modelo considera o evento de quebra de uma partícula individual como a substituição instantânea da partícula mãe por uma distribuição de partículas filhas, quando é aplicada uma força limite definida.

As primeiras simulações de quebra de partículas individuais foram desenvolvidas por Potapov e Campbell (1994). O objetivo do trabalho foi o estudo da quebra por impacto de uma partícula circular sobre uma superfície plana. A simulação permitiu imitar com precisão experimentos reais, variando propriedades como o módulo de elasticidade, o módulo de Poisson e a energia de fratura. Com este trabalho se concluiu que é possível prever a fratura das partículas com base nas informações das simulações em *DEM*, sendo a energia de colisão a variável que mais influi na distribuição do tamanho das partículas filhas geradas na colisão.

Tang et al. (2001) estudaram a quebra de partículas individuais por compressão usando o software de análise do processo de fratura da rocha *Rock Failure Process Analysis RFPA*^{2D}. O modelo permitiu identificar a origem da formação da trinca em um ensaio de fragmentação de uma partícula individual, utilizando carregamento lento e sem confinamento da mesma. Nas simulações foi observado que a trinca não se origina no centro da partícula, mas sim em um local situado entre o centro e o ponto de carregamento. Com o carregamento contínuo, novas trincas são geradas, a deformação da partícula se comporta de forma elástica até que as trincas se multiplicam e alcançam a superfície, ocorrendo uma queda abrupta da energia e a quebra da partícula.

2.7.2 Simulação computacional da quebra de leitos

Dentro do entendimento e modelagem matemática da cominuição, uma parte importante das pesquisas tem sido desenvolvida utilizando simulações computacionais dos microprocessos como a quebra individual de partículas. No entanto, a simulação computacional dos mesoprocessos como a quebra de leitos de partículas, também constitui uma base importante para o entendimento da cominuição.

Potapov e Campbell (2000) simularam a quebra de partículas contidas em leitos bidimensionais não confinados, sendo impactados por uma bola de grande diâmetro. As simulações foram realizadas com diferentes condições de espessuras de leito e coeficientes de atrito, mostrando o duplo papel que desempenha o atrito no processo de quebra das partículas: por um lado ele prejudica a quebra, pois é responsável pela maior parte da perda da energia cinética durante o impacto, enquanto por outro lado ele

favorece a quebra, pois faz que as camadas do leito permaneçam juntas no momento do impacto da bola.

Kou et al. (2001) usaram o RFPA^{2D} para simular a quebra de partículas contidas em leitos confinados. Na simulação foi observado que a pressão externa aplicada às partículas não é distribuída uniformemente no leito, sendo que, a quebra das partículas presentes no leito inicia por aquelas que estão em contato direto com as paredes do equipamento. Nessas simulações os pesquisadores puderam verificar que apenas 36% da energia aplicada no leito é usada na quebra das partículas.

Mais recentemente Khanal et al. (2007) caracterizaram a fragmentação, a distribuição granulométrica, e o grau de liberação da quebra das partículas em leitos por compressão no sistema de prensa e pistão. Nas simulações foi utilizado o modelo de ligação de esferas, usando diferentes tamanhos de partículas filhas. No estudo foi observado que a velocidade de carregamento e o efeito das paredes do sistema de prensa e pistão influenciam diretamente no mecanismo de quebra das partículas.

2.7.3 Simulação de equipamentos de cominuição

Dentro da modelagem dos processos de cominuição o modelo do balanço populacional (MBP) tem sido usado com sucesso na descrição, bem como na previsão do produto de equipamentos de cominuição como moinhos de bolas, e britadores (AUSTIN, 1971; FUERSTENAU; HERBST, 1980; WHITEN, 1974).

A formulação mais comum do MPB considera os equipamentos de cominuição como misturadores perfeitos, taxas de quebra das partículas de primeira ordem e constantes no tamanho de partícula, dado um conjunto de condições operacionais e de projeto. Entretanto, existem diversas situações nas quais as taxas de quebra de partículas não se mantêm constantes no processo de moagem (AUSTIN; SHOJI; BELL, 1982; VERMA; RAJAMANI, 1995), variando em função do tempo, da distribuição granulométrica e da composição do material. A introdução de equações auxiliares de correção no MBP tradicional, a fim de levar em consideração esses efeitos, normalmente tem levado a formulações excessivamente complexas.

Na década de 1980 diferentes pesquisadores como Tavares e King (1998), Cho (1987) e Bourgeois (1993), começaram a desenvolver pesquisas com o objetivo de encontrar a relação entre as funções definidas no MBP tradicional e os microprocessos que acontecem envolvendo as partículas dentro do ambiente da moagem. Com esse intuito foram desenvolvidos modelos mecanicistas da cominuição, os quais consideram de forma separada as características dos materiais e os efeitos relacionados aos equipamentos de cominuição (CARVALHO, 2009).

Com o avanço nas técnicas de caracterização da quebra de partículas foi facilmente reconhecida a necessidade de compreender como a energia mecânica é aplicada e distribuída entre os corpos moedores e revestimentos dos equipamentos de cominuição. A pouca viabilidade e confiança nas técnicas de medida no interior dos equipamentos de cominuição levaram a que na década de 1990, pesquisadores como Mishra e Rajamani (1992) aplicaram, pela primeira vez, o Método dos Elementos Discretos (*DEM*) aos processos de cominuição, abrindo caminho para a modelagem do movimento das partículas e de corpos moedores no interior dos moinhos e britadores.

No entanto, devido à grande demanda computacional que supõe simular um sistema completo que contenha corpos moedores, revestimentos e partículas, foram desenvolvidos diferentes modelos e acoplamentos para tornar viáveis as simulações *DEM* dos equipamentos, sem perder a representatividade dos mesmos.

Proposto por Carvalho (2009) o modelo generalizado da cominuição (MGC), descreve com grande riqueza de detalhe os micromecanismos que ocorrem no interior dos equipamentos de cominuição, acoplando as informações fundamentais das propriedades de quebra do material, com as informações do espectro de energias obtido via simulação *DEM* de um determinado processo de cominuição, o que é conhecido como acoplamento *DEM* de uma via (Figura 2.23).

O MGC tem sido aplicado usando na descrição de diferentes equipamentos como moinhos de bolas (TAVARES; DE CARVALHO, 2009), moinhos semiautógenos (CARVALHO, 2014), britadores verticais de impacto (DA CUNHA; DE CARVALHO; TAVARES, 2013), e degradação de partículas durante o manuseio (TAVARES; DE CARVALHO, 2011) mostrando a capacidade de desacoplar inteiramente os efeitos de

material e do ambiente de moagem, ao contrário dos modelos clássicos baseados no MBP.

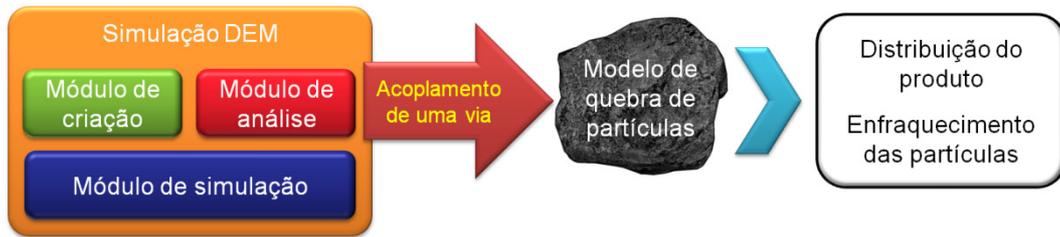


Figura 2.23 Esquema do acoplamento de uma via para simulações *DEM* de equipamentos de cominuição

No entanto, a simulação de equipamentos de cominuição onde os mecanismos de aplicação de esforços sobre as partículas dependem da resposta dinâmica da geometria ou do ambiente de quebra, requerem de simulações *DEM* com acoplamentos de duas vias que descrevem a interação entre as partículas e as geometrias dos equipamentos, o transporte de partículas dentro de um fluido, e a fragmentação das partículas sob aplicação de esforços dentro dos equipamentos de cominuição (WEERASEKARA et al., 2013) (Figura 2.24).

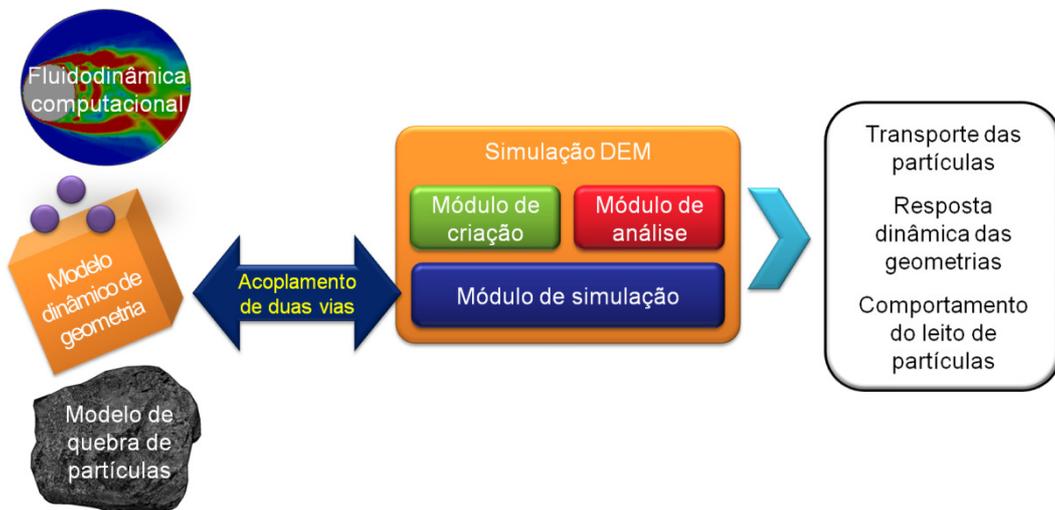


Figura 2.24 Esquema do acoplamento de duas vias para simulações *DEM* de equipamentos de cominuição

O acoplamento de duas vias com ferramentas de fluidodinâmica computacional foi desenvolvido para representar de forma adequada a frequência de colisões e o transporte das partículas dentro de moinhos atritores (SINNOTT; CLEARY;

MORRISON, 2006). Os acoplamentos de duas vias considerando modelos que representam a resposta dinâmica de geometrias foram aplicados na simulação do carregamento de escavadeiras e caçambas (COETZEE; BASSON; VERMEER, 2007). Recentemente, o acoplamento de duas vias com o modelo de substituição de partículas, foi desenvolvido para simular britadores por compressão como britadores cônicos e prensas de rolos (CLEARY; SINNOTT, 2014) (Figura 2.25), e britadores de impacto como britadores de martelos e britadores de impacto verticais (SINNOTT; CLEARY, 2015).

Entretanto, o uso das simulações *DEM* como ferramenta de engenharia, com capacidade de prever o desempenho dos equipamentos de cominuição, requer dos valores dos parâmetros dos modelos de contato para cada material, a descrição do formato das partículas, e a calibração dos parâmetros dos modelos de quebra de partículas.

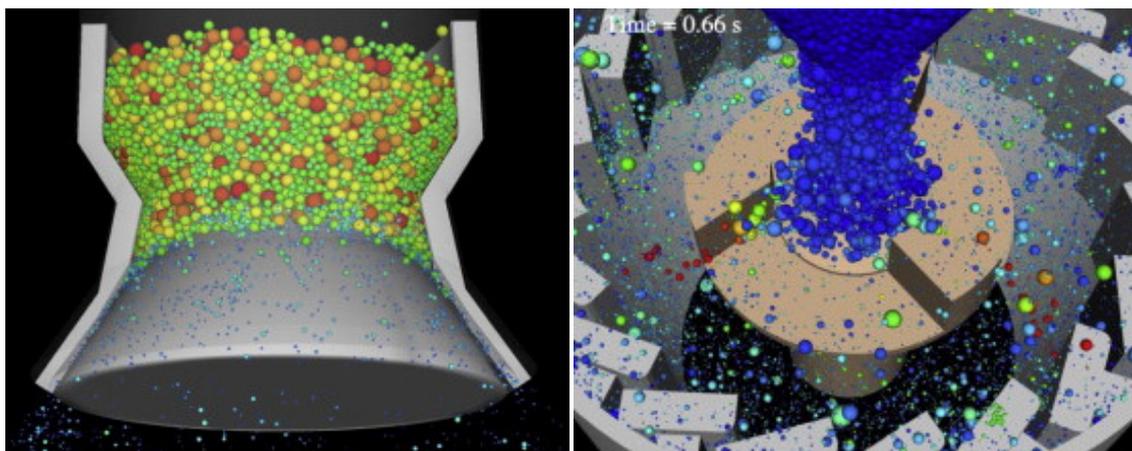


Figura 2.25 Simulações *DEM* do britador cônico (esquerda) e do britador de impacto vertical (direita) (CLEARY; SINNOTT, 2014)

Geralmente, os valores dos parâmetros individuais dos materiais como módulo de elasticidade, densidade e coeficiente de Poisson, se encontram facilmente na literatura ou em bases de dados. No entanto, para determinar os valores dos parâmetros de contato existem duas metodologias. A primeira, é a calibração dos parâmetros com base em testes de ângulo de repouso estático (GRIMA; WYPYCH, 2011), ou ângulo de repouso dinâmico (MARIGO; STITT, 2015) em escala de laboratório.

A segunda metodologia para determinar os parâmetros de contato, é a medição direta do coeficiente de restituição de uma partícula usando câmera de alta velocidade, e do coeficiente de atrito usando um tribómetro de disco (BARRIOS et al., 2013; PIECHATZEK; KWADE, 2009).

Quando são utilizadas esferas para representar partículas reais com formatos irregulares, é necessário calibrar o valor do parâmetro de coeficiente de rolamento, a calibração pode ser feita com base nos experimentos de ângulo de rolamento para as diferentes partículas e superfícies simuladas (BARRIOS et al., 2013). Entretanto, quando são usadas partículas com formato para representar as partículas reais, é possível construir modelos representativos com base em técnicas de análise de imagens 2D (WILLIAMS et al., 2014) ou de escaneamento de partículas em 3D (LATHAM et al., 2008).

Finalmente, a caracterização dos parâmetros dos modelos de quebra de partículas, é baseada nos testes de quebra de partículas individuais por compressão no sistema de prensa (MÜLLER; TOMAS, 2014).

2.7.4 Simulação computacional da prensa de rolos

Recentemente alguns autores incursionaram na aplicação das simulações *DEM* na modelagem matemática da prensa de rolos. A aplicação do *DEM*, junto com a caracterização dos microprocessos que acontecem na compressão de leitos de partículas, constitui a base para o desenvolvimento de ferramentas exploratórias que auxiliem tanto na modelagem como no dimensionamento de prensas de rolos em escala industrial.

Um dos primeiros trabalhos na modelagem computacional da prensa de rolos foi desenvolvido por Herbst et al. (2011). Os autores usaram a "*High Fidelity Simulation (HFS)*", a qual é uma versão do *DEM* customizada para a empresa Metso, para simular a operação da prensa de rolos incluindo um modelo acoplado que representa o sistema hidráulico do rolo móvel.

Para prever a distribuição granulométrica do produto a simulação acopla o modelo do balanço populacional baseado na energia aplicada no leito de partículas, proposto por Fuerstenau e Herbst (1980).

Os parâmetros das funções de quebra e seleção foram estimados a partir de experimentos de quebra de partículas em leitos no sistema de prensa e pistão, de forma análoga à usada por vários autores (DANIEL, 2002; HAWKINS, 2007; LIU; SCHÖNERT, 1996).

A simulação *DEM* da presa de rolos se mostrou capaz de prever parâmetros operacionais como a capacidade, força específica, abertura específica e volume de vazios no leito em função da força específica de compressão.

Embora a metodologia usada pelo Herbst et al. (2011) só tenha sido aplicada em equipamentos de laboratório, os erros relacionados à previsão das variáveis operacionais ficaram em torno de 4%, o que demonstra que o modelo é promissor na modelagem e escalonamento de equipamentos de maior escala.

Recentemente Quist e Evertsson (2012) simularam a operação de uma prensa de rolos em escala piloto, usando o software comercial EDEM[®]. As simulações consideram partículas inquebráveis e não levaram em consideração a dinâmica na translação do rolo móvel que é responsável pela aplicação da pressão sobre o leito de partículas. A Figura 2.38 ilustra uma simulação da prensa de rolos usando *DEM*.

Ainda que incipiente, o trabalho de Quist e Evertsson (2012) apresentou de forma objetiva as diferentes variáveis que devem ser consideradas na modelagem da prensa de rolos usando o *DEM*, e ressalta a importância de incluir os acoplamentos de duas vias para representar a dinâmica do rolo, e o mecanismo de compressão de leitos de partículas.

Os autores ainda propuseram uma estrutura de modelo similar ao MGC que combina as informações extraídas do *DEM* ao modelo do balanço populacional, para prever a distribuição do produto da prensa de rolos. O modelo considerando vários estágios de quebra do leito de partículas ao longo da compressão e nas diferentes regiões no eixo axial do rolo.

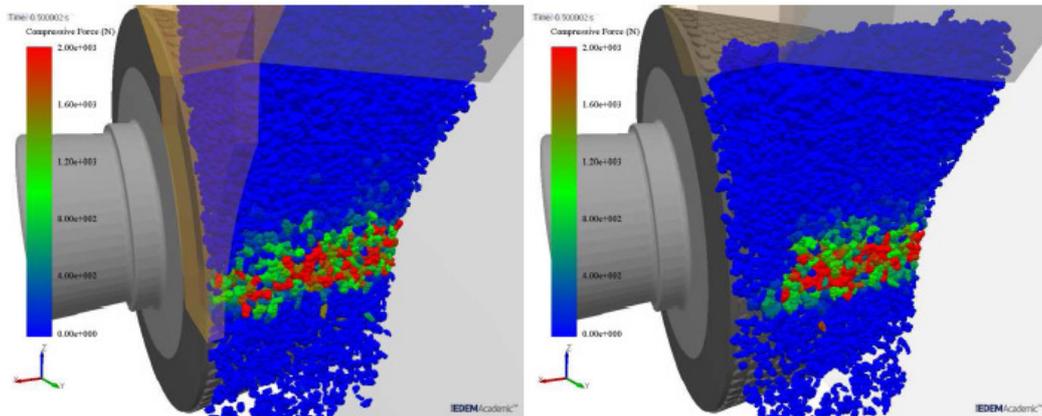


Figura 2.26 Simulação *DEM* da prensa de rolos em escala piloto (QUIST; EVERTSSON, 2012)

Contudo, a modelagem da prensa de rolos usando *DEM*, ainda precisa do desenvolvimento de ferramentas que acoplem o entendimento dos processos em micro escala de quebra de partículas individuais, meso escala de compressão de leitos de partículas e quebra interparticular, e a dinâmica das geometrias como o deslocamento horizontal do rolo móvel durante a operação da prensa de rolos. Adicionalmente, se espera que a simulação *DEM* da prensa de rolos seja computacionalmente eficiente e responda às diferentes questões da operação, e escalonamento de equipamentos em escala de laboratório, piloto e industrial.

3 DESENVOLVIMENTO DO MODELO DA PRENSA DE ROLOS

Como foi mencionado na revisão bibliográfica, para descrever o desempenho da prensa de rolos os modelos matemáticos devem considerar a dinâmica do rolo móvel, e o comportamento do leito de partículas sob compressão. A Figura 3.1 Esquema das diferentes partes que compõem o modelo da prensa de rolos. Figura 3.1 apresenta as três partes principais que compõem o modelo da prensa de rolos, alguns dos parâmetros que são considerados pelos submodelos, e as principais respostas de desempenho da operação que se obtém das simulações *DEM* da prensa de rolos.

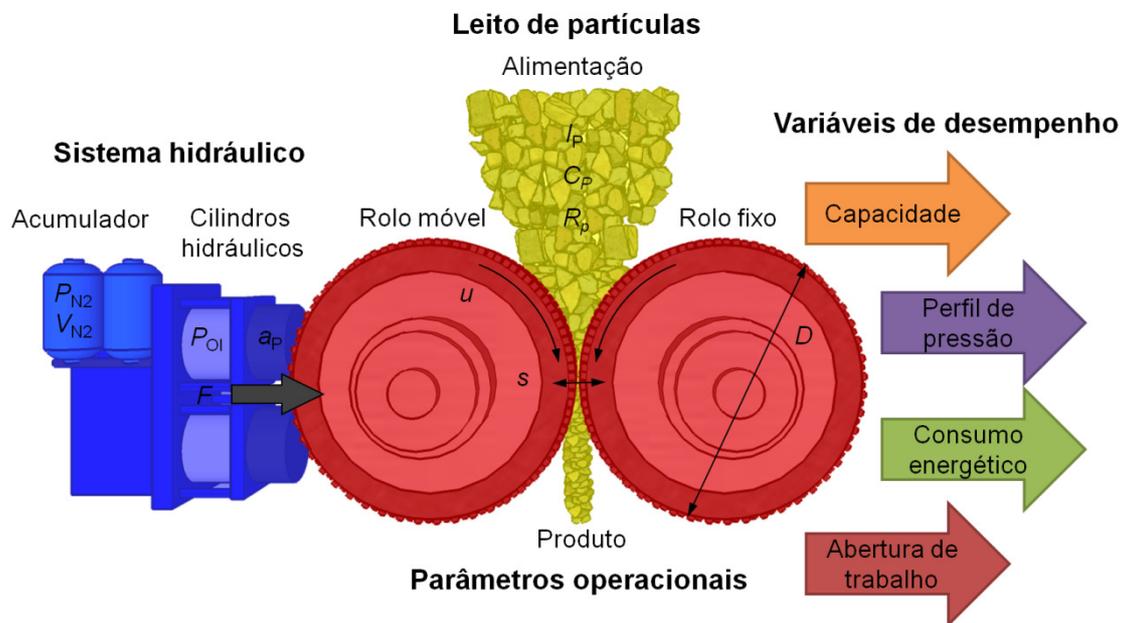


Figura 3.1 Esquema das diferentes partes que compõem o modelo da prensa de rolos.

O principal desafio da modelagem da prensa de rolos é desenvolver um acoplamento de duas vias entre os submodelos que descrevem a dinâmica do rolo móvel e a compressão de leitos de partículas dentro do ambiente de simulação de elementos discretos. O acoplamento é necessário para simular de forma apropriada respostas operacionais dinâmicas como a abertura operacional, o perfil de pressão no leito de partículas, a capacidade e o consumo energético, as quais são contempladas nas simulações *DEM* da prensa de rolos.

A principal diferença do presente modelo da prensa de rolos, com os modelos mecanicistas de equipamentos de cominuição (CARVALHO, 2014; DA CUNHA; CARVALHO; TAVARES, 2013), que utilizam acoplamentos de uma via com o *DEM*

para descrever o desempenho e a distribuição do produto, é que no acoplamento de uma via, é calculada a distribuição do produto usando o modelo de Balanço Populacional com base na informação do espectro de energias de colisão do equipamento obtido na simulação. Entretanto, a simulação da distribuição granulométrica do produto da prensa de rolos, ainda representa um desafio, devido a que os modelos que simulam a quebra de partículas dentro do ambiente de simulação *DEM*, ainda precisam ser melhorados e validados.

A plataforma de simulação de elementos discretos escolhida para o desenvolvimento do modelo da prensa de rolos foi o software comercial EDEM[®] o qual é um dos softwares mais flexíveis em termos de customização de modelos para aplicações específicas.

O EDEM[®] permite acoplar modelos ou softwares de simulação dinâmica de geometrias como Mathworks Simulink[®] ou MSC Adams[™], através da ferramenta *Multibody Dynamic Coupling*. Adicionalmente é possível acoplar modelos de contato customizados através de *Advanced Programming Interfaces (APIs)*. A Figura 3.2 ilustra como interagem as diferentes ferramentas computacionais acopladas em cada ciclo de simulação.

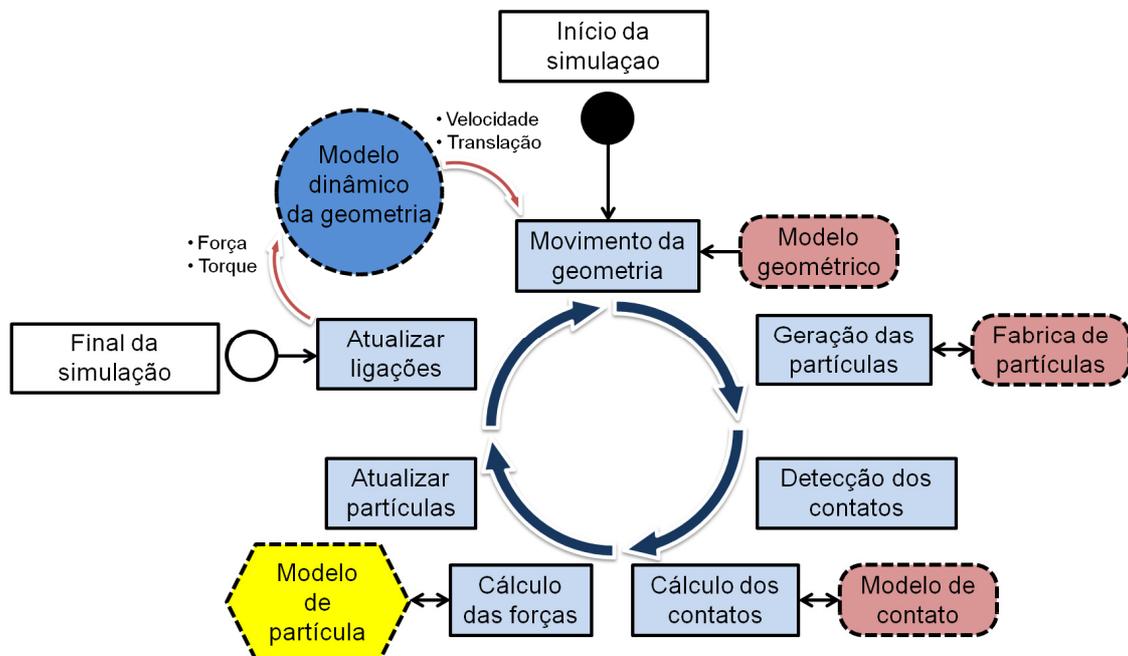


Figura 3.2 Esquema descritivo do ciclo de simulação do modelo DEM da prensa de rolos.

O modelo *DEM* da prensa de rolos com acoplamento de duas vias tem a capacidade de calcular e atualizar as propriedades das partículas do leito, as forças de contato entre as partículas e o rolo móvel, e a posição do rolo móvel em cada intervalo do tempo de integração definido pela simulação de elementos discretos.

O principal objetivo do modelo é tornar possível prever a resposta dinâmica do rolo móvel e do leito de partículas dentro da simulação em função das propriedades do material, dos parâmetros iniciais do sistema hidráulico e dos parâmetros operacionais da prensa de rolos, o que faz do modelo um experimentador virtual baseado nas leis fundamentais da física e do modelo de contato de Hertz, e não em relações empíricas ou fenomenológicas. A seguir se descrevem em profundidade as ferramentas, submodelos e parâmetros que compõem cada parte do modelo proposto.

3.1 Simulação da prensa de rolos usando o software de elementos discretos

Como foi mencionado anteriormente, as simulações *DEM* da prensa de rolos foram desenvolvidas no software comercial de simulação de elementos discretos EDEM[®] versão 2.6. O software tem três módulos principais, os quais são o módulo de criação, o módulo de simulação e o módulo de análise. A Tabela 3.1 descreve os principais submódulos que compõem cada módulo do simulador.

Tabela 3.1 Módulos do simulador EDEM[®]

	Submódulo
Módulo de criação	Parâmetros globais Partículas Geometria Fabrica de partículas
Módulo de simulação	Tempo de integração Tempo e intervalo de gravação Tamanho de célula de simulação
Módulo de análise	Visualização do modelo Visualização por cores Seleção por grupos Ferramentas de análise Seções de corte

Adicionalmente, no começo de cada simulação, são definidos no simulador, na rotina do modelo do rolo móvel, os diferentes parâmetros do sistema hidráulico de pressão, e os parâmetros do modelo de substituição de partícula nos casos em que ele é usado.

Uma vez terminada a simulação, o módulo de análise, permite visualizar de forma qualitativa as respostas das variáveis de desempenho como perfil de pressão no leito de partículas, velocidade das partículas na zona de compressão e força compressiva sobre a superfície dos rolos. Adicionalmente, o módulo de análise permite extrair de forma quantitativa os dados de força compressiva, potência e velocidade das geometrias, assim como a força dos contatos, velocidade, e massa das partículas simuladas.

Inicialmente no submódulo de parâmetros globais, são definidos os modelos de contato para as interações partícula-partícula e partícula-geometria. O modelo padrão utilizado no simulador é o modelo de *Hertz-Mindlin (no slip)*. O EDEM[®] permite acoplar modelos de contato customizados através de *APIs*. Para o caso específico da simulação da compressão de leitos de partículas foi implementada uma rotina em C++ de substituição de partículas (*Particle Replacement*). Posteriormente são definidos os parâmetros individuais dos materiais e os parâmetros de contato entre os materiais. Na Tabela 3.2 se apresentam os diferentes parâmetros globais que são definidos no simulador.

Tabela 3.2 Parâmetros globais do módulo de criação do EDEM[®]

	Parâmetro	Unidades
Globais	Modelo de contato partícula-partícula	-
	Modelo de contato partícula-geometria	-
	Gravidade	m/s ²
Propriedades individuais do material	Densidade do material	kg/m ³
	Modulo de cisalhamento	MPa
	Coefficiente de Poisson	-
Contato entre os materiais	Coefficiente de Restituição	-
	Coefficiente de Atrito Estático	-
	Coefficiente de Atrito de Rolamento	-

Após definir os parâmetros globais é criado o modelo de partícula que será simulada. O software EDEM[®] permite criar partículas de formato esférico ou de formato irregular aglomerando várias esferas (*overlapping sphere model*), como se pode observar na Figura 3.3. As propriedades da partícula como massa, volume e momento de inércia são calculadas com base nos parâmetros globais definidos anteriormente.

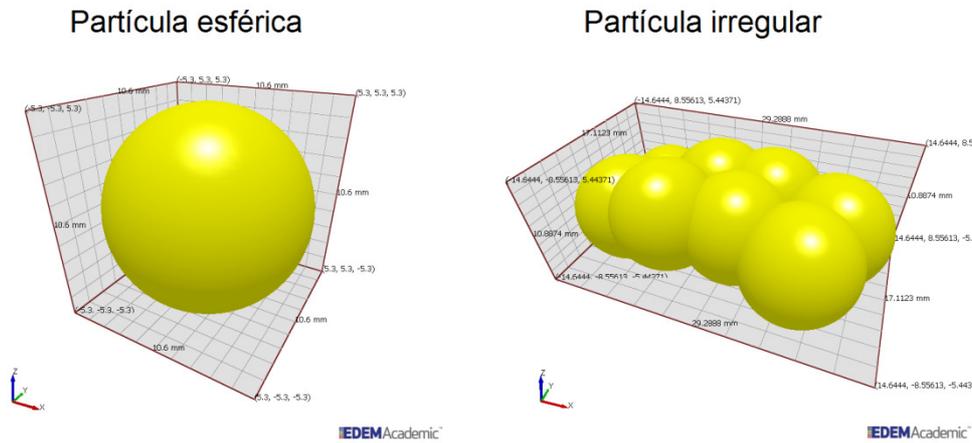


Figura 3.3 Modelos de partículas geradas no simulador EDEM[®].

O software EDEM[®] permite importar modelos geométricos em 3D, desenhados em softwares como Autocad[®] ou SketchUP[®], o que dá uma grande flexibilidade e detalhe nas geometrias dos equipamentos que se deseja simular. A Figura 3.4 mostra os modelos da prensa de rolos com revestimentos liso e de pinos desenhados no software SketchUP[®].

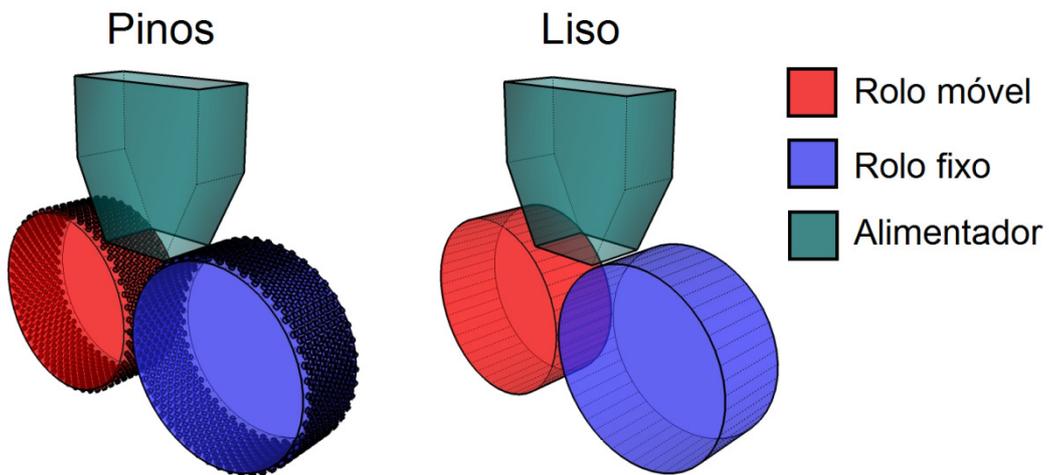


Figura 3.4 Desenhos em SketchUP[®] da prensa de rolos com revestimentos liso e de pinos.

Na Tabela 3.3 se apresentam os principais parâmetros dos submódulos de Geometria e Fábrica de Partículas, que definem vários dos parâmetros operacionais da prensa de rolos. No submódulo de Geometria, além de importar os modelos 3D que definem parâmetros importantes como as dimensões e tipo do revestimento dos rolos, e possível incluir dinâmicas simples como movimento linear ou rotação das geometrias, que são independentes da interação com as partículas do leito. No submódulo de Fábrica de partículas são definidos outros parâmetros operacionais como a taxa de criação ou alimentação das partículas, a velocidade inicial das partículas e a distribuição de tamanho das partículas criadas.

Tabela 3.3 Parâmetros dos submódulos de geometria e fabrica de partículas do EDEM[®]

	Parâmetro	Unidades
Geometria	Domínio da simulação	-
	Diâmetro dos rolos	mm
	Comprimento dos rolos	mm
	Abertura inicial	mm
	Tipo de revestimento	Liso - Pinos
	Velocidade do rolo	RPM
Fábrica de partículas	Taxa de criação de partículas	t/h
	Velocidade inicial das partículas	m/s
	Distribuição de tamanhos das partículas da alimentação	Monodispersa Polidispersa

Uma das primeiras aplicações do Método dos Elementos Discretos para simular a operação da prensa de rolos (QUIST; EVERTSSON, 2012) não considerou a dinâmica do Rolo móvel quando interage com as partículas, ou o comportamento do leito de partículas submetido à compressão pelos rolos, de maneira que o software EDEM[®] foi utilizado sem o acoplamento de duas vias. No entanto, uma descrição mais realista que consiga descrever de forma quantitativa, variáveis operacionais dinâmicas como a abertura de trabalho, o perfil de força nos rolos e o consumo energético, requer o acoplamento de ferramentas customizadas adicionais ao software de simulação EDEM[®].

3.2 Modelo dinâmico do rolo móvel

O modelo dinâmico descreve a rotação e a translação no eixo x do rolo móvel da prensa de rolos. O modelo considera a velocidade de rotação dos rolos fixo e móvel constante, enquanto a dinâmica translacional do rolo móvel é descrita através do modelo de um sistema harmônico de massa e mola hidráulica, ilustrado na Figura 3.5.

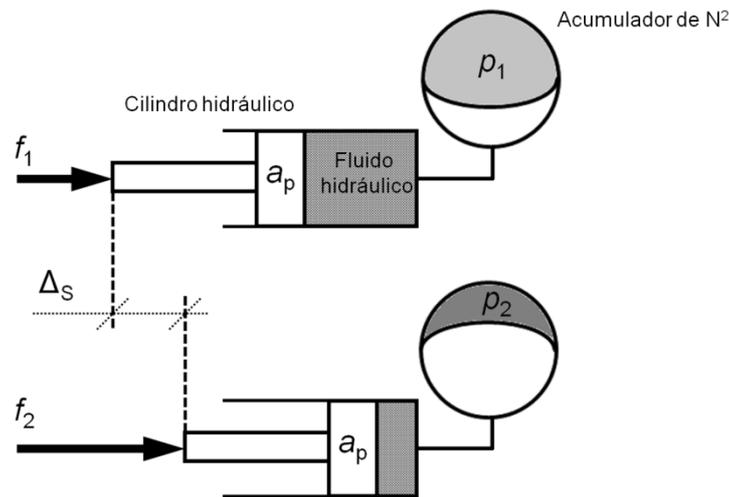


Figura 3.5 Balanço de forças no pistão do sistema de mola hidráulica.

O modelo de mola hidráulica foi implementado em uma rotina em linguagem C++ usando o software Microsoft Visual Studio, e acoplado à simulação de elementos discretos da prensa de rolos usando a Interface de Acoplamento Dinâmico do software EDEM[®] (*Multibody Dynamic Coupling*) (EDWARDS et al., 2013). A Interface de Acoplamento Dinâmico mostrada na Figura 3.6 proporciona um meio de intercâmbio entre as forças de contato das partículas simuladas no EDEM[®] e o modelo dinâmico da geometria do rolo móvel.

O modelo dinâmico na rotina em C++ pode acessar aos dados das forças resultantes f dos contatos das partículas com a superfície do rolo calculados no EDEM[®] e retornar a velocidade e a posição atualizada do rolo móvel, em cada ciclo de simulação, como foi descrito na Figura 3.2.

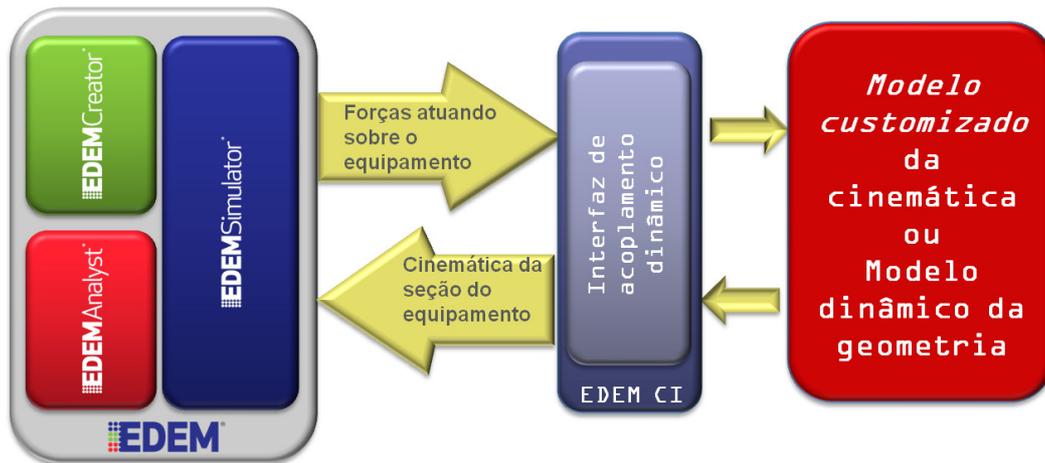


Figura 3.6 Estrutura da interface de acoplamento dinâmico (*Multibody Dynamic Coupling*) (EDWARDS et al., 2013)

As expressões implementadas para o cálculo da aceleração, velocidade e posição do rolo móvel são:

$$\ddot{x}(t_n) = \frac{f(t_n) + c\dot{x}(t_n) + kx(t_n)}{m} \quad \text{Equação 3.1}$$

$$\dot{x}(t_{n+1}) = \dot{x}(t_n) + \ddot{x}(t_n)\Delta t \quad \text{Equação 3.2}$$

$$x(t_{n+1}) = x(t_n) + \dot{x}(t_{n+1})\Delta t \quad \text{Equação 3.3}$$

sendo $\ddot{x}(t_n)$, $\dot{x}(t_n)$, $x(t_n)$ a aceleração, a velocidade e a posição atuais do rolo móvel, e $x(t_{n+1})$, $\dot{x}(t_{n+1})$ a velocidade e a posição do rolo móvel após o tempo de integração do simulador Δt . A velocidade e posição calculadas são enviadas ao simulador EDEM[®], onde as informações dos contatos são atualizadas, para continuar com o próximo ciclo de simulação.

Como foi mostrado na Figura 3.5 o sistema de mola hidráulica é composto por três componentes principais os quais são: o cilindro hidráulico, o acumulador de nitrogênio e o fluido hidráulico. Os parâmetros operacionais de cada componente podem ser relacionados termodinamicamente com o coeficiente de elasticidade k de um sistema de mola pelas expressões (BAUER, 2011):

$$k = n \left[\frac{(f_1/n_p)^2}{p_0 v_0} \right] \quad \text{Equação 3.4}$$

$$f_1 = n_p a_p p_1 \quad \text{Equação 3.5}$$

sendo n o expoente politrópico, p_0 a pressão inicial de nitrogênio, p_1 a pressão inicial do óleo ou fluido hidráulico, v_0 o volume inicial de nitrogênio, a_p a área útil do cilindro hidráulico e n_p o número de cilindros do sistema. Para a simplificação do modelo o coeficiente de amortecimento foi considerado constante e igual a zero. Na Tabela 3.4 são listados os parâmetros do modelo dinâmico do rolo móvel.

Tabela 3.4 Parâmetros do modelo dinâmico do rolo móvel

	Parâmetro	Unidades
Dinâmica do rolo móvel	Pressão de inicial de Nitrogênio	bar
	Pressão de inicial óleo	bar
	Volume de Nitrogênio	l
	Numero de pistões	-
	Área dos pistões	m ²

3.3 Modelo do comportamento do leito de partículas sobre compressão

A fim de descrever de forma apropriada o desempenho da prensa de rolos é necessário descrever a resposta da força compressiva e a deformação do leito de partículas submetido à compressão.

A Figura 3.7 mostra os modelos de contato do software EDEM[®] que foram utilizados no presente trabalho para a simulação da compressão de leitos de partículas.

No presente trabalho são realizadas varias simulações usando o modelo de esferas inquebráveis devido a que apresenta uma alta eficiência computacional, no entanto, o modelo descreve o fenômeno da quebra de leitos de partículas de forma simplista. O modelo de partícula inquebrável foi usado nas simulações da prensa de rolos desenvolvidas por Quist e Evertsson (2012).

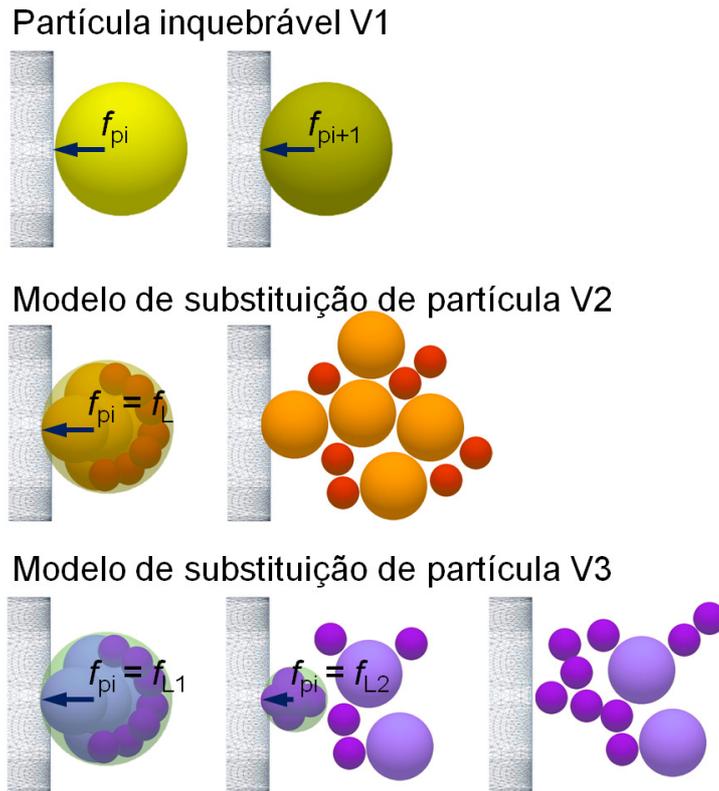


Figura 3.7 Esquema dos modelos de contato do software EDEM[®] usados na simulação de compressão de leitos de partículas

O modelo de substituição de partícula (*particle replacement*) é uma versão do modelo de *Hertz-Mindlin* customizada, implementada em código C++ utilizando o software Microsoft Visual Studio. O modelo representa o perfil de força versus deformação do leito de partículas sobre compressão, através da substituição das partículas iniciais, ou mães, do leito por uma distribuição de partículas menores, ou filhas, definida. As partículas mães são substituídas quando atingem uma força de contato f_{pi} igual à força limite f_L definida inicialmente no modelo.

As partículas filhas são criadas sobrepostas de forma aleatória dentro da partícula mãe. A posição das mesmas é representada pelas expressões:

$$x_M + R_M > x_{F,i} + R_M \varphi_{F,i} \quad \text{Equação 3.6}$$

$$y_M + R_M > y_{F,i} + R_M \varphi_{F,i} \quad \text{Equação 3.7}$$

$$z_M + R_M > z_{F,i} + R_M \varphi_{F,i} \quad \text{Equação 3.8}$$

sendo x_M , y_M e z_M as coordenadas da posição da partícula mãe, $x_{F,i}$, $y_{F,i}$ e $z_{F,i}$ as coordenadas da posição da partícula filha i , R_M o raio da partícula mãe, e $\varphi_{F,i}$ a razão do raio da partícula filha i . A orientação e direção das partículas são definidas de forma aleatória. Adicionalmente, a velocidade de separação das partículas filhas $v_{L,i}$ esta relacionada com a velocidade da partícula mãe.

Segundo o modelo de *Hertz-Mindlin* padrão, a sobreposição das partículas filhas no momento da criação, geraria uma força de contato normal $f_{N,i}$ muito alta, o que tornaria a simulação instável. A fim de contornar esse problema, a força normal do contato de cada partícula $f_{N,i}$ é limitada pelo parâmetro de percentagem da força de sobreposição das partículas b_L . A força normal das partículas filhas $f_{N,i+1}$ no momento da substituição é dada pela expressão:

$$f_{N,i+1} = f_{N,i} \cdot b_L \quad \text{Equação 3.9}$$

A Tabela 3.5 lista os parâmetros do modelo de substituição de partícula, como o número de partículas filhas em cada classe de tamanho i , a razão do raio das partículas filhas, e razão do raio da partícula limite, que são definidos inicialmente no modelo.

Tabela 3.5 Parâmetros do modelo de substituição de partícula

	Parâmetro	Unidades
Modelo de substituição de partícula	Força limite das partículas	-
	Razão do raio das partículas filhas	-
	Número de partículas filhas/classe i	-
	Percentagem da força de sobreposição	%
	Velocidade das partículas filhas	m/s
	Razão do raio de partícula limite	-

Na primeira versão do modelo de substituição (V2), as partículas do leito apresentam a mesma força limite de substituição em função do tamanho. Após a substituição, as partículas filhas não têm a capacidade de ser substituídas de forma subsequente, e a distribuição de tamanho das partículas filhas geradas corresponde a uma distribuição pré-estabelecida.

A segunda versão do modelo de substituição (V3) considera a distribuição de força limite em função do tamanho das partículas. Após a substituição, as partículas filhas tem a capacidade de ser substituídas de forma subsequente até a razão do raio limite da partícula ϕ_{FL} , e a distribuição de tamanhos das partículas corresponde à distribuição da quebra primária da partícula calculada pelo modelo do t_{10} .

4 MATERIAIS E METODOLOGIA EXPERIMENTAL

O modelo da prensa de rolos do presente trabalho foi desenvolvido com o objetivo de fornecer subsídios para a simulação e dimensionamento de equipamentos destinados à cominuição de Minérios. Porém, como materiais modelo do trabalho foram escolhidos diferentes Minérios ou *Commodities* representativos da indústria mineral Brasileira.

Com os materiais selecionados foram realizados diferentes ensaios de caracterização e calibração de parâmetros DEM, compressão e impacto de partículas individuais, compressão de leitos de partículas e moagem em um equipamento de prensa de rolos em escala de laboratório. A seguir, se apresenta a metodologia experimental, os equipamentos e materiais, utilizados em cada ensaio experimental.

4.1 Materiais

Os materiais modelo utilizados no presente trabalho são: minério de ferro, e pelotas de minério de ferro. Os materiais escolhidos apresentam diferenças nas propriedades individuais como resistência, formato da partícula, etc. A Tabela 3.1 mostra os diferentes materiais utilizados no presente trabalho e a sua procedência.

Tabela 4.1 Materiais modelo usados no presente trabalho

Material	Procedência
Pelotas de Minério de Ferro	Espírito Santo (ES)
Minério de ferro Itabirítico	Minas Gerais (MG)

4.1.1 Pelotas de Minério de Ferro

A amostra de pelotas de minério de ferro (Figura 4.1) é basicamente um agregado mineral composto quase em sua totalidade por partículas de minério de ferro menores que 150 micrometros (pellet feed), bentonita, cal e aglomerantes sintéticos. As pelotas são um dos insumos usados na fabricação de aço pelos métodos de alto forno e redução direta, os quais demandam tamanhos específicos de partícula entre 19 e 6,3 mm

a fim de facilitar o fluxo e a passagem dos gases de redução, assim como também evitar o entupimento dos altos fornos ou reatores (BARRIOS et al., 2013).

O material denominado pelotas de minério de ferro foi escolhido como material modelo devido a várias características que simplificam a modelagem como: geometria uniforme, homogeneidade do material, faixa estreita dos tamanhos de partículas, facilidade no manuseio e elevada quantidade de informação bibliográfica e experimental disponível acerca das propriedades do material.

Pelotas de minério de ferro Faixas de tamanho (mm)



Figura 4.1 Pelotas de Minério de ferro nas diferentes faixas de tamanho de partícula

4.1.2 Minérios de Ferro Itabiríticos

As amostras de minério de ferro itabirítico são divididas em dois grupos, o Itabirito friável, de granulometria fina e partículas pouco competentes, e o Itabirito compacto, com uma granulometria e competência maior.

A amostra de minério de ferro Itabirítico (Figura 4.2) é composta predominantemente por hematita Fe_2O_3 (34%), sendo quartzo SiO_2 (49%) o principal mineral de ganga (TURRER; PERES, 2010).

Esse material foi escolhido pelo fato que existe uma unidade industrial que emprega a prensa de rolos na sua cominuição. Inclusive, a caracterização de minérios de ferro Itabiríticos aplicada à modelagem e dimensionamento da prensa de rolos tem sido considerada estratégica dentro dos novos projetos a serem desenvolvidos (RIBEIRO;

RUSSO; COSTA, 2010). A amostra de minério de ferro itabirítico esta dividida em dois grupos, o Itabirito friável, de granulometria fina e partículas pouco competentes, e o Itabirito compacto, com uma granulometria maior.

Minério de ferro Itabirito compacto Faixas de tamanho (mm)



Figura 4.2 Amostra do Minério de Ferro Itabirítico

4.2 Caracterização dos parâmetros *DEM*

Como foi mencionado na revisão bibliográfica, as simulações baseadas no Método dos Elementos discretos (*DEM*) demandam informações sobre propriedades individuais e de contato dos diferentes materiais que se deseja simular. Propriedades individuais dos materiais, como o módulo de elasticidade, a densidade e o coeficiente de Poisson, foram obtidas na literatura em bases de dados como MATBASE ou em artigos específicos nos quais valores sobre os parâmetros desejados são apresentados (ALSHAYEA, 2004; GERCEK, 2007). Por outro lado, parâmetros dos contatos geometria-partícula e partícula-partícula, foram medidos e calibrados utilizando a metodologia proposta por Barrios et al. 2013. Na Tabela 4.2 são apresentados os diferentes ensaios experimentais e calibrações realizadas para determinar os principais parâmetros de contato usados nas simulações *DEM*.

Tabela 4.2 Parâmetros de contato obtidos a partir de medições e calibração

	Geometria-Partícula	Partícula-Partícula
Coeficiente de restituição	Filmagem em alta velocidade	Filmagem em alta velocidade
Coeficiente de atrito	Tribômetro	Tribômetro
Coeficiente de atrito de rolamento	Ângulo de rolamento	Ângulo de rolamento

A metodologia de caracterização dos parâmetros de contato do presente trabalho envolve a medição da velocidade de impacto e restituição de uma partícula em queda livre usando uma filmadora de alta velocidade (Figura 4.3). Para o teste de queda livre foram utilizadas várias partículas com formatos irregulares e superfícies dos materiais e das geometrias simuladas.

No caso de partículas esféricas, o coeficiente de restituição C_R pode ser calculado pela expressão (PIECHATZEK; KWADE, 2009):

$$C_R = \sqrt{\frac{h'}{h_0}} = \frac{v'}{v_0} \quad \text{Equação 4.1}$$

sendo h_0 a altura inicial da queda, h' a altura de restituição, v_0 a velocidade antes do impacto da partícula e v' a velocidade após o impacto.

Para a medição da força normal e tangencial no teste de atrito entre as diferentes superfícies de contato foram utilizados dos diferentes tribômetros de disco (Figura 4.4). O coeficiente de atrito C_{AS} pode ser calculado pela expressão (PIECHATZEK; KWADE, 2009):

$$C_R = \frac{F_T}{F_N} \quad \text{Equação 4.2}$$

sendo F_T e F_N as forças tangencial e normal medidas durante o teste de atrito. Nos testes são aplicadas diferentes forças normais e velocidades de rotação do disco.

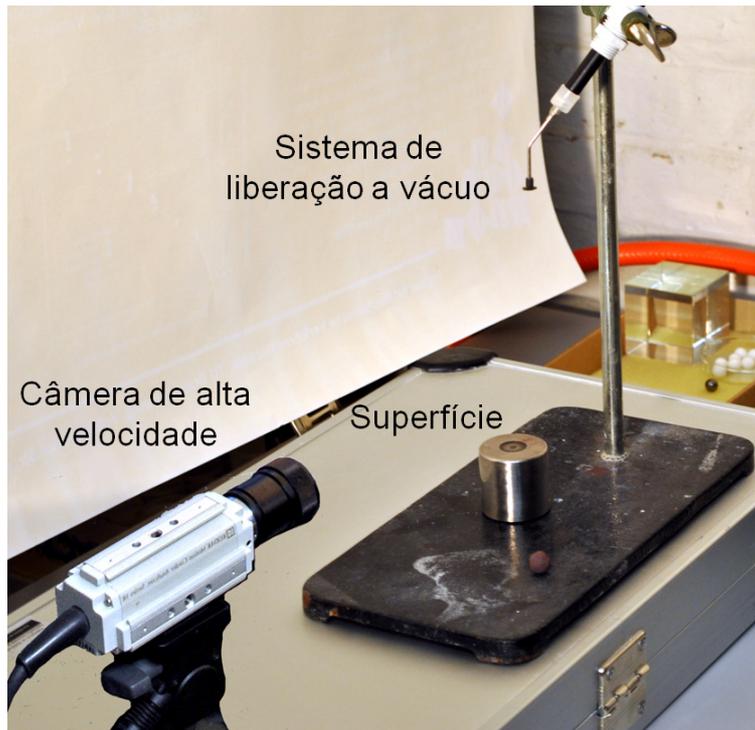


Figura 4.3 Sistema utilizado na medida da velocidade de impacto e restituição das partículas

Para as amostras de pelotas de minério de ferro foi utilizado o tribômetro mostrado na Figura 4.4 A, o qual trabalha com discos de 30 cm de diâmetro, e forças normais aplicadas na faixa de 12 - 30 N, com velocidades da superfície de 0,1 e 1 m/s. Para as amostras de minério de ferro, foi utilizado o tribômetro mostrado na Figura 4.4 B, o qual trabalha com discos de 6 cm de diâmetro e forças normais aplicadas na faixa de 0,1 - 1 N, com velocidades da superfície de 0,1 e 0,6 m/s.

Para a medida do coeficiente de atrito foram utilizadas partículas na faixa de 12 x 9 mm, as quais foram fixadas no porta amostras (Figura 4.4 A). Os discos utilizados para a medida dos contatos partícula-partícula são compostos por partículas finas dos materiais modelo coladas em um substrato de acrílico. Os discos utilizados para a medida dos contatos partícula-geometria são compostos pelo material da geometria que no nosso caso foram aço e borracha.

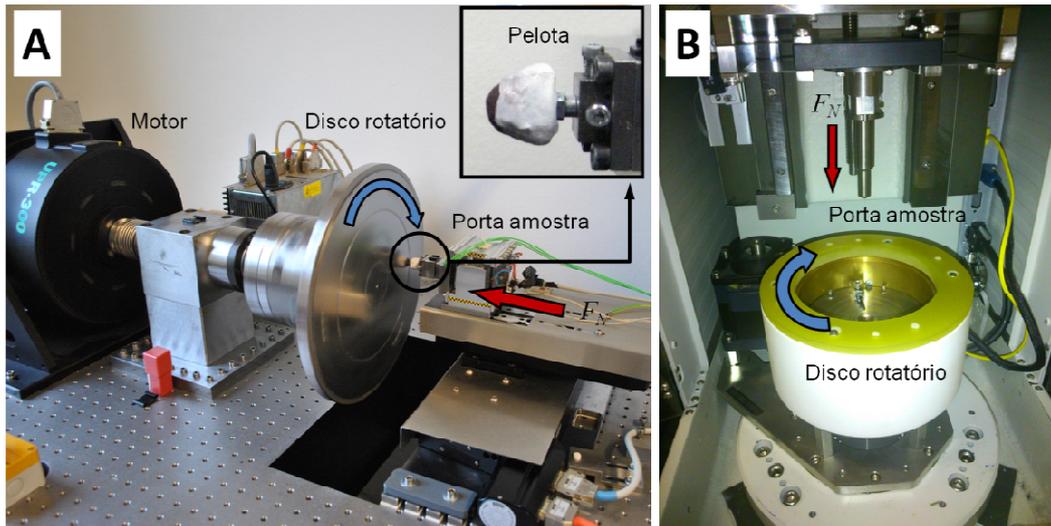


Figura 4.4 Tribômetro utilizado na medida da força normal e tangencial no teste de atrito entre as superfícies

A calibração do coeficiente de atrito de rolamento C_{AR} foi feita com base no experimento de ângulo de rolamento das partículas e simulações no software EDEM[®], como é mostrado na Figura 4.5. Para o teste de ângulo de rolamento foram utilizadas várias partículas com formatos irregulares e superfícies dos materiais e das geometrias simuladas. Posteriormente, o mesmo sistema foi simulado no EDEM[®] para a calibração do coeficiente de atrito de rolamento.

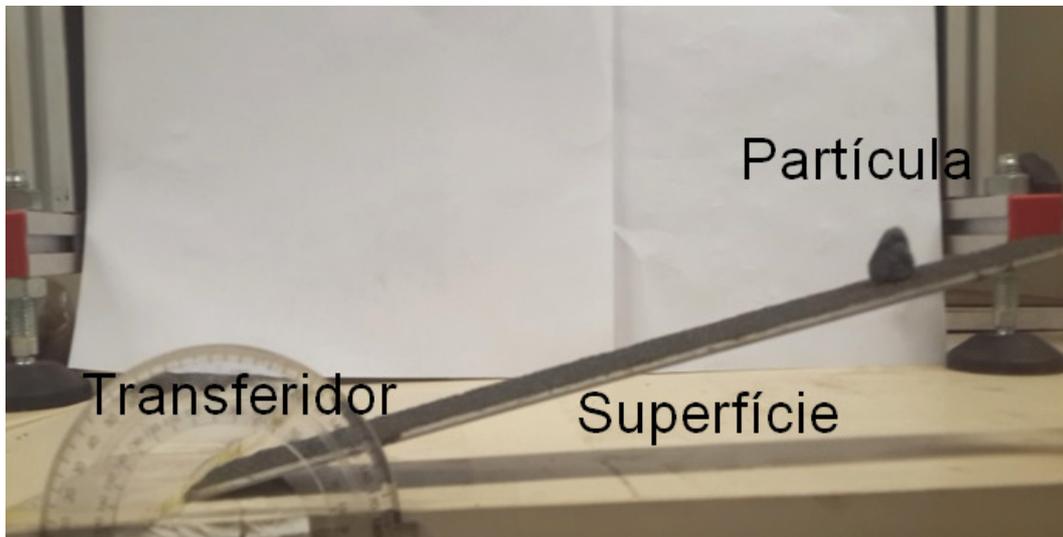


Figura 4.5 Teste de ângulo de rolamento de uma partícula individual sobre uma superfície

Adicionalmente, foi construído um modelo em 3D das partículas utilizando o escâner DAVID 3D Lasercan (Figura 4.6). O resultado do escaneamento de uma partícula usando o escâner 3D, é uma geometria facetada de malha triangular (*Tessellate*), em um arquivo com extensão STL (*STereoLitographic Language*). O arquivo STL pode importado em softwares de CAD ou de processamento de malhas como o MeshLab, para a sua posterior análise e edição.

Para o análise do formato das partículas foi usada a Relação de aspecto, definida como o cociente entre o menor diâmetro da partícula $d_{mín}$, em uma determinada direção, e o seu maior diâmetro $d_{máx}$, na direção perpendicular à primeira:

$$A_R = d_{mín} / d_{máx} \quad \text{Equação 4.3}$$

Outro dos parâmetros utilizados na análise das partículas é Esfericidade, definida como a relação entre a superfície de uma esfera que apresenta o mesmo volume de uma dada partícula e a superfície real dessa partícula:

$$\psi = \frac{\pi^{1/3} (6V_P)^{2/3}}{A_P} \quad \text{Equação 4.4}$$

sendo V_P e A_P o volume e a área superficial da partícula, calculadas pelo software Meshlab usando a geometria 3D com malha triangular.

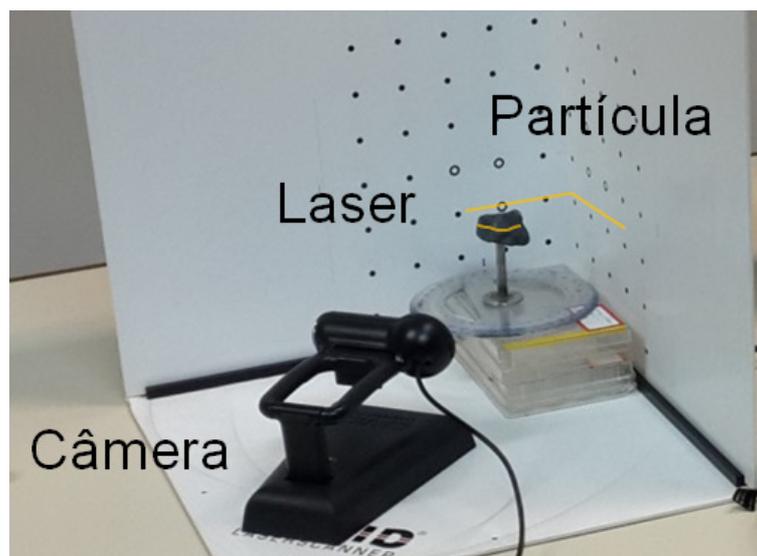


Figura 4.6 Sistema de scanner 3D para a modelagem do formato das partículas

4.3 Compressão de partículas individuais

No presente trabalho os ensaios de compressão de partículas individuais foram realizados para medir a distribuição da força de fratura de cada material em diferentes faixas de tamanhos, que corresponde ao parâmetro de força limite f_L do modelo de substituição de partícula.

O ensaio é realizado utilizando cem partículas selecionadas de forma aleatória, nas faixas de tamanhos de 16,0 x 13,2 mm, 11,2 x 9,5 mm e 5,60 x 4,75 mm. Durante a compressão lenta de cada partícula individual, realizada a uma velocidade de carregamento de 10mm/min, o ponto máximo da curva de tensão versus deformação era identificado, correspondendo à fratura primária da partícula. A integração da curva até o ponto da fratura primária corresponde à energia absorvida pela partícula durante o processo de compressão. Na Figura 4.7 se observa a prensa EMIC utilizada para realizar esses ensaios.

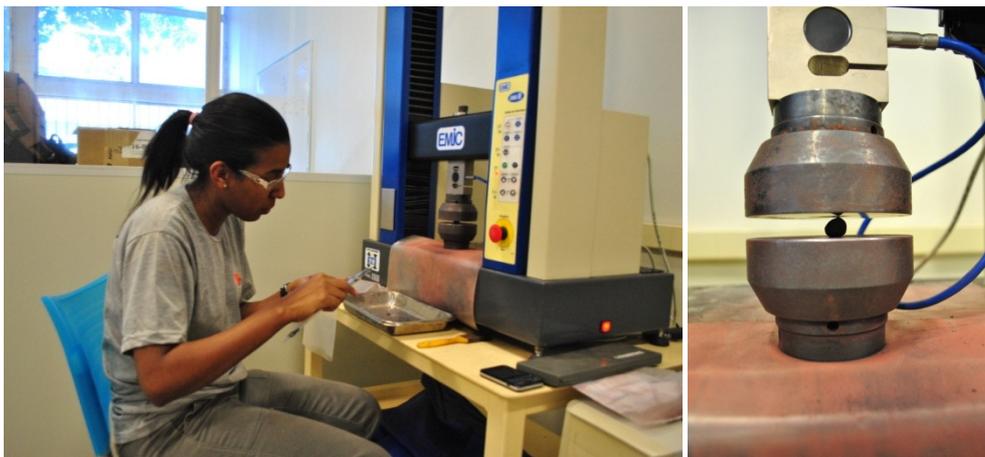


Figura 4.7 prensa EMIC para a compressão de partículas individuais

4.4 Impacto de partículas individuais

Os ensaios de impacto de partículas individuais foram realizados com o objetivo de caracterizar a distribuição de energias de fratura e a distribuição e tamanhos de fragmentos após a quebra em função da energia de impacto. A metodologia apresentada corresponde à usada na Modelagem Generalizada da Cominuição, apresentada em maior detalhe em Carvalho (2009).

4.4.1 Ensaio de caracterização da energia de fratura

Para a determinação da distribuição de energias de fratura foi utilizada a Célula de Carga de Impacto (CCI) do LTM, mostrada na Figura 4.8. A CCI é um equipamento que permite a medida da curva força versus deformação resultante do impacto de partículas individuais ou de leitos de partículas sob condições de carregamento rápido. Além da energia mínima da fratura, também é possível determinar com a CCI a resistência da partícula, a rigidez e a energia absorvida pela partícula durante todo o evento de quebra (TAVARES; KING, 1998) .

O ensaio é realizado utilizando cinquenta partículas selecionadas de forma aleatória, nas faixas de tamanhos de 22,4 x 19,0 mm, 16,0 x 13,2 mm, 11,2 x 9,5 mm e 5,60 x 4,75 mm.

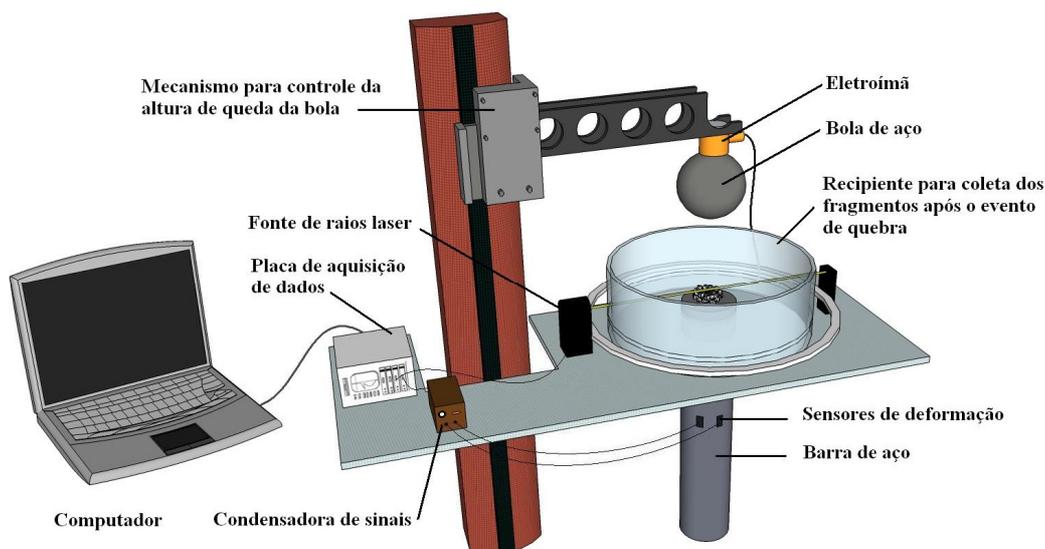


Figura 4.8 Célula de carga de impacto do LTM

4.4.2 Ensaio de fragmentação de partículas

O ensaio de fragmentação de partículas, de queda de peso ou *Drop Weight Test* tem como objetivo a determinação da função quebra de materiais. No ensaio, partículas são impactadas individualmente por um peso a partir de uma altura conhecida (Figura

4.9). Em seguida, todos os fragmentos são recolhidos para realizar a análise granulométrica dos mesmos. A Tabela 4.3 mostra as faixas de tamanhos de partícula utilizadas no ensaio e os níveis de energia específica aplicados no impacto das partículas individuais.

Tabela 4.3 Faixas de tamanho de partícula e energias de impacto utilizadas no ensaio de queda de peso

Faixas de tamanho de partícula (mm)	Energia específica de impacto (kWh/t)
22,4 x 19,0	2,5
16,0 x 13,2	1,0
11,2 x 9,5	0,25
5,60 x 4,75	
2,83 x 2,36	



Figura 4.9 Sistema de queda de peso para ensaio de fragmentação de partículas individuais do LTM

4.5 Compressão de leitos de partículas

A compressão de leitos de partículas no sistema de prensa e pistão é o ensaio mais amplamente usado para caracterizar a quebra interparticular e os parâmetros dos modelos matemáticos da prensa de rolos (HAWKINS, 2007). A quebra de leitos por compressão é a base dos modelos de Morrell et al. (1997), bem como do modelo de Dundar et al. (2013) para obter a função de aparecimento ou quebra, a qual relaciona a energia aplicada com a fragmentação do leito.

O ensaio de compressão de leitos consiste na compressão confinada de um leito de partículas ideal, o qual implica em uma série de restrições geométricas e uma faixa de partícula estreita (SCHÖNERT, 1996). Na Figura 4.10 se observa a prensa Shimadzu capaz de aplicar cargas compressivas de até 1000 kN. A Figura 4.10 ainda mostra o acoplamento de copo e pistão empregado no ensaio de compressão de leitos de partículas.



Figura 4.10 prensa Shimadzu com acessório de copo e pistão de aço

O resultado do ensaio é a curva de força versus deslocamento do pistão. Da integração numérica da curva se obtém o valor de energia absorvida pelo leito de partículas em função da deformação. Após concluído cada ensaio, os fragmentos são coletados e a sua distribuição de tamanhos determinada por meio de peneiramento. No caso particular de pelotas de minério de ferro foi ainda possível estimar a proporção de pelotas não fraturadas (íntegras) ao final de cada ensaio.

A Tabela 4.4 mostra as faixas de tamanhos de partícula utilizadas no ensaio e força máxima de compressão aplicada no leito de partículas.

Tabela 4.4 Faixas de tamanho de partícula e força máxima de compressão utilizadas no ensaio de compressão de leitos de partículas

Faixas de tamanho de partícula (mm)	Força máxima (kN)
11,2 x 9,5	50
6,70 x 5,60	100
3,35 x 2,80	500
2,00 x 1,70	1000
0,85 x 0,60	

4.6 Ensaios na prensa de rolos em escala de laboratório

Ensaios de moagem utilizando a prensa de rolos em escala de laboratório são muito importantes tanto na modelagem matemática quanto no escalonamento de prensas de rolos em escala industrial (DANIEL, 2002; HAWKINS, 2007).

Na Figura 4.11 é apresentada a prensa de rolos POLYCOM[®] fabricada pela Polysius, de propriedade da empresa Samarco Mineração. O equipamento se encontra localizado no laboratório técnico da Usina Ubu (ES). A Tabela 4.5 descreve os principais dados técnicos da prensa de rolos.



Figura 4.11 prensa de rolos POLYCOM[®] de laboratório com revestimento de pinos nos rolos, propriedade da empresa Samarco

Tabela 4.5 Dados técnicos da prensa de rolos POLYCOM[®] de laboratório

Seção	Parâmetro	Valor
Dados básicos	Diâmetro dos rolos	250 mm
	Largura dos rolos	100 mm
	Velocidade dos rolos	0,66-0,33 m/s
	Força máxima de moagem	250 kN
Sistema hidráulico	Diâmetro do êmbolo	63 mm
	Curso do êmbolo	40 mm
	Diâmetro do pistão N ²	20 mm
	Volume de gás N ²	0,1 L
	Pressão inicial de N ²	10 até 80 bar
Unidade de acionamento de cada rolo	Potência	12-6,4 kW
	Frequência de rotações	1750-875 min ⁻¹
	Distancia entre eixos	725 mm

No presente trabalho os ensaios de moagem na prensa de rolos de laboratório foram utilizados para caracterizar as variáveis dinâmicas de operação como a abertura de trabalho, a pressão de operação e a potência de trabalho da prensa de rolos, usando diferentes condições iniciais do sistema hidráulico de pressão, tipo de material modelo alimentado, distribuição granulométrica da alimentação, e velocidade de rotação dos rolos. As diferentes condições para cada ensaio são apresentadas na Tabela 4.6.

De cada um dos ensaios citados foram obtidos os dados de pressão de operação e potencia consumida pela prensa de rolos, por meio do sistema de aquisição da prensa de rolos o qual grava os dados em um arquivo Excel com uma frequência de um dado por segundo. A abertura de trabalho durante cada ensaio foi medida usando filmagem com uma câmera digital com uma frequência de 30 frames por segundo. O análise digital dos frames extraídos de cada vídeo, foi realizado usando uma rotina no software MATLAB[®].

Tabela 4.6 Condições operacionais iniciais da prensa de rolos, para os diferentes testes de moagem realizados

Amostra	Granulometria	Ensaio	Pressão óleo (bar)	Pressão N ² (bar)	Velocidade dos rolos (m/s)	Massa de amostra (kg)
Itabirito compacto	Distribuição -8mm	A1	40	30	0,3	10,71
		A2	60	30	0,3	11,02
		A3	30	20	0,3	11,42
		A4	80	60	0,3	10,50
	6,70 x 5,60 mm	A5	80	60	0,3	9,99
	3,35 x 2,80 mm	A6	80	60	0,3	6,93
	2,00x 1,70 mm	A7	80	60	0,3	4,32
	0,85 x 0,60 mm	A8	80	60	0,3	5,28
Itabirito friável	Distribuição -8mm	B1	80	60	0,3	9,68
		B2	80	60	0,6	10,26
Pelotas	12,5 x 9,0 mm	D1	40	30	0,3	10,40
		D2	80	60	0,3	10,20

5 RESULTADOS

No presente capítulo se apresentam os resultados dos diferentes ensaios e simulações utilizados na medição e calibração dos parâmetros do modelo da prensa de rolos, assim como os resultados dos testes experimentais e as simulações da operação da prensa de rolos em escala de laboratório.

A calibração dos parâmetros do modelo é dividida em duas partes, sendo a primeira a caracterização dos parâmetros *DEM* dos materiais, e a segunda a caracterização dos parâmetros do submodelo do comportamento do leito de partículas sobre compressão.

Como resultados do modelo de prensa de rolos, são apresentados conjuntamente dados obtidos em testes experimentais e simulações computacionais, mostrando a resposta das diferentes variáveis dinâmicas da operação da prensa de rolos, como abertura de trabalho, perfil de força no leito, e consumo energético.

5.1 Medição e calibração dos parâmetros *DEM* dos materiais

Como foi mencionado no capítulo de modelagem, o software EDEM[®] demanda o conhecimento das propriedades individuais e dos contatos das partículas e geometrias que serão simuladas. Adicionalmente, o formato das partículas simuladas pode ser modelado usando o modelo de esferas sobrepostas (*overlapping spheres*).

Uma descrição mais realista do desempenho do sistema simulado depende da correta medida e calibração dos parâmetros *DEM*. No entanto, o acréscimo no detalhe de parâmetros como o formato da partícula, ocasiona um aumento no tempo de simulação.

5.1.1 Propriedades individuais dos materiais

Como foi mencionado anteriormente, os parâmetros globais são os primeiros a ser definidos dentro da simulação *DEM*. Dentro desses parâmetros se encontram as propriedades individuais dos materiais que incluem a densidade, o módulo de Cisalhamento e a coeficiente de Poisson.

Na simulação são usados os valores médios das Propriedades individuais dos materiais e não é considerada a variabilidade das propriedades ou a mudança das mesmas ao longo da simulação. A Tabela 5.1 apresenta os resultados das medidas de massa específica do material pelo método da densidade hidrostática, do módulo de cisalhamento usando a Célula de Carga de Impacto, e os valores de Coeficiente de Poisson encontrados na literatura para os diferentes materiais modelo de partículas e geometrias utilizadas nas simulações *DEM* do presente trabalho.

Tabela 5.1 Propriedades individuais dos materiais modelo das partículas

Parâmetro	Densidade	Modulo de Young	Modulo de Cisalhamento	Coefficiente de Poisson
Unidades	kg/m ³	Pa	Pa	-
Pelota	3948	4,0e10	1,6e10	0,25*
Minério de ferro	3812	3,2e10	1,3e10	0,2*
Aço	7800**	-	7,0e10**	0,3**
Borracha	860**	-	7,1e6**	0,5**

*(GERCEK, 2007)

**Matbase

5.1.2 Formato das partículas

Na Figura 5.1 se observam as fotografias das partículas dos materiais modelo, junto com a geometria em 3D obtida usando o DAVID 3D Laserscan e o modelo *DEM* de esferas sobrepostas.

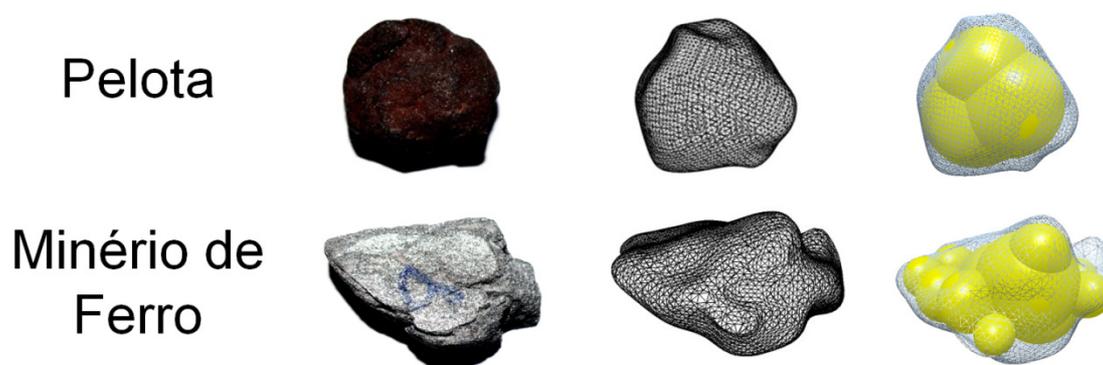


Figura 5.1 Partículas de materiais modelo, geometrias 3D e modelo *DEM* de esferas sobrepostas.

Como é mostrado na Figura 5.1 o arquivo STL da geometria em 3D da partícula pode ser importado diretamente para o software EDEM®, onde são criados os modelos de partícula usando esferas sobrepostas.

No presente estudo, os modelos de partículas com formato foram construídos com base nos parâmetros de esfericidade e razão de aspecto, no entanto, existem softwares comerciais que otimizam o número, raio e posição das esferas sobrepostas para descrever uma partícula com formato. Na Tabela 5.2 se mostram os valores dos parâmetros de relação de aspecto e esfericidade para as diferentes partículas dos materiais modelo e na Figura 5.2 se mostra uma comparação entre os formatos de partícula e uma partícula esférica.

Tabela 5.2 Parâmetros de formato das partículas dos materiais modelo

Parâmetro	Esfericidade média (desvio padrão)	Razão de aspecto média (desvio padrão)
Pelota	0,98 (0,01)	0,83 (0,04)
Minério de ferro	0,84 (0,02)	0,55 (0,07)

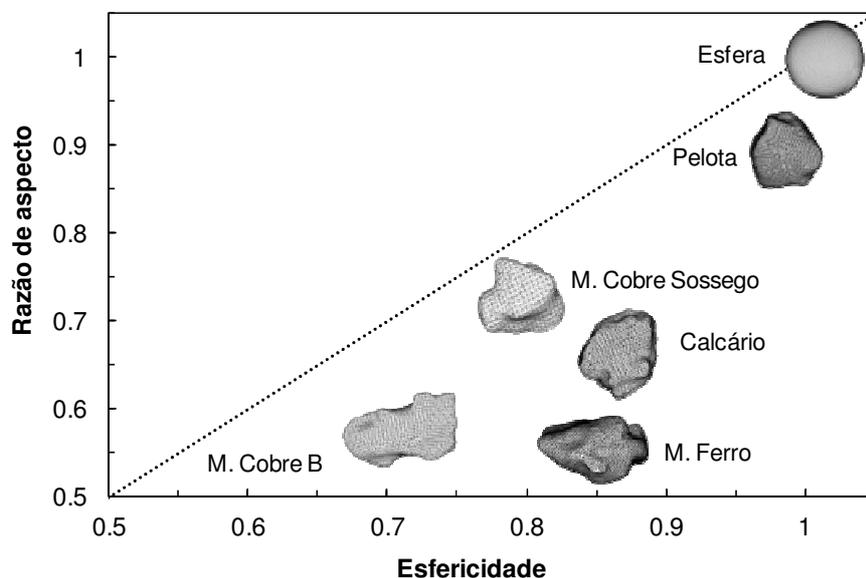


Figura 5.2 Comparação dos parâmetros de razão de aspecto e esfericidade para as partículas de materiais modelo do presente trabalho e outras espécies minerais

5.1.3 Parâmetros de contato *DEM*

A Figura 5.3 (esquerda) apresenta os resultados das forças tangencial e normal medidas no teste de atrito para os contatos partícula-partícula para as amostras de pelota de minério de ferro e minério de ferro. A Figura 5.3 mostra os resultados das forças tangencial e normal medidas no teste de atrito para os contatos partícula-geometria, para a amostra de pelotas de minério de ferro e os materiais aço e borracha.

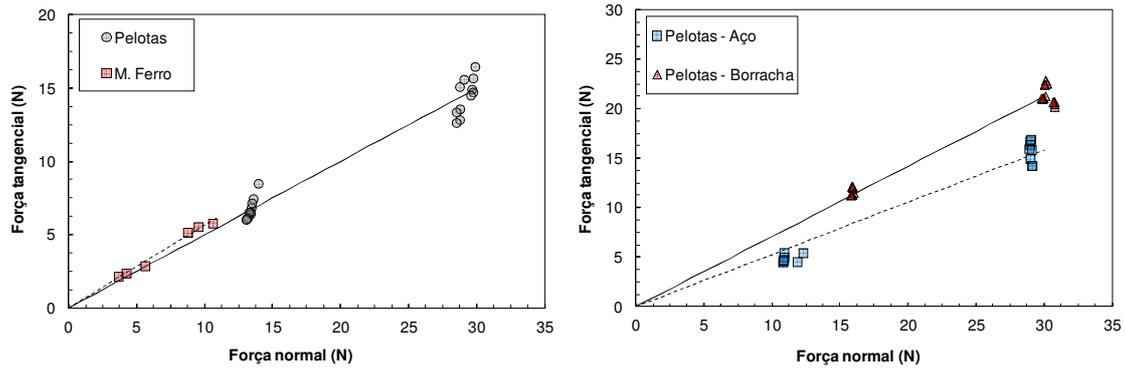


Figura 5.3 Forças tangencial e normal dos contatos partícula-partícula (esquerda) e partícula-geometria (direita), medidas no teste de atrito usando tribômetro de disco.

Os resultados mostram que, nas condições de força normal e velocidade superficial do disco dos testes, o coeficiente de atrito não muda de forma significativa. Porém, o valor de coeficiente de atrito usado nas simulações usando o software EDEM[®], corresponde à inclinação da reta que passa pela origem e corta os dados experimentais. Os valores dos coeficientes de atrito para os contatos mais importantes, usados nas simulações são apresentados na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 Coeficiente de atrito para diferentes contatos dos materiais modelo

Contato	Coeficiente de atrito
Pelota - Pelota	0,492
Pelota - Aço	0,509
Pelota - Borracha	0,714
Minério de ferro - Minério de ferro	0,573
Minério de ferro - Aço	0,515

Uma vez definidos os valores do coeficiente de atrito e os modelos de formato das partículas (esferas ou esferas sobrepostas) foram realizadas as calibrações dos coeficientes de atrito de rolamento e restituição.

A Figura 5.4 apresenta os resultados dos testes de ângulo de rolamento com partículas de pelotas de minério de ferro (esfericidade e relação de aspecto alta) e com partículas de minério de ferro (esfericidade e relação de aspecto baixa) usando superfícies de aço, borracha e o próprio material modelo. Na

Tabela 5.4 se apresentam os resultados da média e do desvio padrão do ângulo de rolamento experimental para os diferentes materiais modelo.

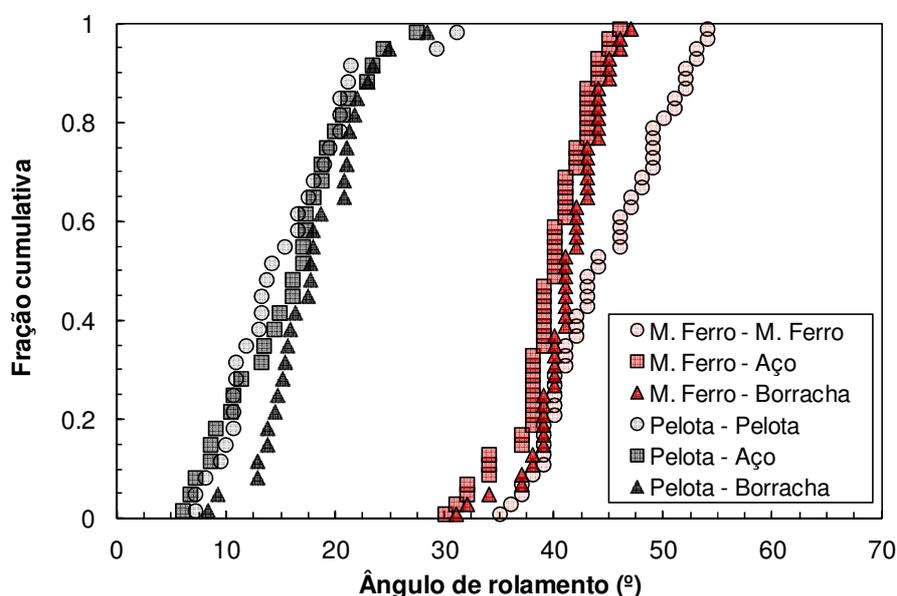


Figura 5.4 Distribuição do ângulo de rolamento de partículas de minérios de ferro e de pelotas de minério de ferro sobre diferentes superfícies.

Tabela 5.4 Ângulo de rolamento para diferentes contatos dos materiais modelo

Contato	Ângulo de rolamento médio (desvio) (em °)
Pelota - Pelota	13,9 (5,9)
Pelota - Aço	16,5 (5,6)
Pelota - Borracha	17,7 (4,9)
Minério de ferro - Minério de ferro	40,5 (5,3)
Minério de ferro-Aço	38,0 (3,7)
Minério de ferro-Borracha	40,0 (3,3)

Os resultados da Figura 5.4 e a Tabela 5.4, mostram que o ângulo de rolamento diminui em função do aumento da esfericidade e da relação de aspecto das partículas, sendo as partículas de pelotas de minério de ferro as de menor ângulo de rolamento, com formato mais próxima de uma esfera.

Com base nos dados experimentais de ângulo de rolamento, foram realizadas diferentes simulações reproduzindo o teste de ângulo de rolamento (Figura 5.5), usando os modelos *DEM* de partículas de esferas sobrepostas e o modelo de partícula esférica, mudando o coeficiente de atrito de rolamento para os diferentes contatos.



Figura 5.5 Simulação do teste de ângulo de rolamento para a calibração do coeficiente de atrito de rolamento.

Na Figura 5.6 se mostra os resultados do angulo de rolamento simulado para os contatos Pelota-Pelota e Pelota-Aço usando os modelos de partícula esférica e de partícula de esferas sobrepostas. Os resultados mostram que, para diferentes modelos de formato de partícula simulados, são necessários diferentes coeficientes de atrito de rolamento para reproduzir o mesmo ângulo de rolamento experimental de um determinado contato. Nas simulações usando o modelo de partícula de esferas sobrepostas o coeficiente de atrito de rolamento, que reproduz, o angulo de rolamento experimental do contato é bem menor que o coeficiente de atrito de rolamento usado no modelo.

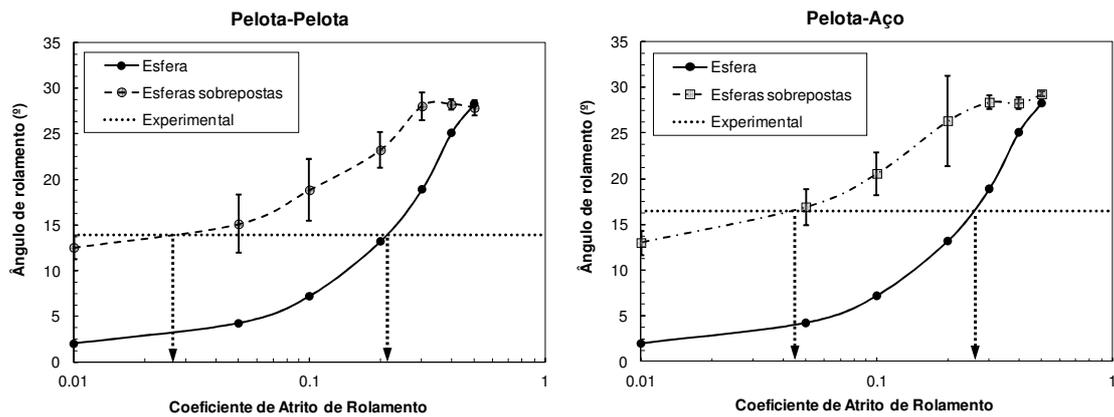


Figura 5.6 Ângulo de rolamento simulado usando partículas esféricas e esferas sobrepostas para os contatos Pelota-Pelota e Pelota-Aço.

A Tabela 5.5 mostra os coeficientes de atrito de rolamento usados nas simulações do presente trabalho para os contatos partícula-partícula usando diferentes modelos *DEM* de formato de partícula.

Tabela 5.5 Ângulo de rolamento para diferentes contatos dos materiais modelo

Contato	Modelo de formato de partícula	Coefficiente de atrito de rolamento
Pelota - Pelota	Esfera	0,21
	Esferas sobrepostas	0,02
Minério de ferro - Minério de ferro	Esfera	0,55
	Esferas sobrepostas	0,06

Por ultimo, foi calibrado o coeficiente de restituição para os diferentes materiais modelo, utilizando os resultados dos testes experimentais de queda livre de partículas e simulações *DEM* usando os modelos de formato de partículas esféricas e de esferas sobrepostas.

Na Figura 5.7 são mostradas as trajetórias das partículas de pelotas de minério de ferro em queda livre sobre as superfícies de pelota e de borracha, obtidas por filmagem com câmera de alta velocidade. A Tabela 5.6 mostra os valores médios e o desvio da razão da velocidade de impacto (v'/v_0).

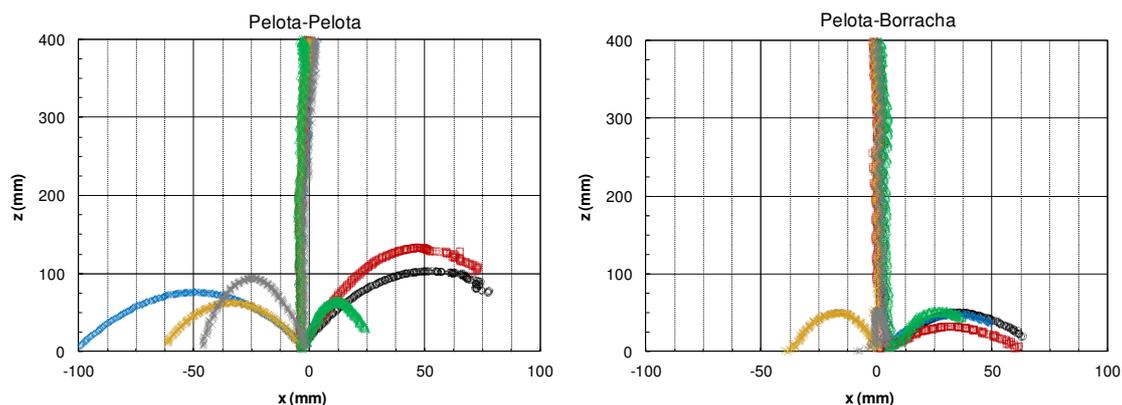


Figura 5.7 Trajetórias das partículas de pelotas de minério de ferro em queda livre sobre superfícies de pelota e de borracha

Tabela 5.6 Razão da velocidade de impacto (v'/v_0) para pelotas de minério de ferro em queda livre

Contato	Razão média da velocidade de impacto - v'/v_0 (desvio)
Pelota -Pelota	0,48 (0,15)
Pelota-Aço	0,38 (0,11)
Pelota-Borracha	0,30 (0,15)

De forma análoga, foram realizadas simulações *DEM* da queda livre de partículas usando os modelos de formato de esfera e esferas sobrepostas, mudando o coeficiente de restituição dos contatos partícula-partícula e partícula-geometria (Figura 5.8). A Figura 5.8 mostra que para o modelo de esfera a razão da velocidade de impacto (v'/v_0) corresponde ao valor do coeficiente de restituição, no entanto, para o modelo de esferas sobrepostas existe uma distribuição da razão de velocidades com média menor ao valor do modelo de esfera. Porém, o coeficiente de restituição para cada contato depende do tipo de modelo de formato de partícula usado na simulação.

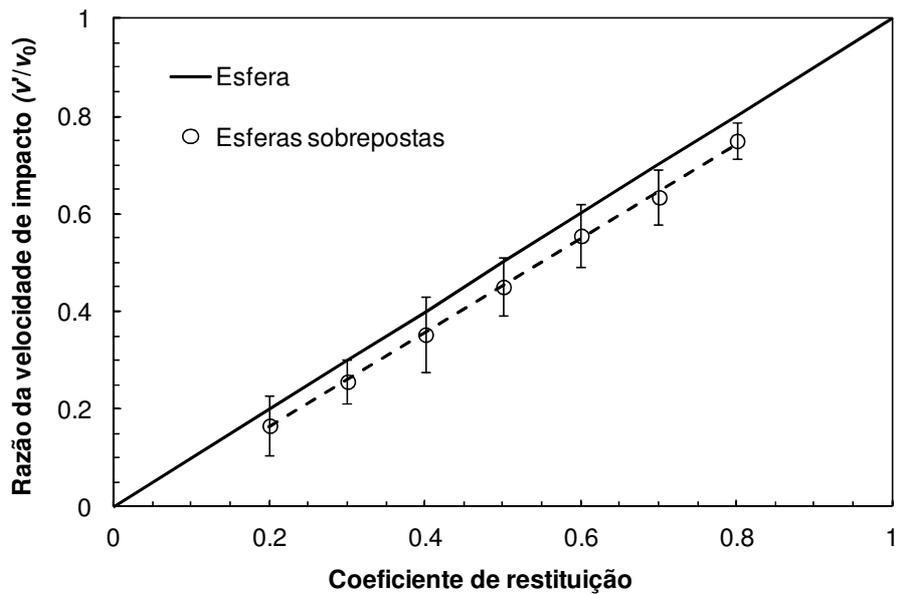


Figura 5.8 Razão da velocidade de impacto (v'/v_0) simulada para diferentes modelos de formato de partícula e coeficientes de restituição

Na Tabela 5.7 se apresentam os valores calibrados do coeficiente de restituição, para os diferentes modelos de formato de partícula, enquanto na Figura 5.9 são apresentadas as distribuições experimentais e simuladas da razão de velocidade de impacto para as partículas de pelotas de minério de ferro sobre as superfícies de borracha e pelotas, usando o coeficiente de restituição calibrado.

Tabela 5.7 Coeficiente de restituição calibrado para as partículas de pelotas de minério de ferro

Contato	Modelo de formato de partícula	Coeficiente de atrito de rolamento
Pelota -Pelota	Esfera	0,48
	Esferas sobrepostas	0,51
Pelota-Aço	Esfera	0,39
	Esferas sobrepostas	0,42
Pelota-Borracha	Esfera	0,29
	Esferas sobrepostas	0,32

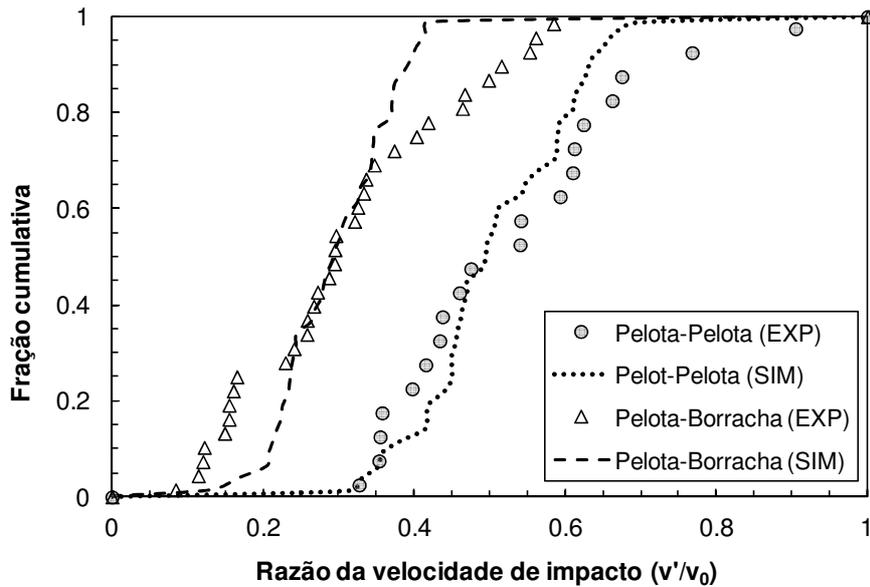


Figura 5.9 Distribuição da razão da velocidade de impacto (v'/v_0) experimental e simulada para queda livre de partículas de pelotas de minério de ferro

5.2 Calibração dos parâmetros do modelo de substituição de partícula

No presente capítulo se apresentam os resultados da caracterização da quebra de partículas individuais e de leitos de partículas, os quais foram utilizados para o entendimento e modelagem do comportamento do leito de partículas sobre compressão. Com base nos resultados experimentais e nas simulações *DEM*, foram calibrados os parâmetros demandados pelas diferentes versões do modelo de compressão de leitos.

Entre os ensaios realizados se encontram as caracterizações da distribuição granulométrica da fratura de partículas individuais, da distribuição da força de quebra das partículas e da quebra de leitos de partículas.

5.2.1 Força limite de substituição de partícula

Como foi mencionado no capítulo de metodologia, no presente trabalho foram utilizadas duas técnicas para medir a força máxima de fratura e a energia de quebra de uma partícula individual. Na Figura 5.10 se comparam a curva força versus tempo, resultante do impacto de uma partícula individual de pelota de minério de ferro sobre

condições de carregamento rápido na célula de carga de impacto (A), e a curva de força versus deformação, resultante da compressão de uma partícula individual de pelota de minério de ferro sobre condições de carregamento lento no sistema de prensa EMIC (B).

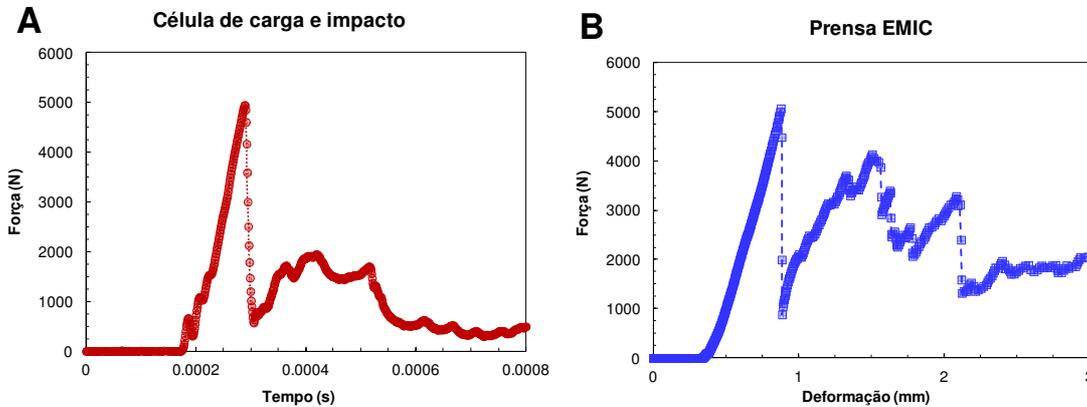


Figura 5.10 Carregamento de uma partícula individual de pelota de minério de ferro por impacto na CCI (A), e por compressão na prensa EMIC (B)

O ensaio é repetido para cinquenta partículas individuais para o teste na CCI e para cem partículas individuais na prensa EMIC. A energia de fratura específica é calculada integrando a curva de força em função da deformação ou o tempo, até o ponto de força máxima.

A Figura 5.11 mostra as distribuições da energia de fratura das partículas de pelota de minério de ferro nas faixas de tamanho de 16,0 x 14,0 mm, e 9,0 x 8,0 mm, obtidas por meio dos testes de impacto e compressão. Os resultados mostram que as distribuições da energia de fratura para as pelotas de minério de ferro em diferentes faixas estreitas de tamanho, não apresentam um grande desvio em relação ao tipo de carregamento aplicado, porém é válido utilizar qualquer um dos ensaios de caracterização da energia de fratura para essa amostra específica.

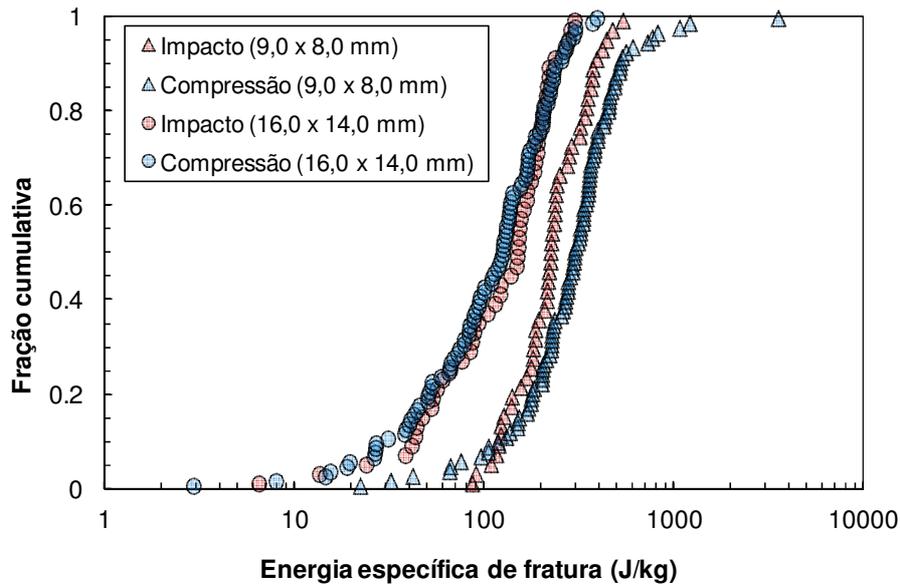


Figura 5.11 Distribuição da energia de fratura por compressão e impacto, para partículas de pelotas de minério de ferro

Na Figura 5.12 se apresentam os valores experimentais de energia específica média de fratura E_{50} em função do tamanho de partícula, e da resistência das partículas σ_p em função da energia específica média de fratura, usando a técnica de carregamento por impacto para a amostra de minério de ferro, e do carregamento por compressão para as pelotas de minério de ferro. As linhas nos gráficos correspondem às correlações descritas no capítulo de revisão bibliográfica, calculadas com base nos parâmetros da

Tabela 5.8.

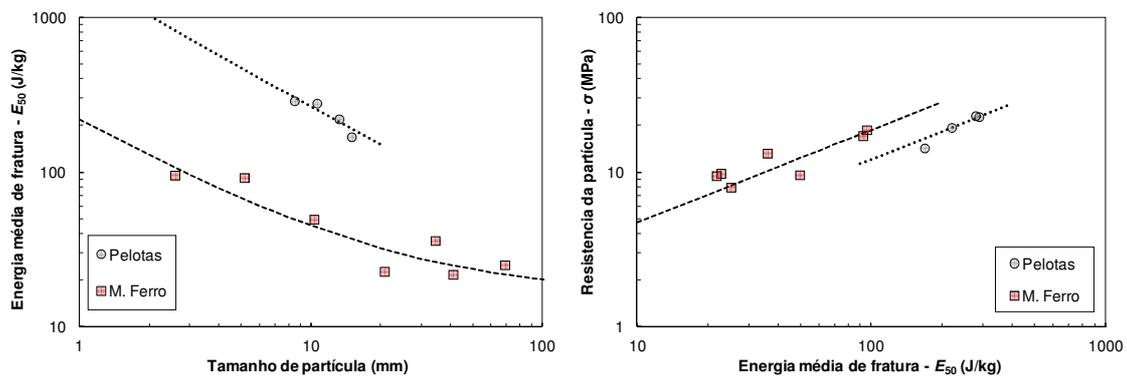


Figura 5.12 Relações entre a energia média de fratura - E_{50} , a resistência das partículas σ_p e o tamanho de partícula, para os diferentes materiais modelo

Tabela 5.8 Parâmetros das correlações de energia média de fratura em função do tamanho de partícula, e resistência em função da energia média de fratura para diferentes materiais

Correlação	E_{50} vs dp				σ vs E_{50}	
	E_{∞} (J/kg)	d_0 (mm)	ϕ	K_e (GPa)	ρ (Kg/m ³)	β
Pelota	13,68	280,47	0,87	0,8	3948	0,87
Minério de Ferro	16,08	20,09	0,84	8,2	3812	0,40

5.2.2 Distribuição granulométrica da fratura de partículas individuais

A caracterização da distribuição granulométrica da fratura das partículas dos diferentes materiais modelo foi realizada por meio dos testes de queda livre de peso. A Figura 5.13 mostra os resultados da distribuição granulométrica da quebra de partículas de minério de ferro na faixa de tamanho de 5,60 x 4,75 mm, com diferentes energias de impacto. Com base nos resultados das distribuições granulométricas da quebra das partículas dos diferentes materiais, foram caracterizados os parâmetros do modelo de t_{10} .

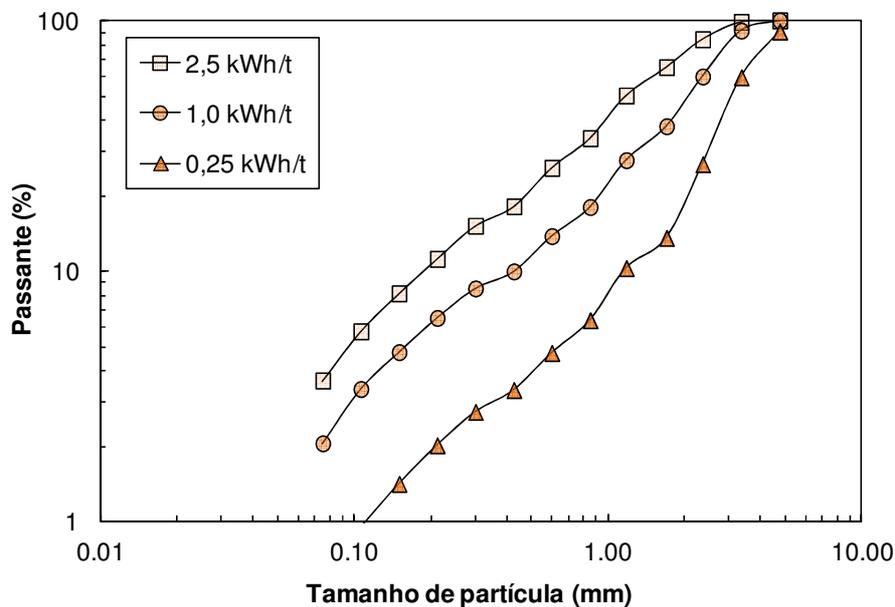


Figura 5.13 Distribuição granulométrica da quebra de partículas de minério de ferro na faixa de tamanho de 5,60 x 4,75 mm, com diferentes energias de impacto.

Na Figura 5.14 se observam as correlações entre o parâmetro t_{10} e o parâmetro E^* que é a razão entre a energia específica de impacto E_{cs} e a energia média de fratura E_{50} , e a correlação entre os parâmetros t_{10} e t_n , para o material de minério de ferro.

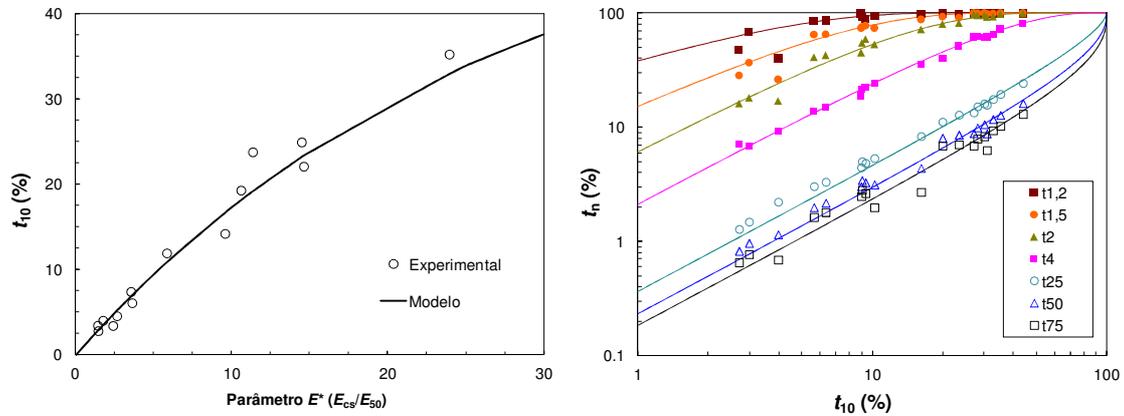


Figura 5.14 Correlações entre o parâmetro t_{10} e o parâmetro E^* , e os parâmetros t_{10} e t_n , para o minério de ferro

5.2.3 Quebra de leitos de partículas por compressão

A quebra de leitos de partículas por compressão no sistema de prensa e pistão é um dos principais testes experimentais usados para o estudo do mecanismo de quebra interparticular e a caracterização dos parâmetros dos principais modelos matemáticos da prensa de rolos.

Em geral, a compressão de leitos é realizada usando partículas em uma faixa estreita de tamanhos e obedecendo a configuração geométrica de um "leito ideal" estabelecida pelo Schönert (1996). Os principais resultados obtidos no teste de compressão de leitos são o perfil de força em função do deslocamento do pistão (Figura 5.15), e a distribuição granulométrica do leito após a compressão até uma força compressiva máxima definida (Figura 5.16).

Adicionalmente, é possível relacionar o número de partículas quebradas o qual é definido como o número de partículas que saíram da faixa de tamanhos inicial, com a força compressiva máxima aplicada sobre o leito (Figura 5.17).

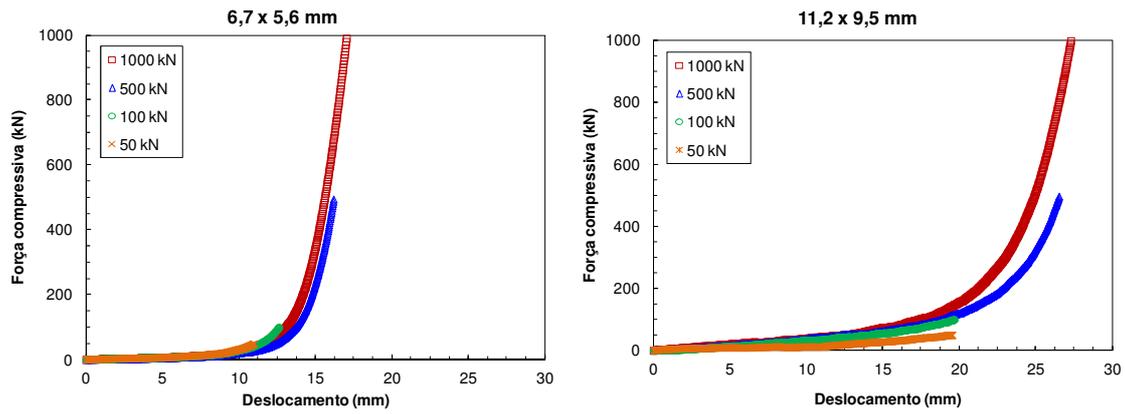


Figura 5.15 Perfil de força versus deslocamento para a compressão de leitos de partículas de minério de ferro de diferentes tamanhos.

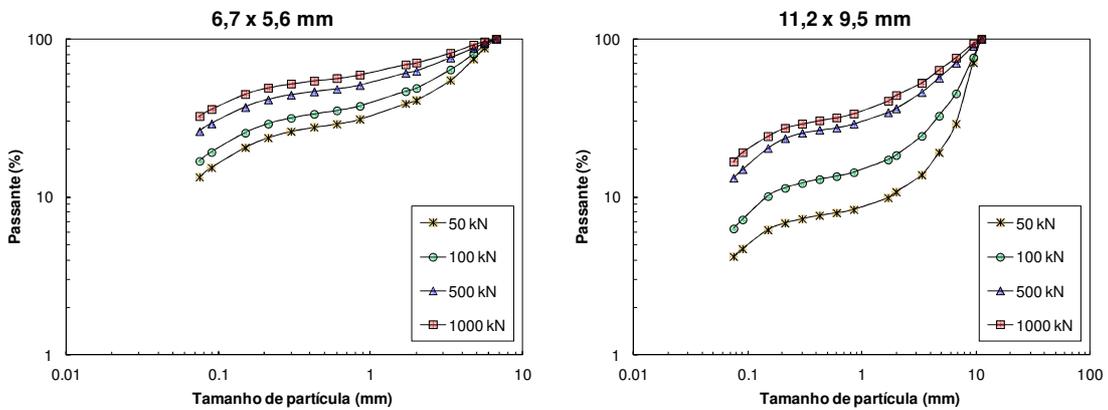


Figura 5.16 Distribuições granulométricas dos leitos de partículas de minério de ferro de diferentes tamanhos, sobre diferentes forças compressivas

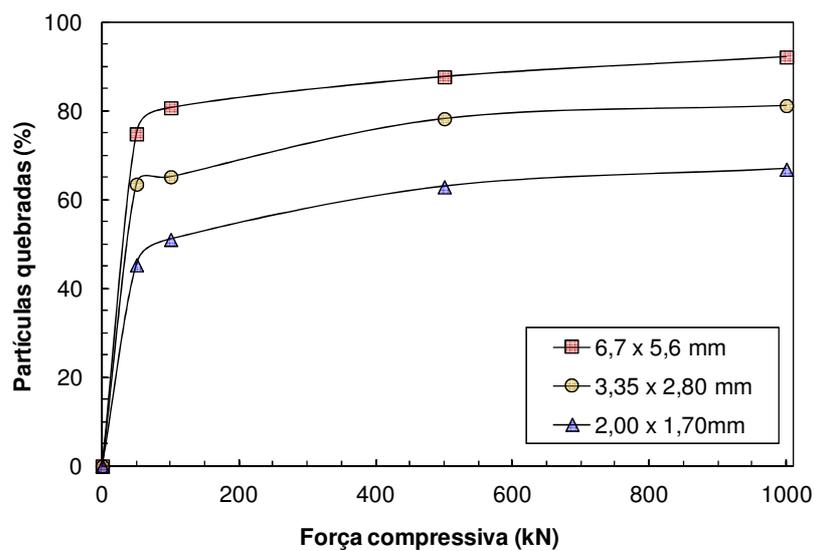


Figura 5.17 Quebra das partículas iniciais de diferentes tamanhos de minério de ferro, sobre diferentes forças compressivas

5.2.4 Simulação da compressão de leitos de partículas

Como foi descrito no capítulo de modelagem, no presente trabalho foram desenvolvidas diferentes versões do modelo de compressão de leitos de partículas. As simulações usando as diferentes versões foram comparadas e calibradas com base nos experimentos de compressão de leitos de partículas. Na Figura 5.18, se mostra uma comparação das simulações no software EDEM[®], usando as diferentes versões do modelo de compressão de leitos de partículas.

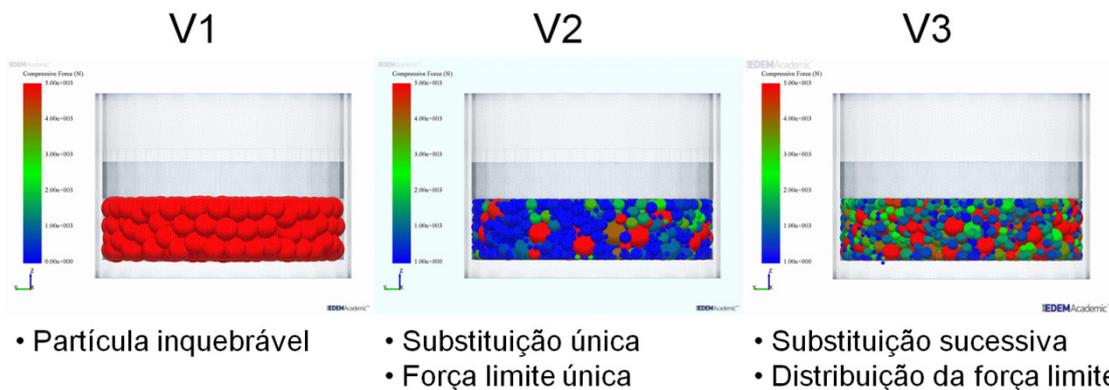


Figura 5.18 Simulação da compressão de leitos de partículas usando os diferentes modelos implementados no presente trabalho.

Para as simulações considerando partículas inquebráveis (V1), foram utilizados os modelos de *Hertz-Mindlin no slip* e de *Linear spring* para representar o contato partícula-partícula. Na Figura 5.19 é apresentado o perfil experimental de força compressiva versus densidade relativa, para a compressão de partículas de pelotas de minério de ferro de 12,5 x 9,0 mm, comparado com os perfis obtidos nas simulações usando o modelo de contato de *Hertz-Mindlin no slip* com diferentes valores do parâmetro de módulo de cisalhamento G (*Shear modulus*).

Os resultados mostram que o modelo de *Hertz-Mindlin no slip* com valor de módulo de cisalhamento $G = 1,6 \times 10^{10}$, correspondente ao valor medido para as partículas de pelotas de minério de ferro, descreve de forma adequada o perfil de força versus densidade relativa no começo da compressão do leito de partículas. No entanto, a quebra das partículas do leito torna o perfil de força experimental muito diferente do perfil simulado com partículas inquebráveis. As simulações realizadas usando diferentes valores do parâmetro de módulo de cisalhamento apresentaram pouca aderência ao

perfil experimental, porém foram testados outros modelos de contato do software e foram implementados modelos de contato customizados.

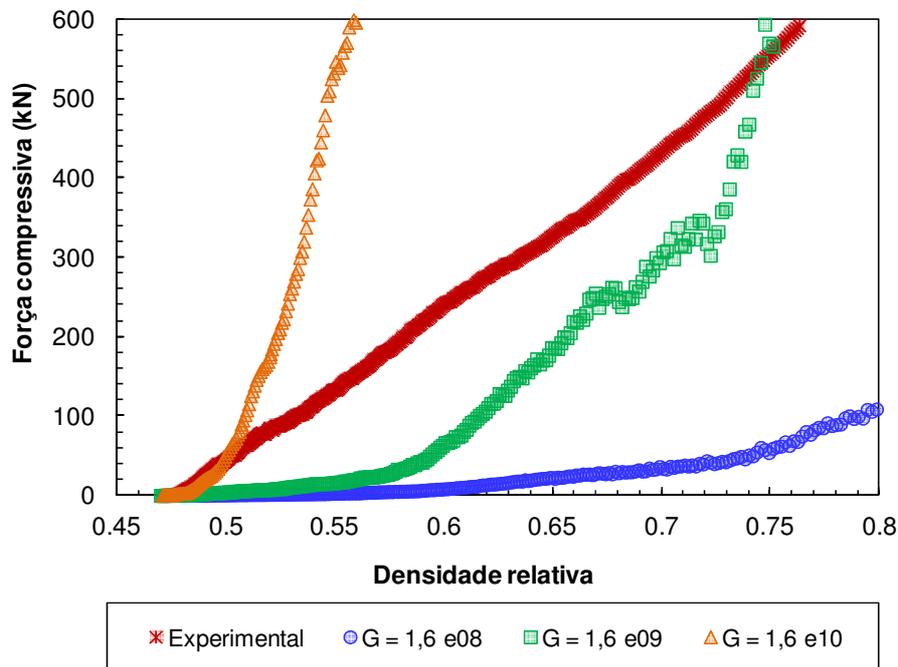


Figura 5.19 Curva de força versus densidade relativa experimental e simulada, para a compressão do leito de partículas de pelota de minério de ferro, usando o modelo de *Hertz-Mindlin no slip* com diferentes valores de módulo de cisalhamento G

Na Figura 5.20 se observam os perfis de força simulados com o modelo de *Linear spring* para o contato partícula-partícula, usando diferentes valores do parâmetro de velocidade característica (*Characteristic velocity*), dado em mm/s. O perfil de força versus deformação obtido nas simulações do modelo de *Linear spring* pode ser ajustado calibrando o parâmetro de velocidade característica, sendo o valor de $v_c = 0,1$ mm/s o que apresenta uma correspondência melhor com os dados experimentais para a compressão do leito de partículas de pelota de minério de ferro. No entanto, o modelo de contato ainda apresenta uma discrepância na representação do perfil de força, além de apresentar a limitação de simular partículas inquebráveis.

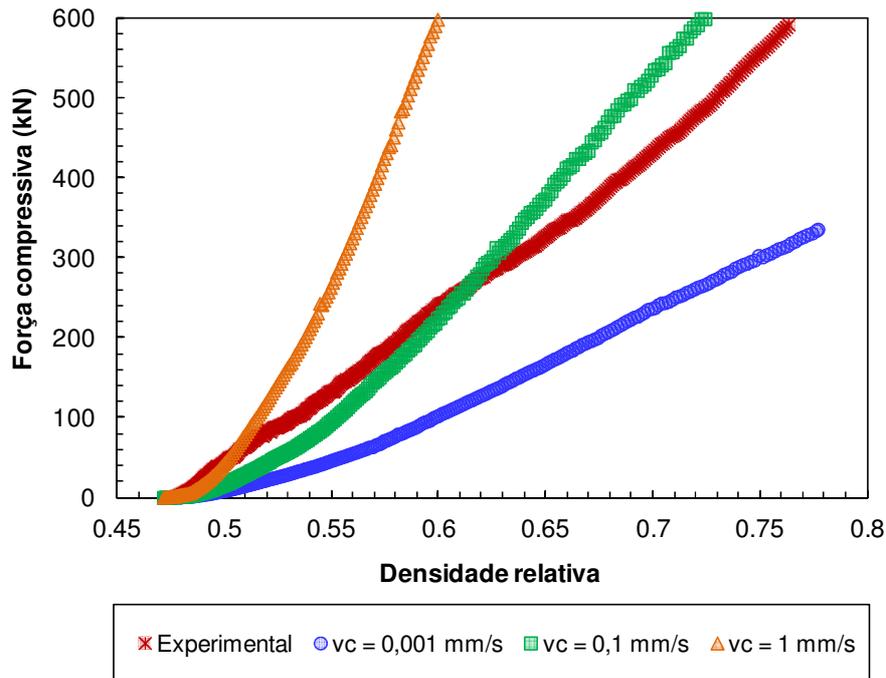


Figura 5.20 Curva de força versus densidade relativa experimental e simulada, para a compressão do leito de partículas de pelota de minério de ferro, usando o modelo de *Linear spring* com diferentes valores de velocidade característica v_c

No presente trabalho foram desenvolvidas duas versões do modelo de *particle replacement*, denominadas V2 e V3.

Como foi mostrado na Figura 5.18, na versão V2 as partículas do leito apresentam a mesma força limite de substituição f_L em função do tamanho. Após a substituição, as partículas filhas não têm a capacidade de ser substituídas de forma subsequente, e a distribuição de tamanho das partículas filhas geradas corresponde à distribuição pré-estabelecida mostrada na Figura 5.21. Na figura se mostra a distribuição das partículas filhas do modelo de substituição de partícula V2 usado nas simulações *DEM* de compressão de leitos, a qual é baseada na função quebra experimental dos leitos de partículas de pelotas de minério de ferro sobre diferentes forças de compressão.

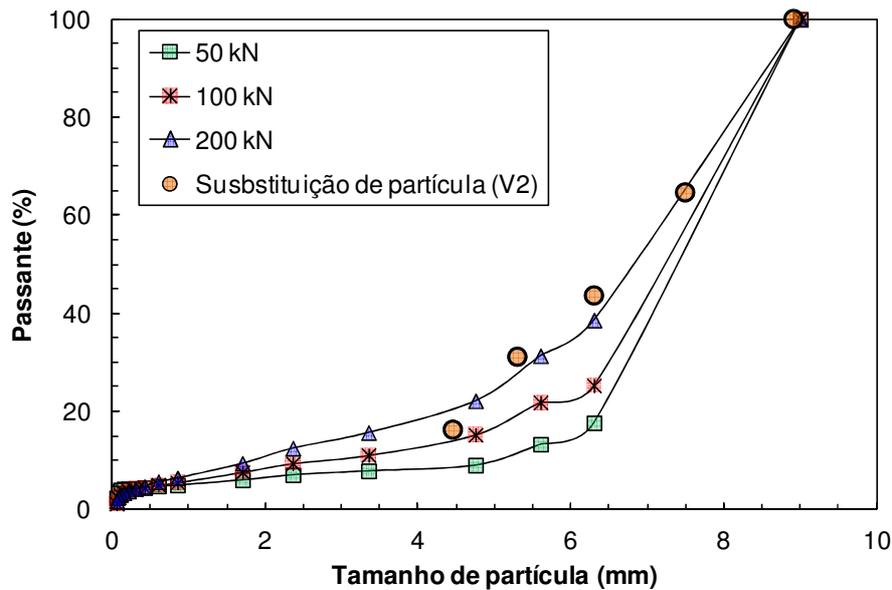


Figura 5.21 Função quebra do leito de partículas de pelotas de minério de ferro sobre diferentes forças de compressão, e distribuição das partículas filhas do modelo de substituição de partícula V2

Uma vez estabelecida a distribuição das partículas filhas e a força limite de substituição das partículas mães do modelo V2, foram realizadas diferentes simulações de compressão de leitos com o objetivo de calibrar o parâmetro de porcentagem de força de sobreposição b_L . Na Figura 5.22 se mostra o perfil de força versus densidade relativa para a simulação *DEM* da compressão de leitos de partículas do material de pelotas de minério de ferro usando diferentes valores do parâmetro b_L .

Na Figura 5.22 se observa que o perfil de força versus deformação com inclinação menor, corresponde à simulação com o menor valor do parâmetro b_L . O perfil simulado que apresentou a melhor aderência com o perfil experimental corresponde à simulação usando o $b_L = 0,2$ no modelo de substituição de partícula V2.

Adicionalmente, na Figura 5.23 se comparam as curvas de partículas quebradas em função das forças compressivas simuladas com diferentes valores do parâmetro b_L , com a curva experimental de probabilidade de quebra das partículas para diferentes forças compressivas aplicadas no leito de pelotas de minério de ferro de 12,5 x 9,0 mm.

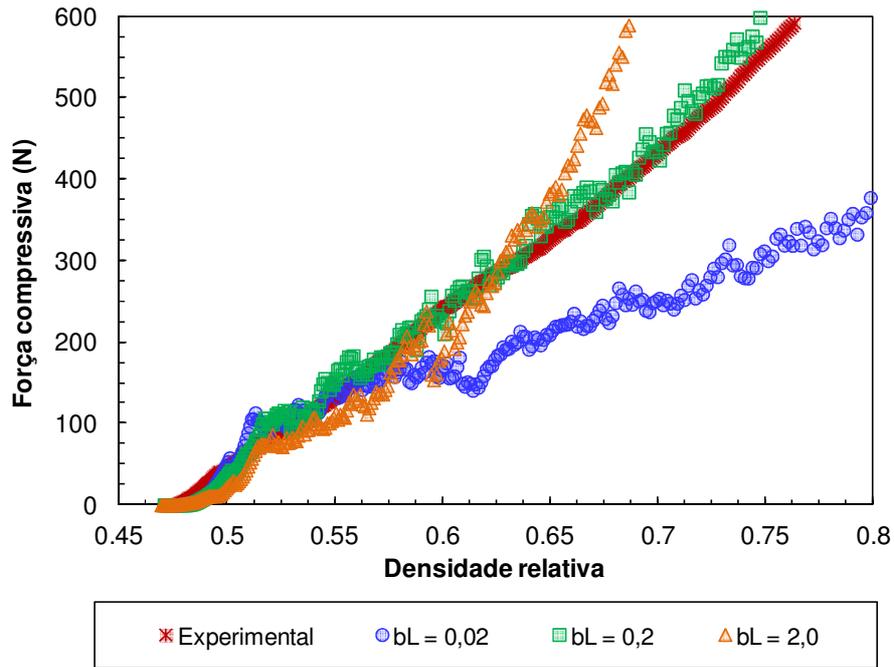


Figura 5.22 Perfil de força versus densidade relativa das simulações de compressão de leitos de partículas de pelotas de minério de ferro usando diferentes valores do parâmetro b_L do modelo de substituição de partícula V2

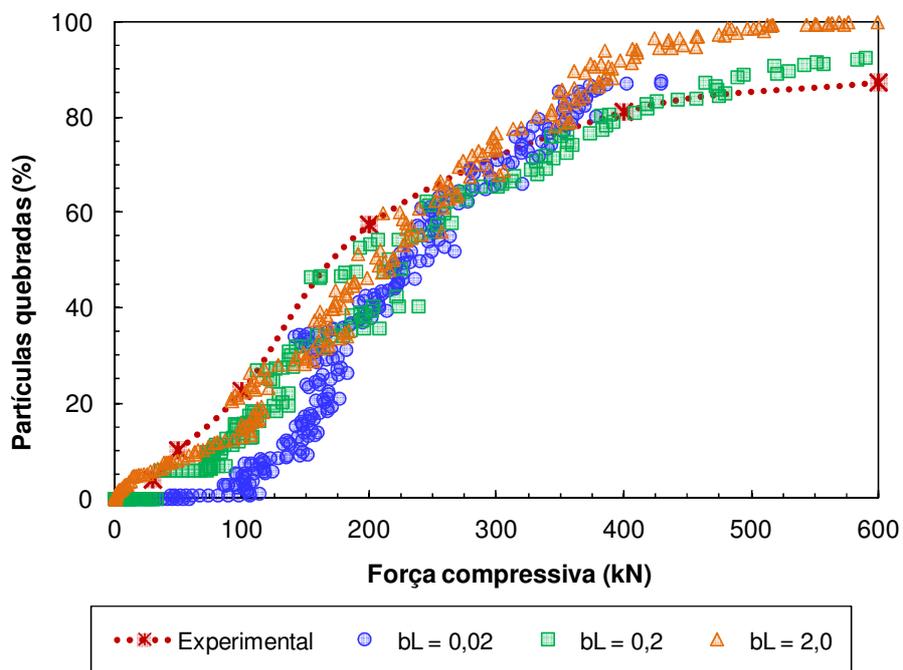


Figura 5.23 Partículas quebradas em função da força para a compressão de leitos de partículas de pelotas de minério de ferro, experimental e simulada usando diferentes valores do parâmetro b_L do modelo de substituição de partícula V2

Na Figura 5.23 se observa que, em geral, a versão V2 do modelo de substituição de partícula apresenta boa correspondência na descrição da probabilidade de quebra das partículas de pelotas de minério de ferro comprimidas no leito confinado, sendo o melhor ajuste o que corresponde à simulação com o parâmetro $b_L = 0,2$. No entanto, a distribuição granulométrica das partículas filhas é aproximadamente constante (Figura 5.21), mesmo com o aumento da força compressiva aplicada no leito.

Contudo, no presente trabalho foi reconhecida como uma limitação da versão V2 do modelo de substituição de partículas, associada à impossibilidade da quebra subsequente das partículas filhas. Como foi mencionado na revisão bibliográfica, na aplicação da prensa de rolos no processamento de minérios competentes, são alimentadas partículas com diâmetros maiores que a abertura de trabalho. Porém, as partículas sofrem diferentes estágios de quebra ao longo da zona de compressão da prensa de rolos, o que é considerado em modelos fenomenológicos como os de Morrell et al. (1997), e Torres e Casali (2009). Isso não estaria contemplado nessa versão do modelo.

Com base nas anteriores afirmações, foi proposta a versão V3 do modelo de substituição de partícula, a qual considera a quebra subsequente das partículas filhas até um determinado tamanho limite, e a distribuição de força de ruptura em função do tamanho das partículas que foi ilustrada na Figura 5.12.

Na Figura 5.24 é apresentada a distribuição da quebra primária das pelotas de minério de ferro com base no modelo do t_{10} , junto com a distribuição de partículas filhas geradas pela versão V3 do modelo de substituição de partícula. De forma análoga ao modelo V2, uma vez estabelecida a distribuição das partículas filhas e força limite de substituição das partículas mães do modelo V3, foi calibrado o parâmetro de percentagem de força de sobreposição b_L .

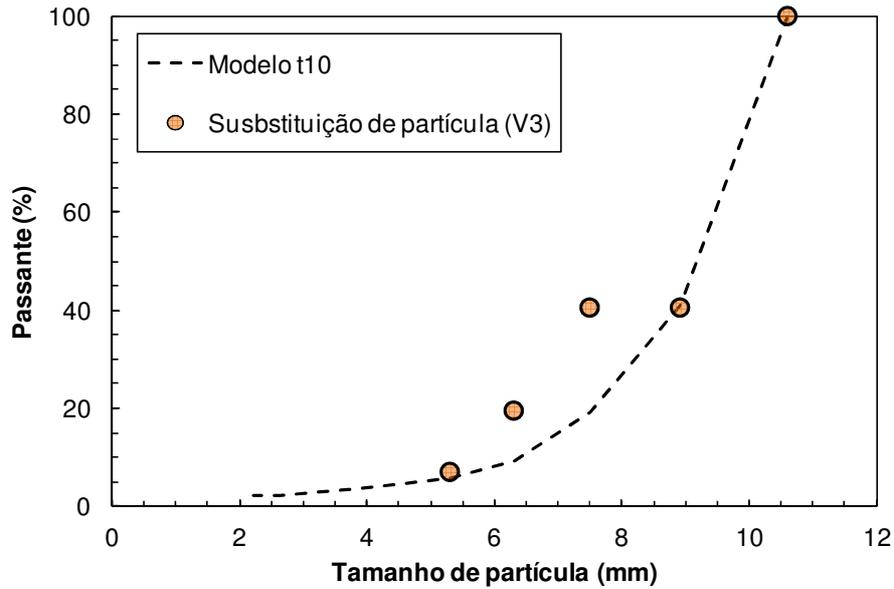


Figura 5.24 Distribuição da quebra primária das partículas de pelota de minério de ferro com base no modelo do t_{10} , e distribuição das partículas filhas do modelo de substituição de partícula V3

Na Figura 5.25 é apresentado o perfil de força versus densidade relativa para a simulação *DEM* da compressão de leitos de pelotas de minério de ferro usando diferentes valores do parâmetro b_L do modelo de substituição de partícula V3. Na Figura 5.25 se observa que o perfil simulado que apresentou a melhor aderência com o perfil experimental corresponde à simulação usando o $b_L = 0,16$ no modelo de substituição de partícula V3.

De forma análoga ao modelo V2, na Figura 5.26 se comparam as curvas de partículas quebradas em função da força compressiva simuladas com diferentes valores do parâmetro b_L , com a curva experimental de probabilidade de quebra das partículas para diferentes forças compressivas aplicadas no leito de pelotas de minério de ferro de 12,5 x 9,0 mm.

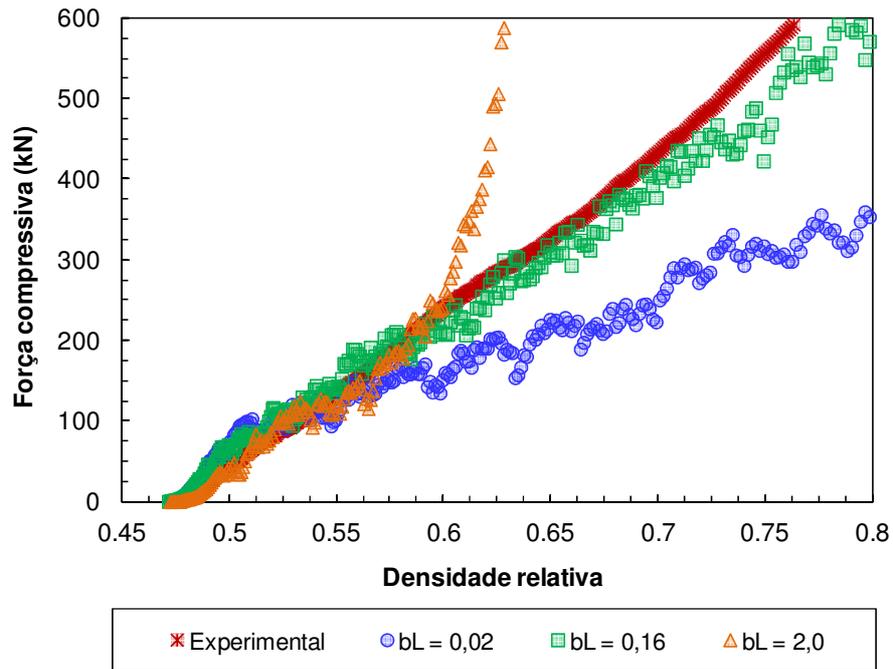


Figura 5.25 Perfil de força versus densidade relativa das simulações de compressão de leitos de partículas de pelotas de minério de ferro usando diferentes valores do parâmetro b_L do modelo de substituição de partícula V3

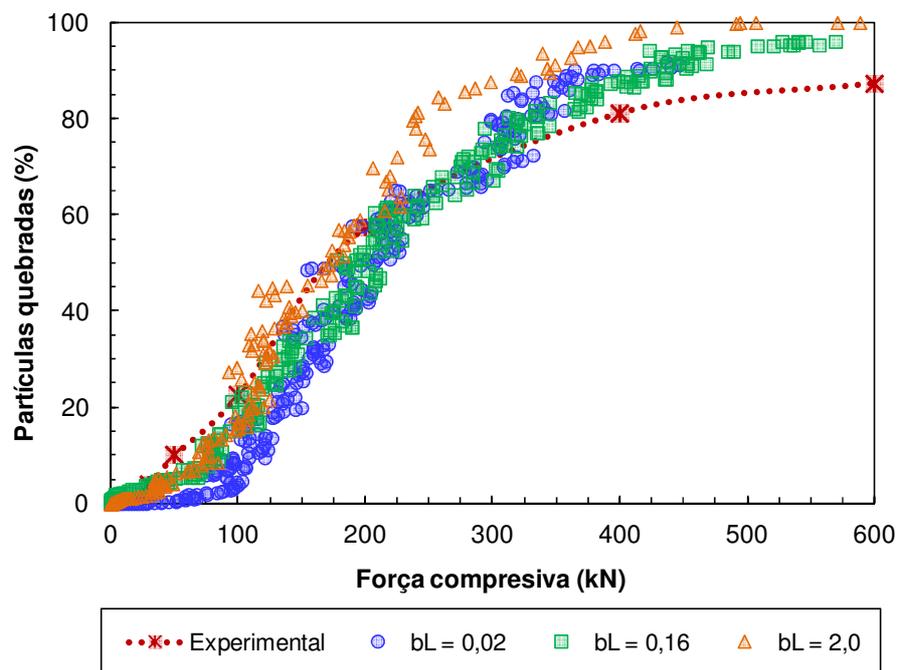


Figura 5.26 Partículas quebradas em função da força de compressão de leitos de partículas de pelotas de minério de ferro, experimental e simulada usando diferentes valores do parâmetro b_L do modelo de substituição de partícula V3

Na Figura 5.26 se observa que o modelo de substituição de partícula V3 apresenta boa correspondência na descrição da probabilidade de quebra das partículas de pelotas de minério de ferro comprimidas no leito confinado. Adicionalmente, devido à flexibilidade do modelo de representar a quebra subsequente das partículas filhas, é possível representar diferentes distribuições granulométricas do produto de compressão de leitos em função da força compressiva aplicada no leito (Figura 5.27).

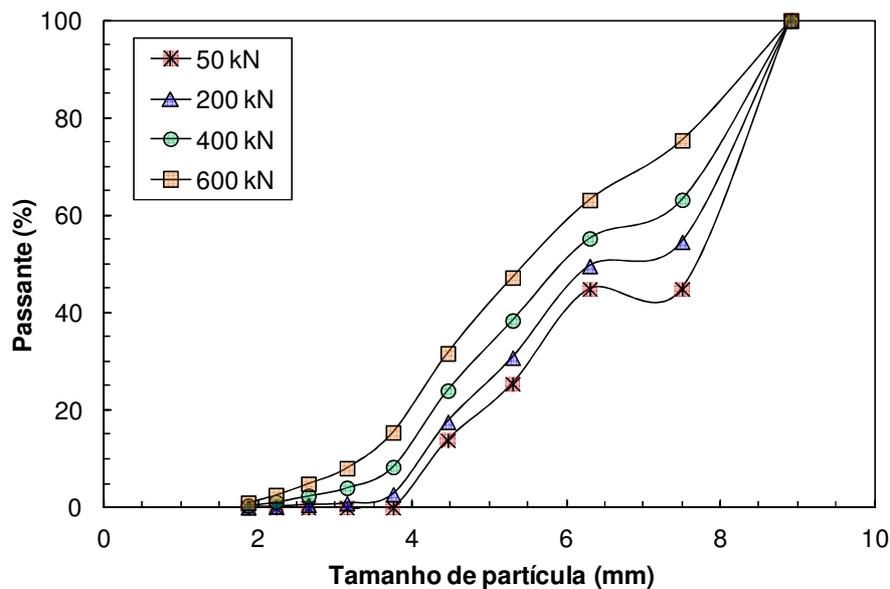


Figura 5.27 Distribuição granulométrica do produto da compressão de leitos de partículas de pelotas de minério de ferro simuladas para diferentes forças, usando o modelo de substituição de partícula V3

Na Figura 5.27 se mostra que a distribuição granulométrica do leito de partículas se torna mais fina com o aumento da força compressiva no leito. Diferente do modelo de substituição de partícula V2, a versão V3 terá a capacidade de representar a probabilidade de quebra de uma partícula e os diferentes eventos de quebra que sofre uma partícula ao longo da zona de compressão da prensa de rolos.

No entanto, modelo V3, ainda precisa ser refinado para representar de forma mais realista os finos (partículas menores de 1mm) da distribuição granulométrica do produto da compressão de leitos. Adicionalmente, é necessária a implementação de uma rotina que contabilize a massa de partículas finas (*sub DEM*) que são produzidas pela compressão e que não são geradas na simulação.

5.3 Operação da prensa de rolos em escala de laboratório

Como foi mencionado no capítulo de metodologia, foram realizados testes de moagem de diferentes materiais sob diferentes condições iniciais de operação do sistema hidráulico da prensa de rolos de laboratório POLYCOM[®]. A seguir se apresentam os resultados dos ensaios que incluem medidas da abertura operacional obtida por filmagem com câmera digital, a força compressiva e a potência líquida, medidas pelo sistema de aquisição da prensa de rolos, e a distribuição granulométrica do produto da moagem caracterizada por peneiramento.

5.3.1 Abertura de trabalho

Na Figura 5.28 são apresentados os resultados de medida da abertura operacional da prensa de rolos de laboratório para os testes de moagem da amostra de Itabirito compacto, sob diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico e distribuições granulométricas da alimentação. Os resultados mostram a relação inversa entre a abertura de operação e a força inicial do sistema hidráulico, sendo a abertura maior correspondente à menor força inicial. No caso da moagem mantendo os parâmetros do sistema hidráulico constantes e variando o tamanho da alimentação (monotamanho), se observa uma relação direta com a abertura operacional.

Na Figura 5.29 também é possível observar a relação direta entre a abertura operacional e a pressão inicial do sistema hidráulico da prensa de rolos na moagem de pelotas de minério de ferro. No entanto, a abertura operacional também está relacionada com as variáveis da operação como distribuição granulométrica da alimentação e velocidade dos rolos, como é possível observar na moagem do itabirito friável sob pressão inicial do sistema hidráulico constante igual a 80 bar (Figura 5.1).

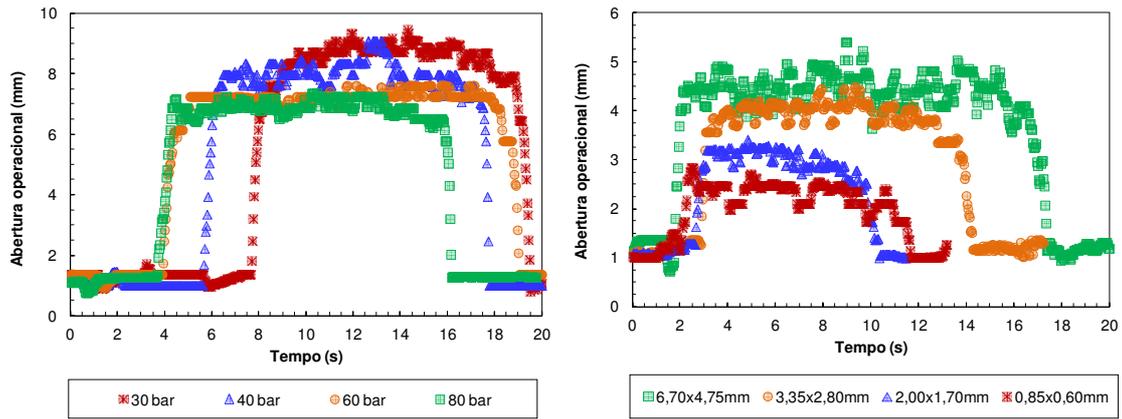


Figura 5.28 Abertura operacional da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito compacto, sobre diferentes pressões iniciais (esquerda) e granulometria da alimentação (direita)

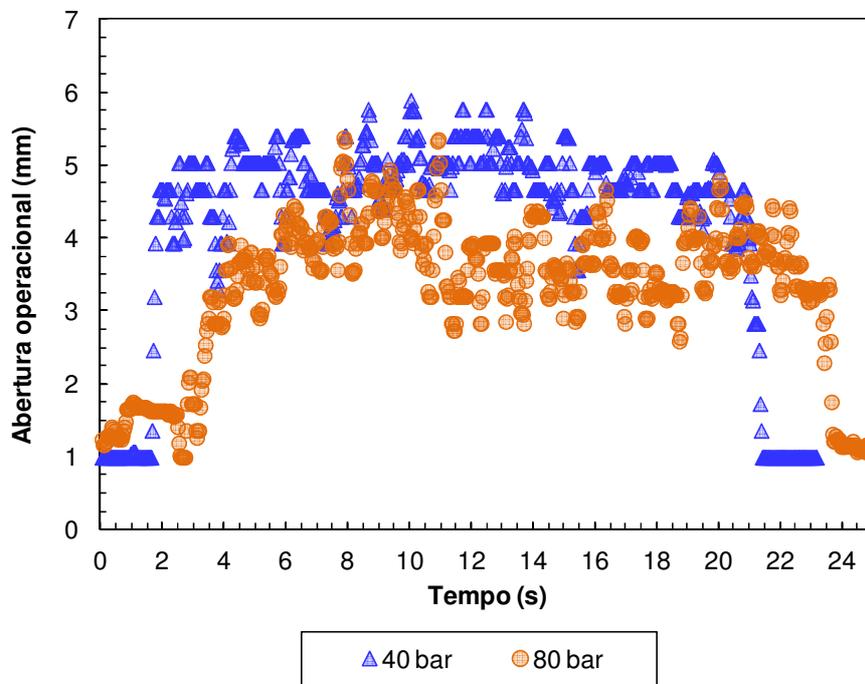


Figura 5.29 Abertura operacional da prensa de rolos, para os testes de moagem de pelotas de minério de ferro sobre diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico

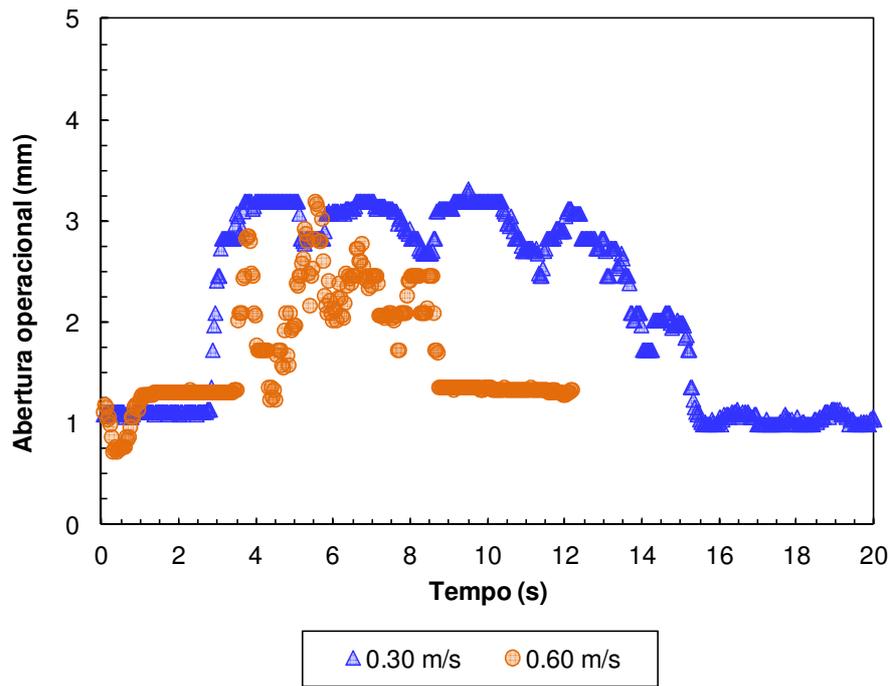


Figura 5.30 Abertura operacional da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito friável usando diferentes velocidades tangenciais dos rolos e pressão inicial constante do sistema hidráulico

5.3.2 Força compressiva

Como foi mencionado no capítulo de revisão bibliográfica, a força compressiva de operação depende dos parâmetros iniciais do sistema hidráulico de pressão de Nitrogênio e da pressão do fluido hidráulico. Geralmente, se recomenda que a razão entre a pressão de nitrogênio P_{N_2} e a pressão do fluido P_{Oleo} seja em torno de 0,7, no entanto é possível estabelecer razões menores o que produz um sistema de mola mais rígido (ALVES, 2012).

A força compressiva da prensa de rolos, também é dependente de variáveis operacionais, como a velocidade e tipo de revestimento dos rolos, a distribuição granulométrica da alimentação e das propriedades individuais do material. A seguir, se apresentam os resultados da força compressiva de operação para os diferentes ensaios realizados na prensa de rolos POLYCOM[®]. A força compressiva é calculada com base nos valores de pressão de operação em bar, multiplicados pela área efetiva dos cilindros hidráulicos da prensa de rolos.

Na Figura 5.31 se observam os resultados da força compressiva da prensa de rolos de laboratório para os testes de moagem do Itabirito compacto, sob diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico e distribuições granulométricas da alimentação. Os resultados mostram que, para uma mesma alimentação material, a pressão final de operação depende da pressão inicial do sistema hidráulico P_{Oleo} e da razão P_{N2}/P_{Oleo} . Para valores constantes dos parâmetros do sistema hidráulico, se observa que a força compressiva aumenta com o aumento do tamanho máximo da alimentação.

Na Figura 5.32 é possível observar a relação direta entre a força compressiva e a pressão inicial do sistema hidráulico da prensa de rolos na moagem de pelotas de minério de ferro usando a mesma proporção de P_{N2}/P_{Oleo} . Da mesma forma que a abertura operacional, a força compressiva de operação também esta relacionada às variáveis da operação como distribuição granulométrica da alimentação e velocidade dos rolos, como é possível observar na moagem do itabirito friável mantendo constante a pressão inicial do sistema hidráulico no valor de 80 bar (Figura 5.33).

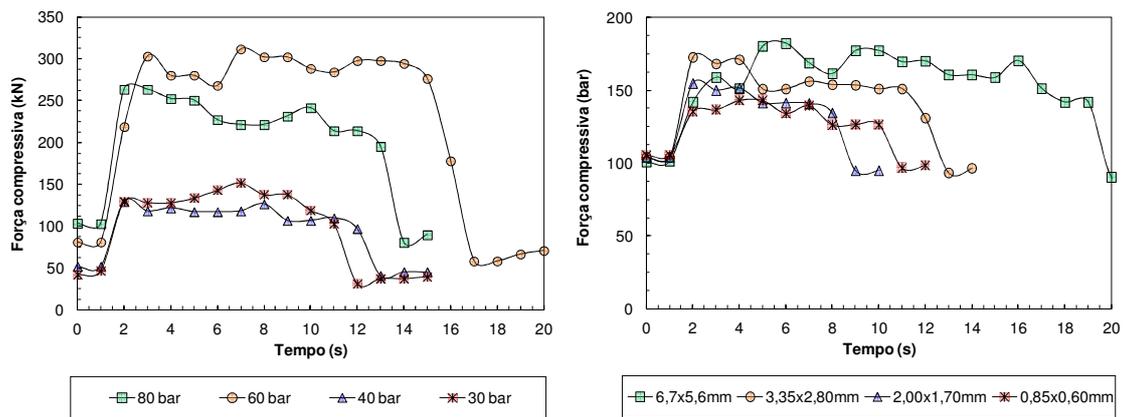


Figura 5.31 Força compressiva da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito compacto, sobre diferentes pressões iniciais (esquerda) e distribuição granulométrica da alimentação (direita)

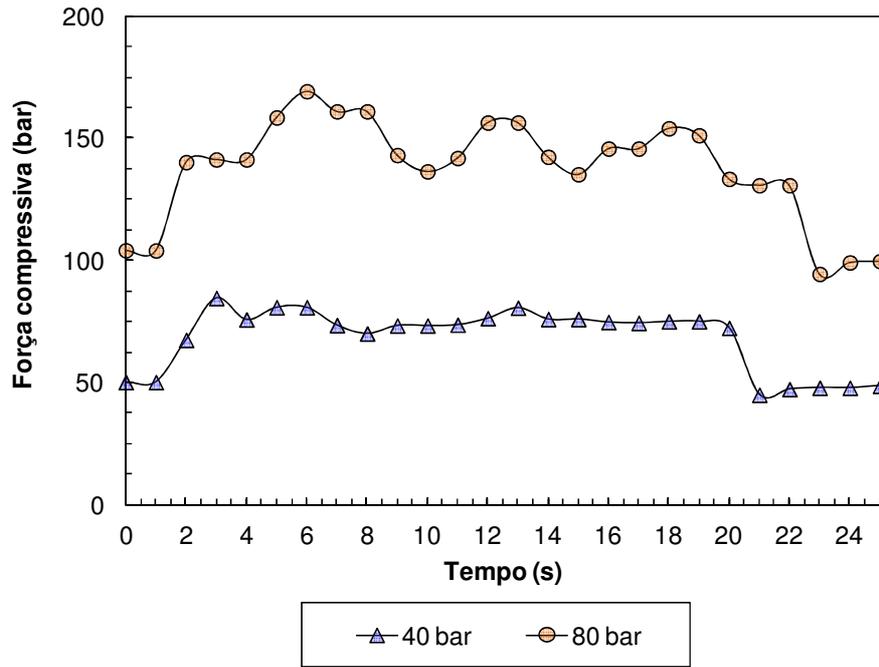


Figura 5.32 Força compressiva da prensa de rolos, para os testes de moagem de pelotas de minério de ferro sobre diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico

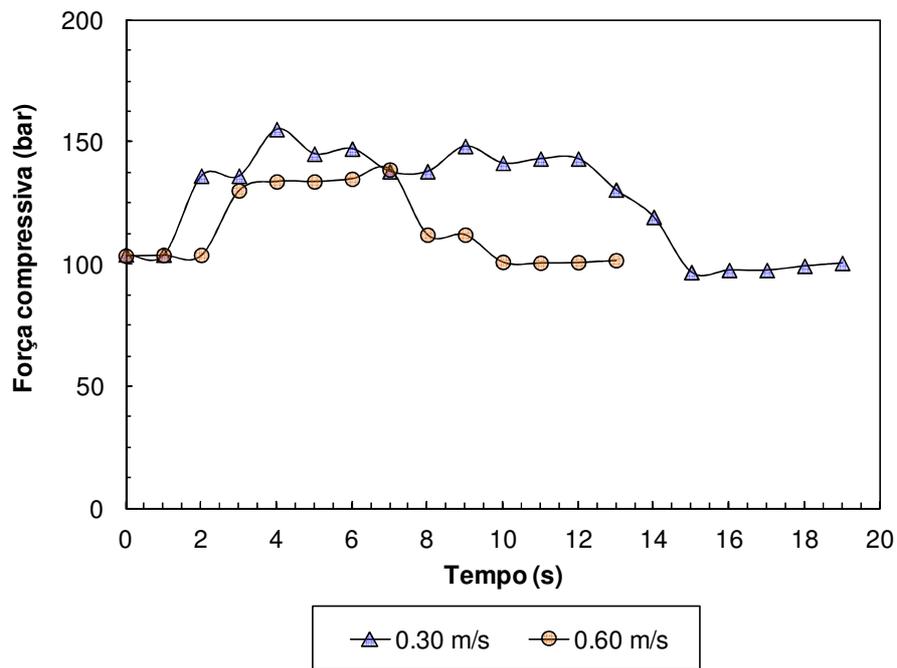


Figura 5.33 Força compressiva da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito friável usando diferentes velocidades tangenciais dos rolos e pressão inicial constante do sistema hidráulico

5.3.3 Potência de operação

A seguir, se apresentam os resultados da potência líquida para os diferentes ensaios realizados na prensa de rolos POLYCOM[®]. A potência líquida da prensa de rolos é o valor da potência medida operando vazia P_i subtraída da potência medida durante o ensaio P_t .

Na Figura 5.34 se observam os resultados da potência líquida da prensa de rolos de laboratório para os testes de moagem do Itabirito compacto, sob diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico e granulometrias da alimentação. Os resultados mostram uma relação direta entre potência líquida consumida e a força compressiva de operação da Figura 5.31. Na moagem das pelotas de minério de ferro, também se observa a relação direta entre a força compressiva de operação e a potência líquida consumida (Figura 5.35).

Na Figura 5.35 se observa que, com o aumento da velocidade de rotação dos rolos, a potência líquida consumida aumenta consideravelmente na moagem do Itabirito friável, mantendo constante a pressão inicial do sistema hidráulico em 80 bar.

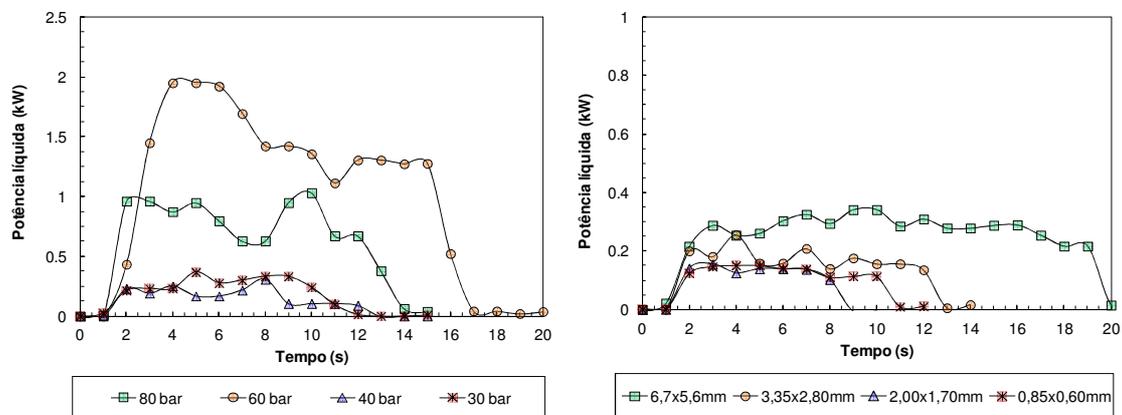


Figura 5.34 Potência líquida da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito compacto, sobre diferentes pressões iniciais (esquerda) e distribuição granulométrica da alimentação (direita)

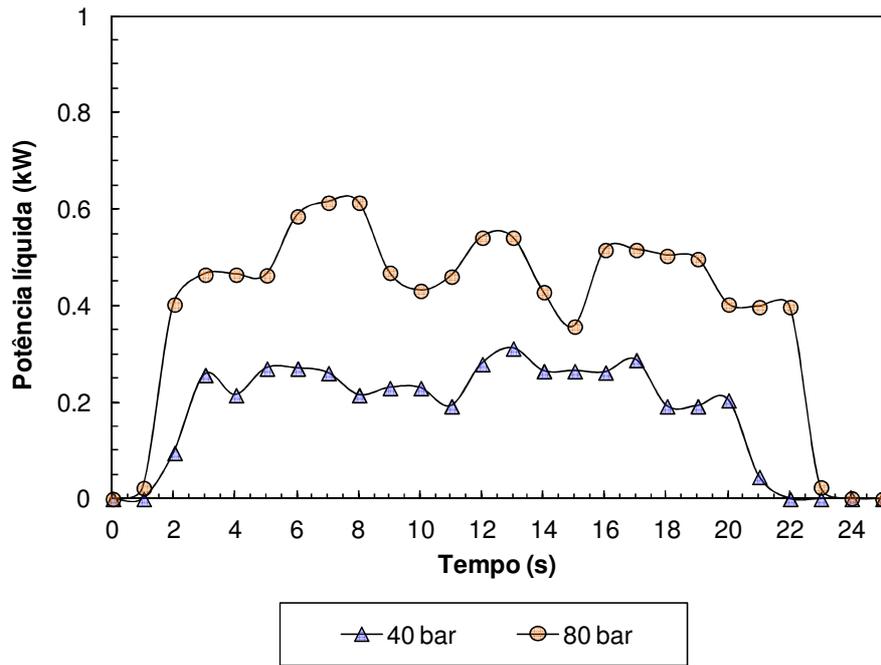


Figura 5.35 Potência líquida da prensa de rolos, para os testes de moagem de pelotas de minério de ferro sobre diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico

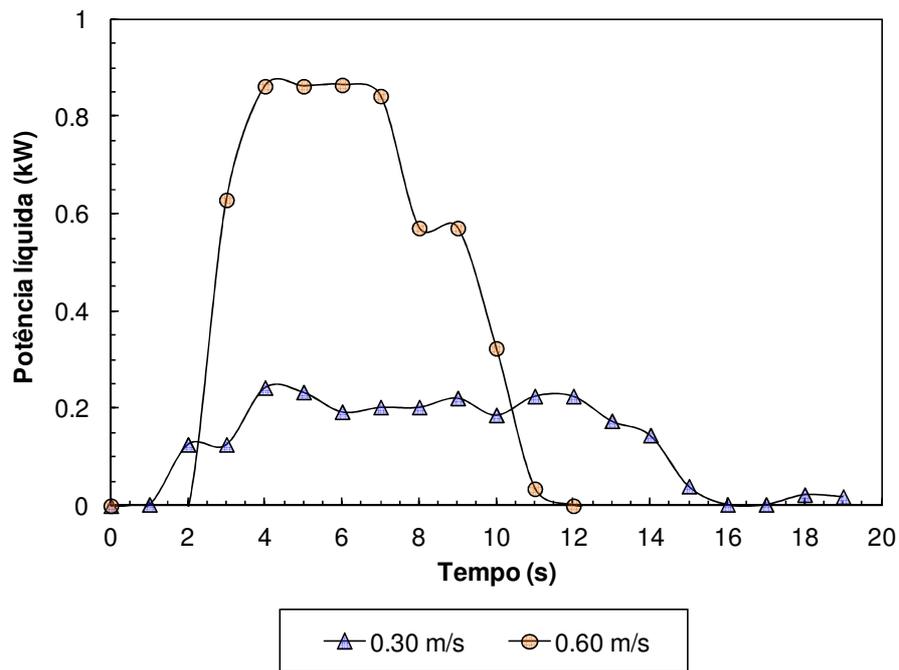


Figura 5.36 Potência líquida da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito friável usando diferentes velocidades tangenciais dos rolos e pressão inicial constante do sistema hidráulico

5.3.4 Distribuição granulométrica do produto

Durante os ensaios de moagem na prensa de rolos de laboratório foram tomadas três amostras do produto correspondentes ao começo dos testes (primeiros 3 segundos), meio, e final (últimos 3 segundos). Os resultados apresentados a seguir, correspondem à distribuição granulométrica do produto do período intermediário, para os diferentes testes de moagem realizados na prensa de rolos POLYCOM®.

Na Figura 5.37 são apresentados os resultados da distribuição granulométrica do produto da prensa de rolos para os testes de moagem de Itabirito compacto, sob diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico e granulometrias da alimentação. Nos resultados se observa uma relação direta entre a pressão inicial do sistema hidráulico e a razão de redução das partículas do Itabirito compacto. Adicionalmente, se observa que, para os testes usando os mesmos parâmetros do sistema hidráulico e monotamanhos com diferentes tamanhos máximos de partícula de alimentação, as granulometrias do produto apresentam formatos similares seguindo o princípio de similaridade observado pelo Fuerstenau et al. (1991).

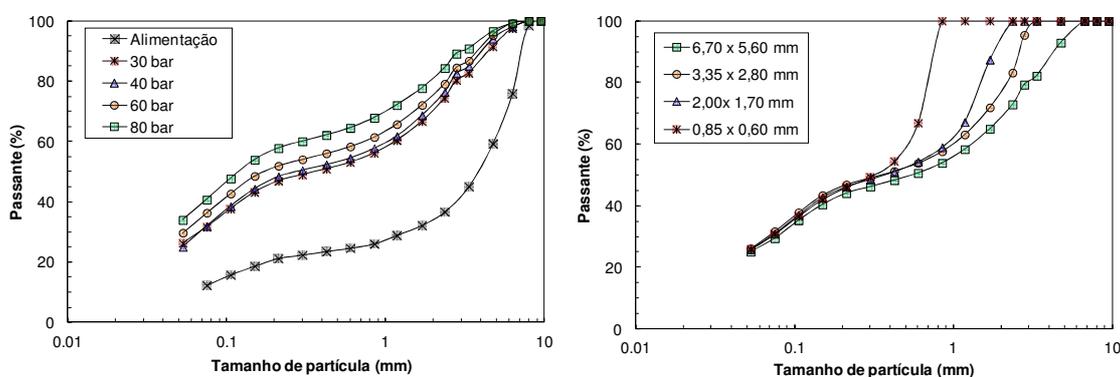


Figura 5.37 Distribuição granulométrica do produto da prensa de rolos para os testes de moagem de Itabirito compacto, sob diferentes pressões iniciais (esquerda) e granulometrias da alimentação (direita)

Na Figura 5.38 também se observa a relação direta entre a razão de redução das partículas e a pressão inicial do sistema hidráulico da prensa de rolos, para a moagem das pelotas de minério de ferro. Na Figura 5.39 se observa que a velocidade de rotação dos rolos não influencia significativamente na distribuição granulométrica do produto da moagem do Itabirito friável, mantendo constante a pressão inicial do sistema hidráulico em 80 bar.

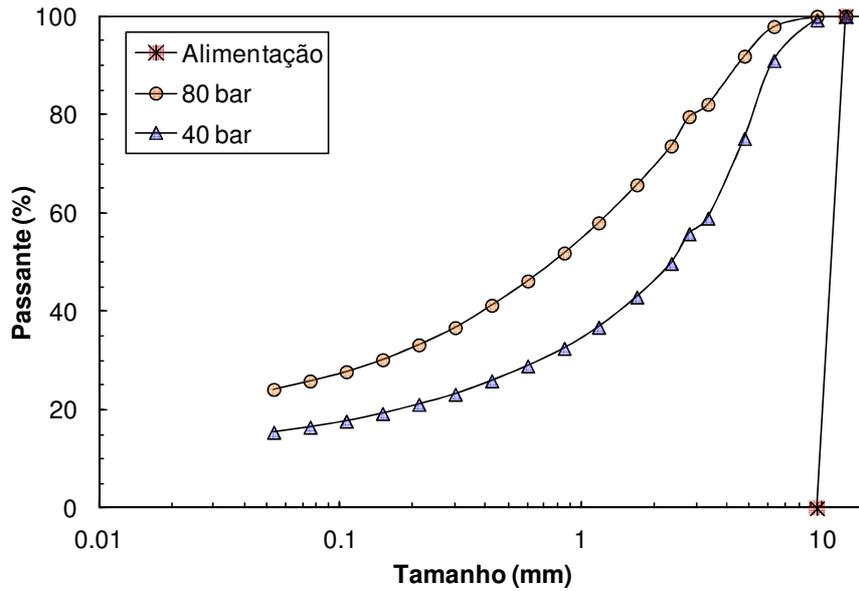


Figura 5.38 Distribuição granulométrica do produto da prensa de rolos, para os testes de moagem de pelotas de minério de ferro sobre diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico

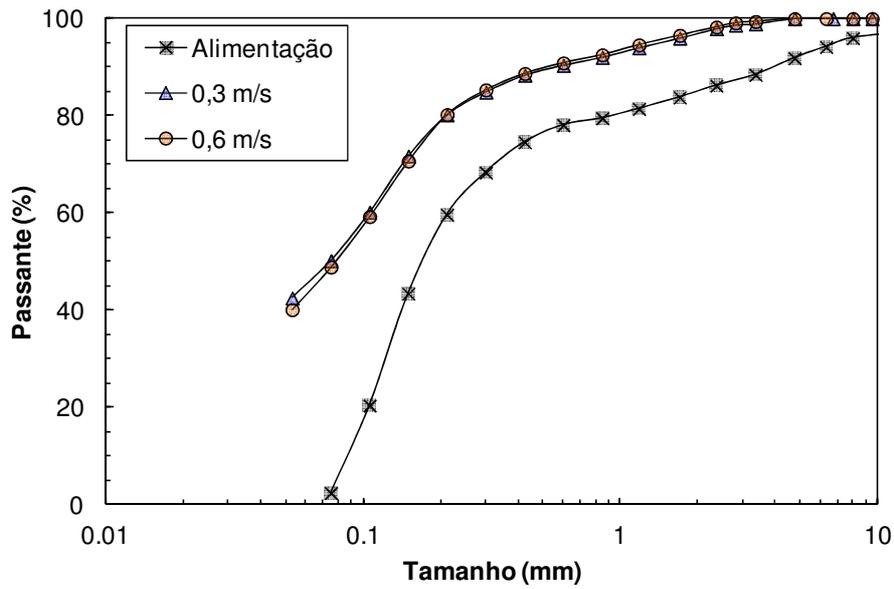


Figura 5.39 Distribuição granulométrica do produto da prensa de rolos, para os testes de moagem de Itabirito friável usando diferentes velocidades tangenciais dos rolos e pressão inicial constante do sistema hidráulico

5.4 Simulação da prensa de rolos em escala de laboratório

Como foi mencionado no capítulo de modelagem, as simulações *DEM* da operação da prensa de rolos usando o acoplamento de duas vias com o modelo do sistema hidráulico do rolo móvel e os modelos de compressão de leitos de partícula permitem a avaliação da influência das diferentes variáveis de operação, sobre as principais variáveis de desempenho as quais são a abertura de trabalho, a capacidade, a força compressiva nos rolos e a potência líquida consumida.

Para observar a resposta dinâmica das variáveis de desempenho foram realizadas simulações *DEM* da prensa de rolos em escala de laboratório, usando os parâmetros dos modelos de contato calibrados para os materiais apresentados anteriormente, diferentes parâmetros iniciais do modelo do sistema hidráulico do rolo móvel, e os modelos de partícula inquebrável V1 e de substituição de partícula V2 e V3.

Na Figura 5.40 se observa a representação gráfica da resposta dinâmica da velocidade horizontal do rolo móvel e a força compressiva no leito de partículas na zona de compressão, da simulação *DEM* da prensa de rolos com revestimento de rebites, usando os parâmetros do material modelo de minério de ferro e a granulometria da alimentação do Itabirito compacto mostrada na Figura 5.37.

Uma das principais vantagens das simulações *DEM* da prensa de rolos é a possibilidade de analisar de forma detalhada o que acontece dentro do equipamento de cominuição. A representação gráfica permite analisar variáveis que são muito difíceis de observar de forma experimental nos testes usando prensas de rolos reais, como a força compressiva dentro do leito de partículas, ou a velocidade das partículas na sua passagem pela zona de compressão (Figura 5.41).

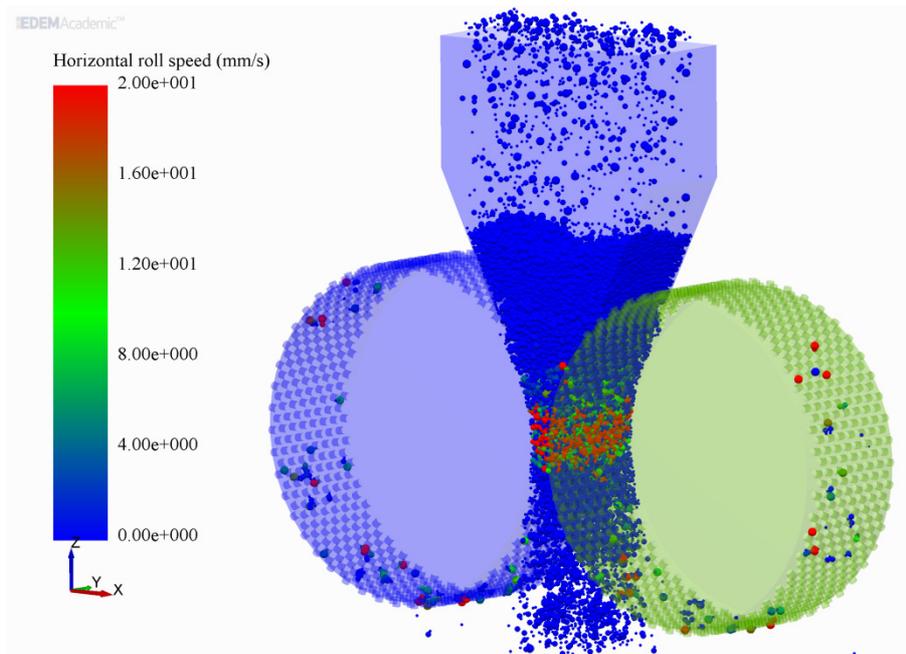


Figura 5.40 Resposta dinâmica da velocidade do rolo móvel, da simulação *DEM* da prensa de rolos usando os parâmetros de contato das pelotas de minério de ferro, e uma granulometria de alimentação polidispersa

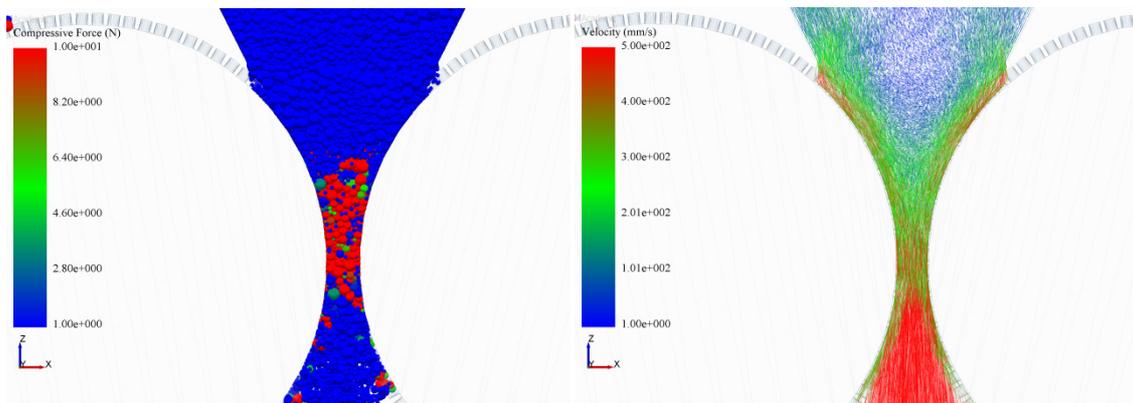


Figura 5.41 Resposta da força compressiva no leito de partículas (esquerda) e velocidade das partículas na zona de compressão (direita), da simulação *DEM* da prensa de rolos usando os parâmetros de contato das pelotas de minério de ferro, e uma granulometria de alimentação polidispersa

No entanto, além das imagens e vídeos que representam de forma qualitativa as respostas das variáveis operacionais da prensa de rolos, é possível extrair das simulações informações quantitativas das diferentes variáveis chaves de operação, que serão apresentadas a seguir.

5.4.1 Força compressiva

Na modelagem e escalonamento das prensas de rolos, uma das principais variáveis chave de operação é a força compressiva aplicada pelos rolos no leito de partículas. As simulações *DEM* proporcionam grande detalhe na representação e análise gráfica qualitativo da força de compressão no leito e na geometria do rolo como é possível observar na Figura 5.42.

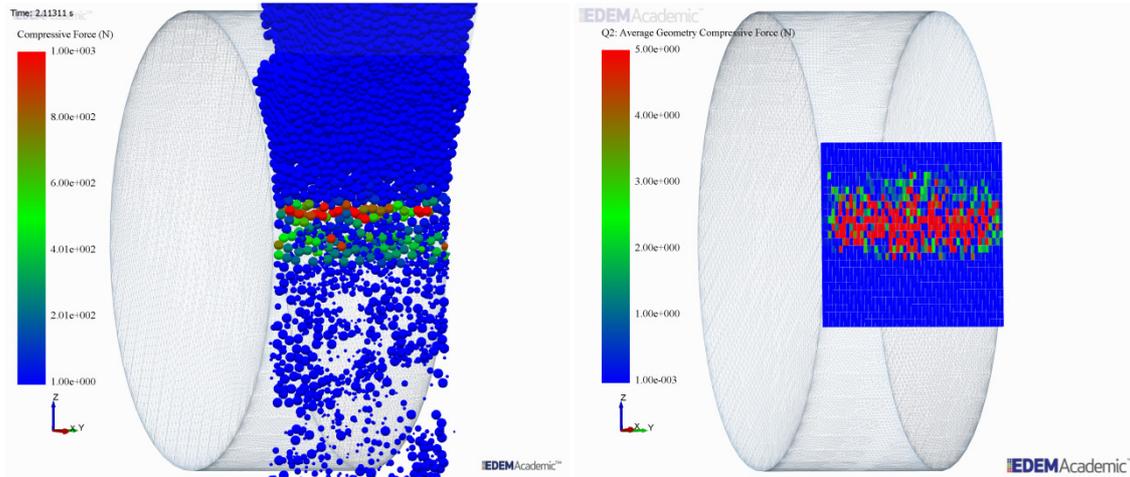


Figura 5.42 Distribuição da força compressiva no leito (esquerda) e força compressiva média no rolo (direita) na simulação *DEM* da prensa de rolos usando o modelo de substituição de partícula V2

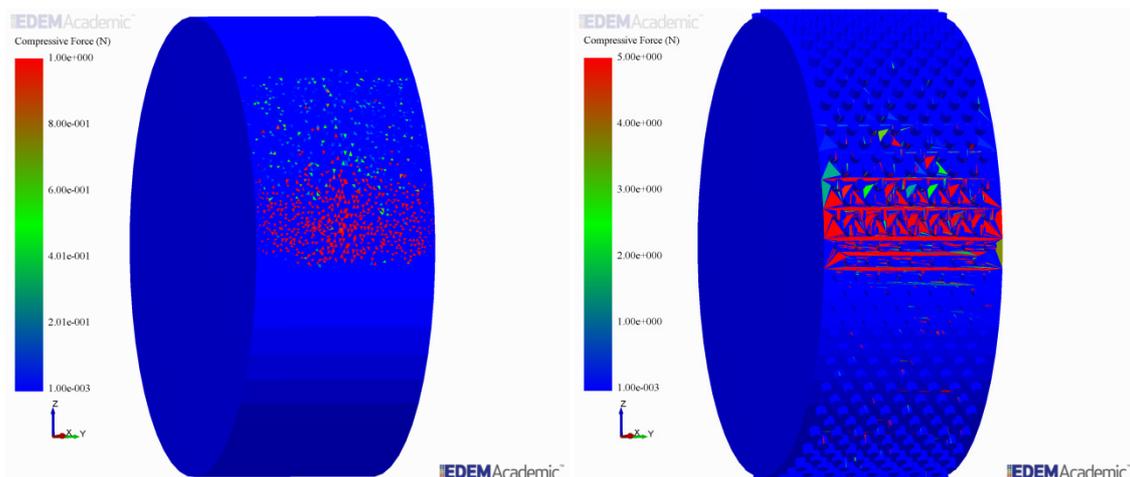


Figura 5.43 Distribuição da força compressiva no rolo com revestimento liso (esquerda) com revestimento de rebites (direita) na simulação *DEM* da prensa de rolos usando o modelo de substituição de partícula V2

Adicionalmente, foi possível realizar uma análise qualitativa detalhada da superfície dos rolos, mostrando onde são aplicadas as maiores forças compressiva, como é ilustrado na Figura 5.43. A análise das geometrias constitui uma ferramenta promissora na previsão do desgaste do revestimento, inclusive pode ser a base de projetos de novos tipos de revestimento.

Entretanto, também é possível extrair informações quantitativas do perfil da força compressiva nos rolos, como é possível observar na Figura 5.44. Os resultados mostram que o perfil de força tem um formato parabólico, o que foi considerado pelo modelo fenomenológico proposto por Torres e Casali (2009), sendo a força compressiva média mais alta na porção central e menor na periferia dos rolos.

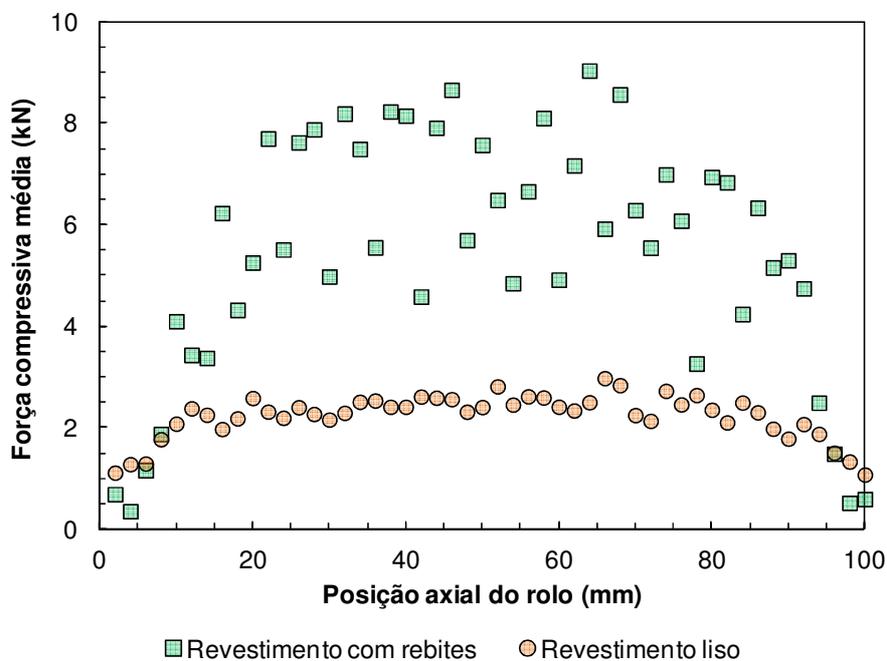


Figura 5.44 Perfil axial da força compressiva no rolo para diferentes tipos de revestimento simulado usando o modelo de substituição de partícula V2

Como foi mostrado anteriormente, a força compressiva aplicada pela prensa de rolos pode ser medida de forma experimental durante a operação, de maneira que o valor da força compressiva depende de diferentes variáveis, como os parâmetros iniciais do sistema hidráulico e as propriedades individuais e distribuição granulométrica da alimentação do material. Da mesma forma, é possível extrair a resposta da força compressiva dos rolos ao longo do tempo, como é mostrado na Figura 5.45.

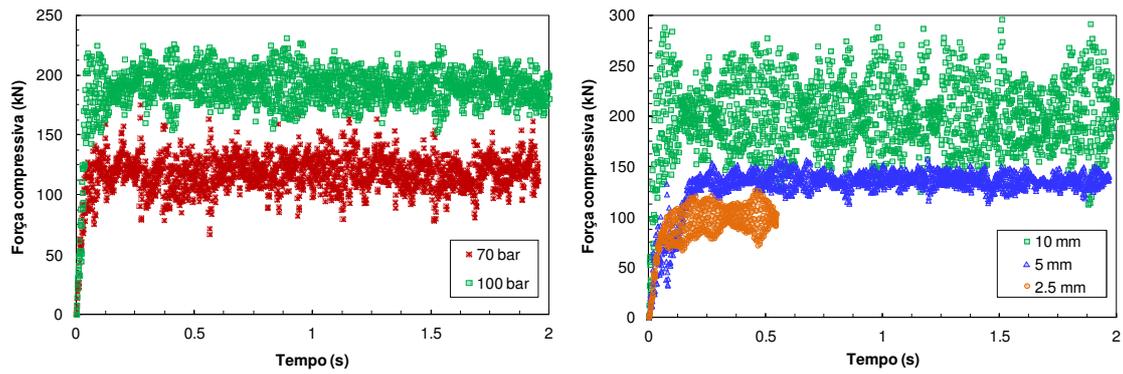


Figura 5.45 Força compressiva dos rolos para diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico (esquerda) e tamanhos máximos de alimentação (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2

Na Figura 5.46 se observa a simulação da prensa de rolos com revestimento de rebites, usando o modelo de partícula inquebrável V1 e uma alimentação de partículas com diferentes módulos de cisalhamento. Na análise da simulação *DEM* é representada graficamente a resposta dinâmica da força aplicada pelo rolo móvel no eixo horizontal. Adicionalmente, se mostra a inclusão progressiva das partículas com maior valor de módulo de cisalhamento (2×10^9 Pa) na alimentação que contém partículas com menor módulo de cisalhamento (2×10^7 Pa).

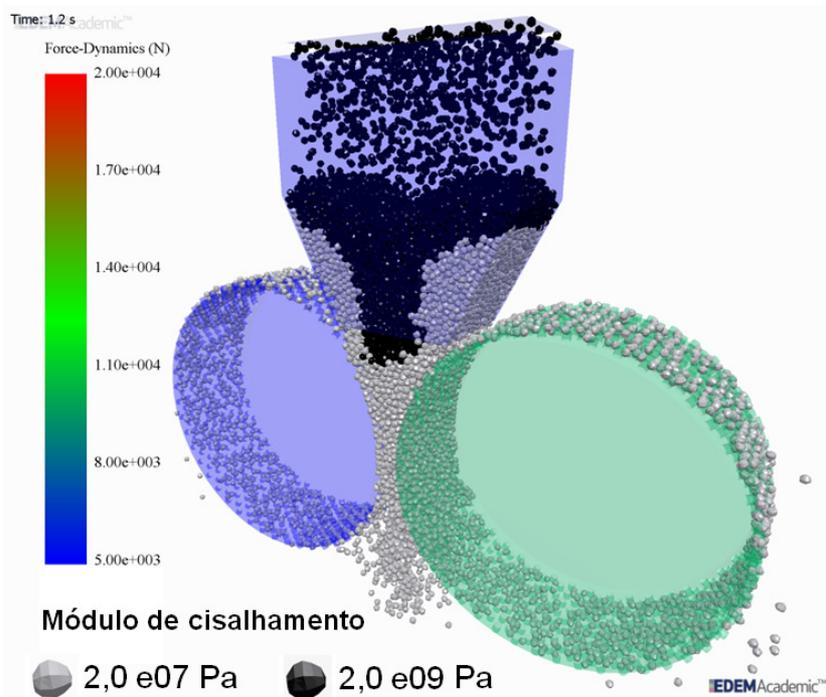


Figura 5.46 Simulação DEM da prensa de rolos usando o modelo de partícula inquebrável V1 com diferentes valores de módulo de cisalhamento

Na Figura 5.47 se observa como a força compressiva aumenta com o incremento do módulo de cisalhamento das partículas da alimentação da prensa de rolos. A resposta dinâmica da variável chave de força compressiva mostra que o modelo do sistema hidráulico do rolo móvel é sensível a variações de rigidez das partículas da alimentação.

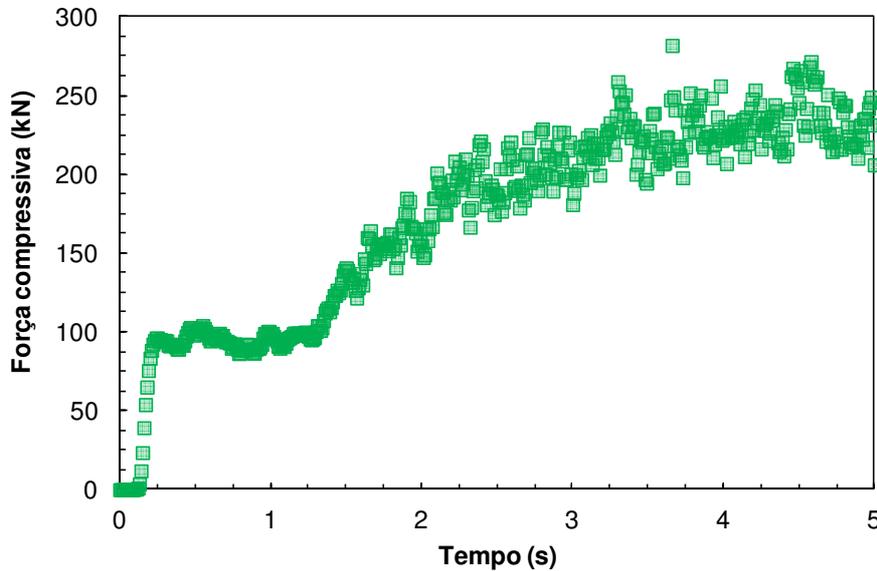


Figura 5.47 Resposta da força compressiva, para a simulação *DEM* da prensa de rolos usando o modelo de partícula inquebrável V1, considerando uma alimentação inicial com baixa rigidez e mudando para uma alimentação com alta rigidez (Figura 5.46)

Na Figura 5.48 são apresentados os resultados da força compressiva média para diferentes valores de pressão de óleo do sistema hidráulico, variando a pressão de nitrogênio e a velocidade dos rolos. Nos resultados se observa a relação direta entre a força compressiva e a pressão inicial do sistema, que apresenta um comportamento similar ao dos testes realizados na prensa de rolos POLYCOM[®] (Figura 5.32). Também se observa que a força compressiva aumenta com a diminuição da pressão de nitrogênio, o que significa um sistema de mola hidráulica mais rígida.

As simulações *DEM* também mostram uma relação direta entre a força compressiva e a velocidade tangencial dos rolos, o que é contrario aos resultados obtidos nos testes experimentais de moagem na prensa de rolos (Figura 5.33).

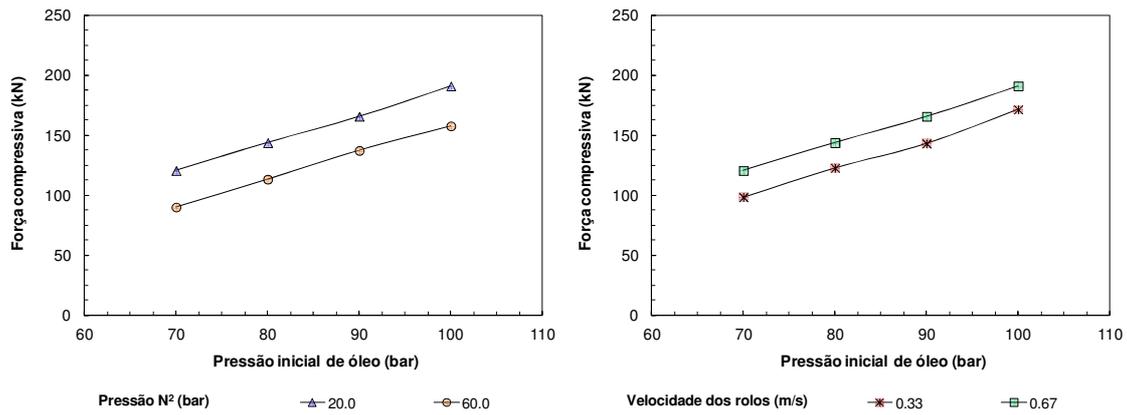


Figura 5.48 Força compressiva média para diferentes pressões de nitrogênio do sistema hidráulico (esquerda) e velocidade dos rolos (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2

5.4.2 Abertura de trabalho

Uma outra variável chave de operação da prensa de rolos é a abertura de trabalho entre os rolos. Modelos fenomenológicos como os de Morrell et al. (1997) e de Austin et al. (1993), correlacionam os valores experimentais da abertura de trabalho e da pressão específica aplicada, para prever a capacidade específica da prensa e rolos. No entanto o modelo *DEM* da prensa de rolos proposto no presente trabalho, tem a capacidade de simular a abertura de trabalho entre os rolos para diferentes condições operacionais, com base nos parâmetros dos submodelos de sistema hidráulico do rolo móvel, do modelo de compressão de leitos, e das propriedades individuais *DEM* do material.

A simulação *DEM* da prensa de rolos também proporciona a informação da abertura de trabalho ao longo de tempo, de forma análoga aos ensaios de moagem na prensa de rolos de laboratório, como pode ser observado na Figura 5.49.

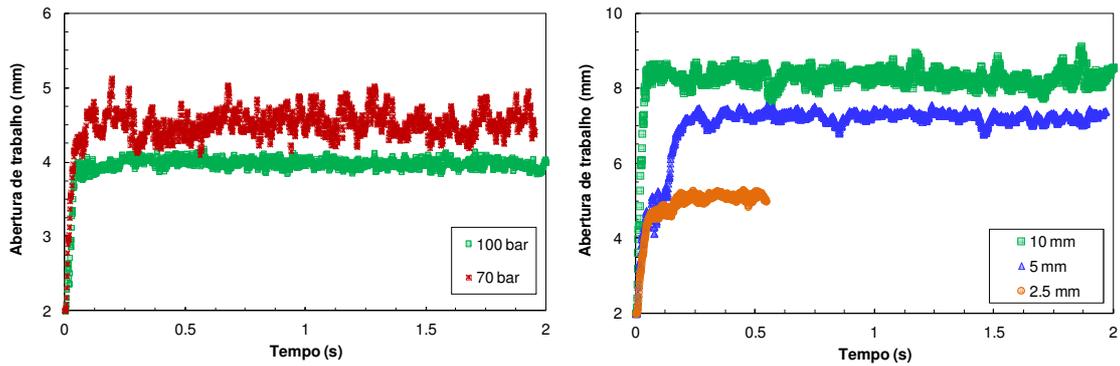


Figura 5.49 Abertura de trabalho para diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico (esquerda) e tamanhos máximos de alimentação (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2

Na Figura 5.50 se observa a resposta dinâmica da abertura de trabalho no tempo em função da rigidez das partículas na alimentação, para a simulação da prensa de rolos mostrada na Figura 5.46. Os resultados mostram uma relação direta da abertura de trabalho com o módulo de cisalhamento das partículas da alimentação.

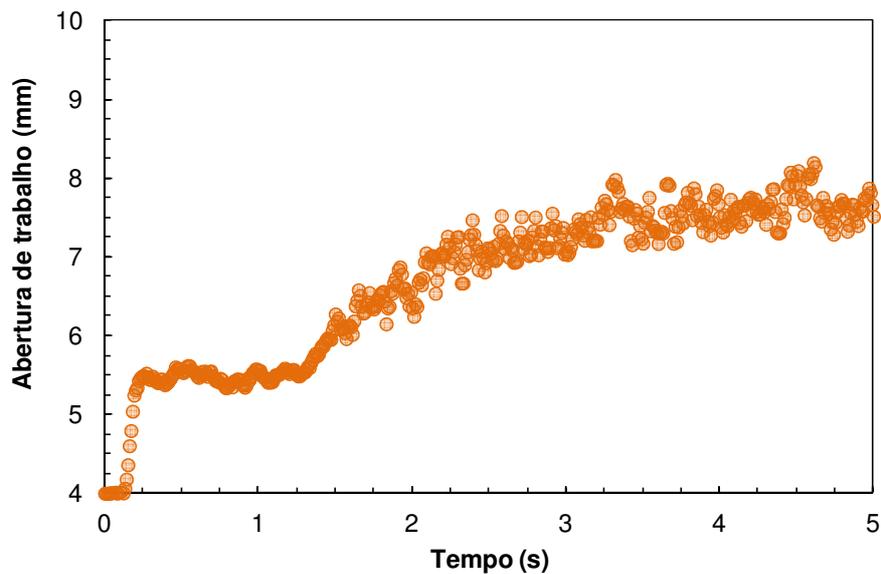


Figura 5.50 Resposta da abertura de trabalho da simulação *DEM* da prensa de rolos usando o modelo de partícula inquebrável V1, considerando uma alimentação inicial com baixa rigidez e mudando para uma alimentação com alta rigidez (Figura 5.46)

Na Figura 5.51 são apresentados os resultados da abertura de trabalho média para diferentes valores de pressão de óleo do sistema hidráulico, variando a pressão de nitrogênio e a velocidade dos rolos. Como foi observado nos resultados dos testes

experimentais de moagem na prensa de rolos POLYCOM[®], a abertura de trabalho tem uma relação inversa com a pressão inicial do sistema hidráulico (Figura 5.28). No entanto, as simulações mostram que a abertura de trabalho tem relação direta com a pressão inicial de nitrogênio e a velocidade de rotação dos rolos, contrario aos resultados experimentais mostrados na Figura 5.30.

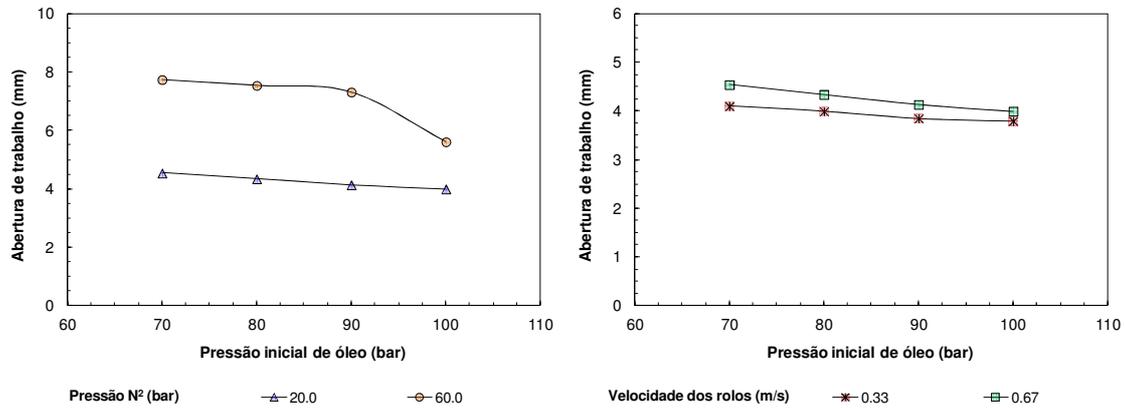


Figura 5.51 Abertura de trabalho média para diferentes pressões de nitrogênio do sistema hidráulico (esquerda) e velocidade dos rolos (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2

A Figura 5.52, (linhas contínuas) mostra a relação teórica similar à apresentada por Daniel (2002), a qual descreve a curva de pressão de operação para diferentes pressões iniciais de Nitrogênio e do sistema hidráulico de pressão, junto com os resultados da moagem na prensa de rolos de laboratório experimentais e simulados no *DEM*, usando diferentes materiais e granulometrias de alimentação.

A pressão de operação e a abertura de trabalho final na qual se estabilizara a prensa de rolos durante a operação, dependem não só dos parâmetros iniciais do sistema hidráulico de pressão, se não também das propriedades individuais do material como a rigidez, e a competência, e da granulometria da alimentação.

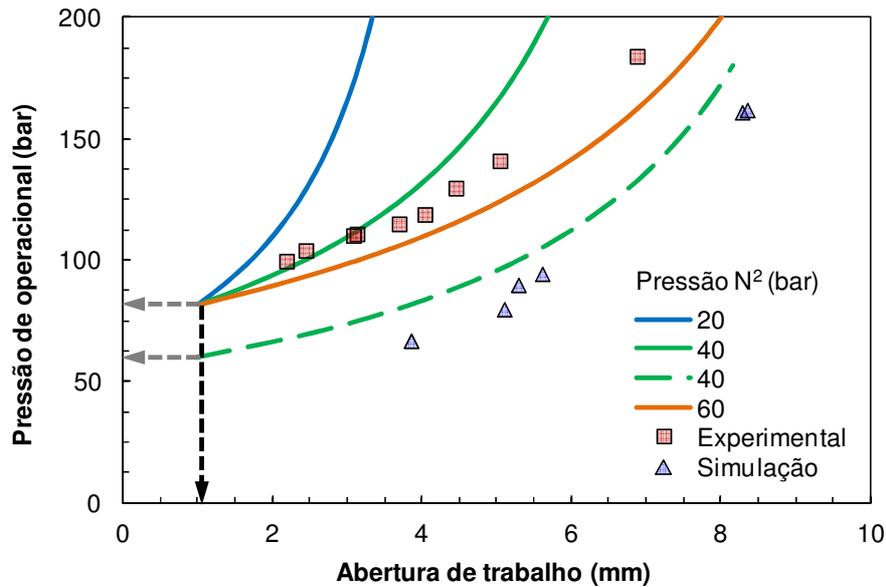


Figura 5.52 Comparação da correlação teórica entre a abertura de trabalho e a pressão de operação, com os resultados da moagem na prensa de rolos de laboratório experimentais e simulados usando diferentes materiais e granulometrias de alimentação

Os resultados da Figura 5.52 mostram que tanto os resultados obtidos experimentalmente, quanto os obtidos via simulação, seguem a tendência da relação teórica, a qual foi implementada no modelo do rolo móvel. A pressão de operação e a abertura de trabalho final na qual se estabilizará a prensa de rolos durante a operação, dependem não só dos parâmetros iniciais do sistema hidráulico de pressão, se não também das propriedades individuais do material como a rigidez, e a competência, e da granulometria da alimentação.

5.4.3 Capacidade

A capacidade da prensa de rolos está principalmente relacionada com a variável chave operacional de abertura de trabalho, como tem sido evidenciado em estudos experimentais, como os de Schönert (1988) e Fuerstenau e Abouzeid (1998). Em geral, os modelos propostos para o cálculo da capacidade específica da prensa de rolos se encontram bem estabelecidos e proporcionam previsões bastante acertadas na maioria dos casos (Daniel e Morrell 2004).

Na Figura 5.53 se observa a relação da capacidade específica em função da abertura adimensional, proposta por diferentes autores como Austin et al. (1993) e Morrell et al. (1997), para os dados experimentais e simulados da operação da prensa de rolos de laboratório, usando diferentes materiais e granulometrias de alimentação.

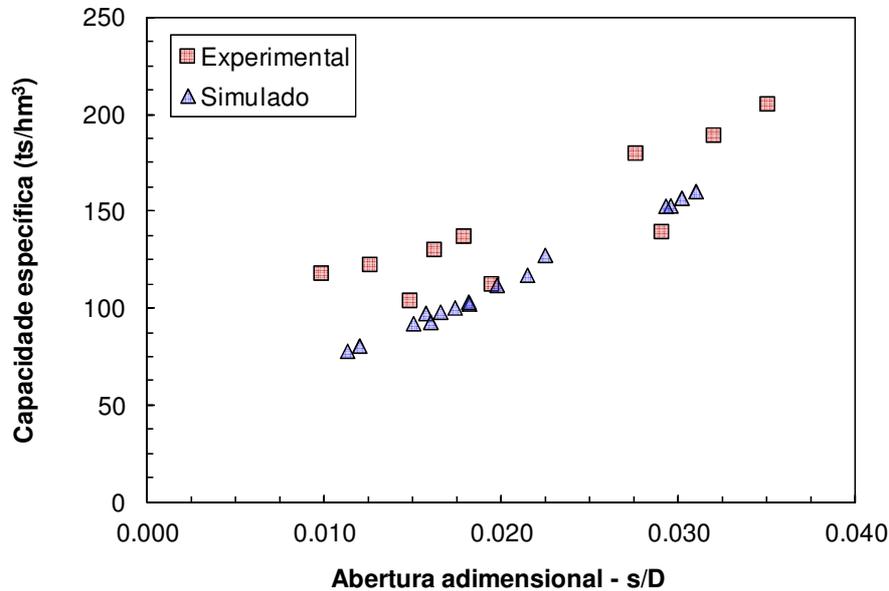


Figura 5.53 Relação da capacidade específica em função da abertura adimensional, para os dados experimentais e simulados da operação da prensa de rolos de laboratório, usando diferentes materiais e granulometrias de alimentação

Na Figura 5.53 se observa que os resultados obtidos na simulação *DEM* da prensa de rolos, tem uma tendência similar à obtida nos testes experimentais, o qual indica que a simulação descreve de forma coerente a capacidade operacional da prensa de rolos.

No entanto, fenômenos como o do deslizamento do material (*slip*) na zona de compressão, de prensas operando a altas velocidades de rotação dos rolos (Schönert e Sander, 2002), e a distribuição axial do fluxo mássico entre a abertura dos rolos (Morrell et al. (1997) e Torres e Casali (2009)) têm sido objeto de diferentes estudos, principalmente para a descrição da distribuição axial do fluxo mássico que é usada nos modelos fenomenológicos para a previsão da distribuição granulométrica do produto. No entanto, os parâmetros utilizados nos modelos que descrevem o fluxo mássico que passa pelas regiões central e periférica dos rolos são caracterizados por retrocálculo.

O modelo DEM da prensa de rolos proposto no presente trabalho, tem a capacidade de proporcionar informações detalhadas sobre a distribuição do fluxo mássico e a velocidade das partículas ao longo dos rolos e através da zona de compressão, como é possível observar na Figura 5.54. O estudo detalhado da distribuição mássica das partículas ao longo da zona de compressão sob diferentes valores das variáveis operacionais poderia responder as questões sobre o deslizamento do material e a distribuição entre as regiões central e periférica.

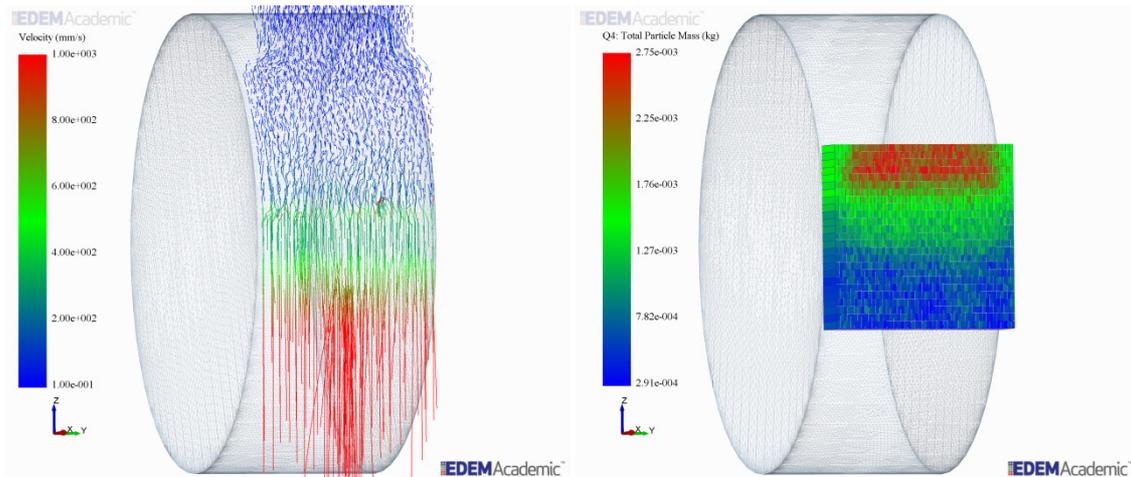


Figura 5.54 Distribuição da velocidade das partículas na zona de compressão (esquerda) e da distribuição do fluxo mássico de partículas (direita), para a simulação *DEM* da prensa de rolos usando o modelo de substituição de partícula V2

5.4.4 Potência

A potência líquida consumida é também uma das variáveis chaves na modelagem e escalonamento da prensa de rolos. O consumo energético, em termos da redução de tamanho de partícula na moagem, é uma das principais variáveis no projeto de um circuito de moagem ou escalonamento de um equipamento de cominuição.

A simulação *DEM* da prensa de rolos proporciona a informação da potência líquida consumida ao longo de tempo, de forma análoga aos ensaios de moagem na prensa de rolos de laboratório como pode ser observado na Figura 5.55.

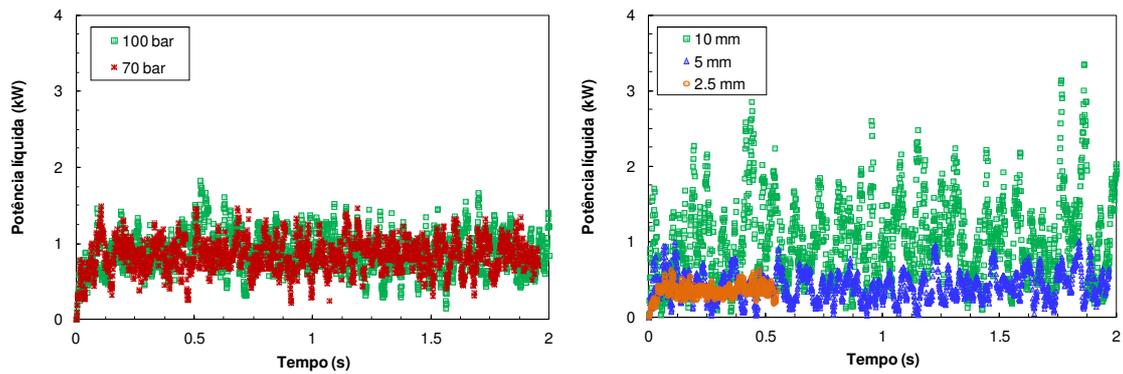


Figura 5.55 Potência líquida consumida para diferentes pressões iniciais do sistema hidráulico (esquerda) e tamanhos máximos de alimentação (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2

Nos resultados se observa que a potencia líquida apresenta relação direta com a pressão inicial do sistema hidráulico, como foi observado nos testes de moagem na prensa de rolos de laboratório (Figura 5.34). De igual forma, a potência líquida apresenta uma relação direta com o tamanho máximo da alimentação, com uma resposta significativa e coerente com os testes experimentais (Figura 5.34).

Na Figura 5.56 se observa a relação da potencia líquida em função da pressão específica, proposta por diferentes autores como Austin et al. (1993) e Morrell et al. (1997), para os dados experimentais e simulados da operação da prensa de rolos de laboratório, usando diferentes materiais e granulometrias de alimentação.

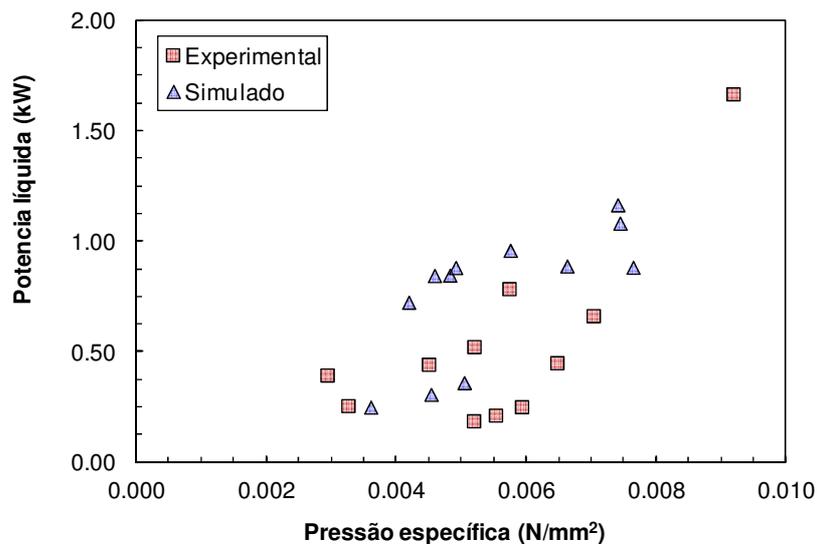


Figura 5.56 Relação da potencia líquida em função da pressão específica, para os dados experimentais e simulados da operação da prensa de rolos de laboratório, usando diferentes materiais e granulometrias de alimentação

De forma análoga à relação de capacidade específica em função da abertura adimensional, na Figura 5.56 se observa que os resultados obtidos na simulação *DEM* da prensa de rolos, tem uma tendência similar à obtida nos testes experimentais, o qual indica que a simulação descreve de forma coerente a potencia líquida da prensa de rolos.

Adicionalmente , foram extraídas as informações da simulação *DEM* da resposta dinâmica da potência líquida no tempo em função da rigidez das partículas na alimentação (Figura 5.46). Os resultados mostram uma relação direta da potência líquida com o modulo de cisalhamento das partículas da alimentação.

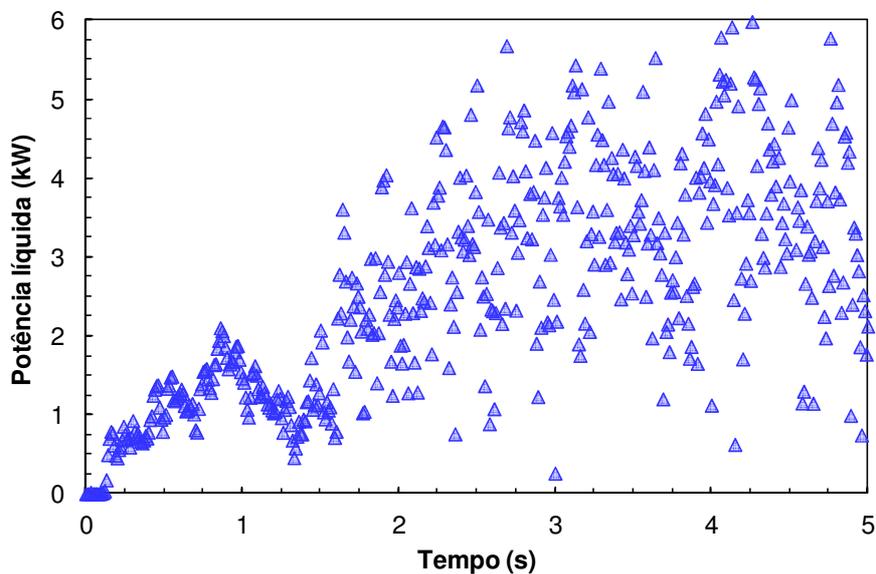


Figura 5.57 Resposta da potência líquida da simulação *DEM* da prensa de rolos usando o modelo de partícula inquebrável V1, considerando uma alimentação inicial com baixa rigidez e mudando para uma alimentação com alta rigidez (Figura 5.46)

Na Figura 5.58 são apresentados os resultados da potência líquida média para diferentes valores de pressão de óleo do sistema hidráulico, variando a pressão de nitrogênio e a velocidade dos rolos. Nos resultados se observa a relação direta da potência líquida com a pressão inicial do sistema hidráulico e a velocidade de rotação dos rolos, o que é coerente com os testes experimentais de moagem na prensa de rolos (Figura 5.36).

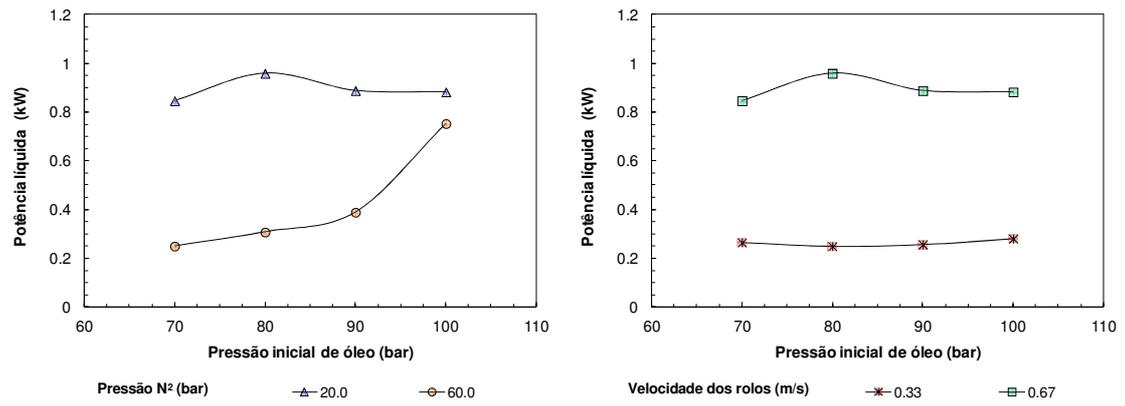


Figura 5.58 Potência líquida média para diferentes pressões de nitrogênio do sistema hidráulico (esquerda) e velocidade dos rolos (direita) usando o modelo de substituição de partícula V2

6 CONCLUSÕES

O principal objetivo do presente trabalho, foi desenvolver uma metodologia de modelagem das principais variáveis de desempenho de operação da Prensa de Rolos, com base na simulação usando o Método dos Elementos Discretos, considerando a dinâmica do rolo móvel e o comportamento do leito de partículas sob compressão, dentro do ambiente de simulação. A seguir se apresentam as principais conclusões do trabalho de modelagem da prensa de rolos, assim como dos testes de calibração dos parâmetros do modelo, e dos testes experimentais e simulações da prensa de rolos em escala de laboratório.

O desenvolvimento das ferramentas computacionais que conformam o modelo da prensa de rolos, envolveu o estudo e entendimento da teoria de processos fundamentais como a quebra de partículas individuais, e de leitos de partículas, dos modelos constitutivos que descrevem o sistema hidráulico de pressão, assim como dos modelos fenomenológicos existentes que descrevem o desempenho da prensa de rolos.

A descrição da dinâmica translacional do rolo móvel, foi representada através do modelo de um sistema harmônico de massa e mola hidráulica. O modelo de mola hidráulica foi implementado em uma rotina em linguagem C++, e acoplado à simulação de elementos discretos da prensa de rolos usando a Interface de Acoplamento Dinâmico do software EDEM[®]. O modelo dinâmico do rolo móvel considera as principais variáveis do sistema hidráulico de pressão como a pressão inicial de nitrogênio, a pressão inicial de fluido hidráulico, e a área útil do cilindro hidráulico.

A descrição das respostas de força compressiva e deformação de um leito de partículas submetido à compressão, foram representadas usando o modelo de partícula inquebrável e o modelo de substituição de partícula. O modelo de partículas inquebráveis representa as resposta da compressão de leitos de partículas com base no modelo de contato de *Hertz-Mindlin*. O modelo de substituição de partícula, tem a capacidade de substituir as partículas iniciais, ou mães, do leito por uma distribuição de partículas menores, ou filhas, definida, quando a partícula mãe atingem uma força de contato igual à força limite definida inicialmente no modelo.

Na primeira versão do modelo de substituição, as partículas do leito apresentam a mesma força limite de substituição em função do tamanho. Após a substituição, as partículas filhas não têm a capacidade de ser substituídas de forma subsequente, e a distribuição de tamanho das partículas filhas geradas corresponde a uma distribuição pré-estabelecida. Entretanto, uma segunda versão do modelo de substituição mais avançada considera a distribuição de força limite em função do tamanho das partículas. Após a substituição, as partículas filhas tem a capacidade de ser substituídas de forma subsequente até a razão do raio limite da partícula e a distribuição de tamanhos das partículas corresponde à distribuição da quebra primária da partícula calculada pelo modelo do t_{10} .

Os parâmetros de contato dos materiais modelo usados no presente estudo, requeridos pelas simulações *DEM*, foram determinados por meio da medição direta do coeficiente de restituição de uma partícula usando câmera de alta velocidade, do coeficiente de atrito usando um tribômetro de disco, e do coeficiente de atrito de rolamento usando o teste de calibração de angulo de rolamento. As propriedades individuais, como módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson, foram obtidas da literatura, adicionalmente a densidade das partículas foi medida usando o método da densidade hidrostática. O formato das partículas foi caracterizado por meio de escaneamento 3D e simulado usando o modelo de esferas sobrepostas.

A calibração dos parâmetros dos modelos de partícula inquebrável e substituição de partícula, foram baseados nos ensaios de quebra individual de partículas por compressão e impacto, e nos ensaios e simulações *DEM* da compressão de leitos de partículas no sistema de prensa e pistão. Comparando o desempenho dos modelos, na representação do perfil de força em função da densidade relativa do leito, e da probabilidade de quebra das partículas iniciais em função da força compressiva aplicada no leito de partículas, é possível afirmar que ambas as versões do modelo de substituição de partícula apresentaram uma melhor correspondência que os modelos de partícula inquebrável usando os modelos de contato de *Hertz-Mindlin* e *linear spring*.

Entretanto, a capacidade de quebra subsequente das partículas na segunda versão do modelo de substituição representa de forma mais realista o comportamento do leito sob compressão, tanto nas simulações do sistema de prensa e pistão, como nas

simulações *DEM* da prensa de rolos, mostrando o potencial futuro de representar a distribuição granulométrica do produto da moagem em prensa de rolos.

No presente estudo foram realizados diferentes testes de moagem usando a prensa de rolos em escala de laboratório POLYCOM[®], para os materiais modelo de pelotas de minério de ferro e minério de ferro, sobre diferentes condições de parâmetros iniciais do sistema hidráulico, velocidade dos rolos, e granulometria da alimentação. Os resultados dos testes de moagem mostram as tendências das variáveis de desempenho da prensa de rolos como abertura de trabalho, força compressiva, potencia líquida, e granulometria do produto, os quais foram comparados com os resultados das simulações *DEM* da prensa de rolos em escala de laboratório.

A simulação *DEM* da prensa de rolos, usando o acoplamento de duas vias com o modelo dinâmico do rolo móvel e o modelo de substituição de partículas, considera as principais variáveis de operação como os parâmetros iniciais do sistema hidráulico, velocidade tangencial dos rolos, tipo de revestimento dos rolos, propriedades individuais das partículas, e granulometria da alimentação.

A simulação *DEM* da prensa de rolos descreve de forma dinâmica as principais variáveis de desempenho como a abertura de trabalho entre os rolos, a capacidade, a força compressiva dos rolos, e a potencia de operação. A tendências dos resultados das simulações das variáveis de desempenho da prensa de rolos se mostraram coerentes em comparação com a tendência dos resultados experimentais da moagem em prensa de rolos. Adicionalmente, as simulações *DEM* da prensa de rolos, conseguem representar qualitativamente de forma gráfica, variáveis de desempenho da prensa de rolos, como o perfil de força compressiva no leito de partículas, a força compressiva aplicada na geometria dos rolos, ou a velocidade das partículas dentro da zona de compressão.

O modelo de desempenho da prensa de rolos, desenvolvido no presente trabalho, envolve constitui uma ferramenta com grande potencial para a simulação do desempenho de prensas de rolos existentes, assim como para o projeto e dimensionamento de prensas de rolos em escala industrial.

REFERENCIAS

AL-SHAYEA, N. A. Effects of testing methods and conditions on the elastic properties of limestone rock. **Engineering Geology**, v. 74, p. 139–156, 2004.

ALVES, V. K. **Metodologia para Simulação e Escalonamento de Prensas de Rolos**. [s.l.] Universidade Federal de Minas Gerais, 2012.

AUSTIN, G.; WELLER, R.; LIM, I. L. Phenomenological Modelling of the High Pressure Grinding Rolls. **XVIII International Mineral Processing Congress**, n. May, p. 87–96, 1993.

AUSTIN, L. G. Introduction to the mathematical description of grinding as a rate process. **Powder Technology**, v. 5, n. 1, p. 1–17, nov. 1971.

AUSTIN, L. G.; LUCKIE, P. T. The estimation of non-normalized breakage distribution parameters from batch grinding tests. **Powder Technology**, v. 5, n. 5, p. 267–271, abr. 1972.

AUSTIN, L. G.; SHOJI, K.; BELL, D. Rate equations for non-linear breakage in mills due to material effects. **Powder Technology**, v. 31, p. 127–133, 1982.

AYDOĞAN, N. A.; ERGÜN, L.; BENZER, H. High pressure grinding rolls (HPGR) applications in the cement industry. **Minerals Engineering**, v. 19, p. 130–139, 2006.

BARRIOS, G. K. P. et al. Contact parameter estimation for DEM simulation of iron ore pellet handling. **Powder Technology**, v. 248, p. 84–93, 2013.

BATTERSBY, M. J. G.; KELLERWESSEL, H.; OBERHEUSER, G. Important Advances in the Development of High Pressure Rolls Comminution for the Minerals Industry. **Extractive Metallurgy of Gold and Base Metals**, n. October, p. 26–28, 1992.

BAUER, W. **Hydropneumatic Suspension Systems**. 1. ed. Berlin: Springer, 2011.

BEARMAN, R. High-Pressure Grinding Rolls Characterising and Defining Process Performance for Engineers. In: KAWATRA, S. K. (Ed.). **Advances in Comminution**. 1. ed. Littleton, Colorado, USA: Society for Mining, Metallurgy, and Exploration, Inc. (SME), 2006. p. 3–14.

BENZER, H. et al. Modelling cement grinding circuits. **Minerals Engineering**, v. 14, n. March, p. 1469–1482, 2001.

BOURGEOIS, F. S. **Single particle fracture as basis for microscale modeling of comminution processes**. [s.l.] University of Utah, 1993.

CARVALHO, R. M. DE. **Desenvolvimento do Modelo Matemático generalizado da Cominuição**. [s.l.] Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2009.

CARVALHO, R. M. DE. **Simulation of Sag Mills Using a Mechanistic Model** (J. Yianatos, R. Kuyvenhoven, Eds.) International Mineral Processing Congress. **Anais...** Santiago de Chile: 2014

CHO, K. **Breakage Mechanism in Size Reduction**. [s.l.] University of Utah, 1987.

CLEARY, P. W. Recent advances in DEM modelling of tumbling mills. **Minerals Engineering**, v. 14, n. 10, p. 1295–1319, 2001.

CLEARY, P. W. Large scale industrial DEM modelling. **Engineering Computations**, v. 21, p. 169–204, 2004.

CLEARY, P. W. DEM prediction of industrial and geophysical particle flows. **Particuology**, v. 8, n. 2, p. 106–118, 2010.

CLEARY, P. W. Prediction of coupled particle and fluid flows using DEM and SPH. **Minerals Engineering**, v. 73, p. 85–99, out. 2014.

CLEARY, P. W.; SAWLEY, M. L. DEM modelling of industrial granular flows: 3D case studies and the effect of particle shape on hopper discharge. **Applied Mathematical Modelling**, v. 26, p. 89–111, 2002.

CLEARY, P. W.; SINNOTT, M. D. Simulation of particle flows and breakage in crushers using DEM: Part 1 – Compression crushers. **Minerals Engineering**, v. 74, p. 178–197, dez. 2014.

COETZEE, C. J.; BASSON, A. H.; VERMEER, P. A. Discrete and continuum modelling of excavator bucket filling. **Journal of Terramechanics**, v. 44, p. 177–186, 2007.

CUNDALL, P. A; STRACK, O. D. L. **Mechanics of Granular Materials - New Models and Constitutive Relations**. [s.l.] Elsevier Science Publishers B.V., 1983. v. 7

CUNDALL, P. A.; STRACK, O. D. L. **A discrete numerical model for granular assemblies** *Géotechnique*, 1979.

DA CUNHA, E. R.; DE CARVALHO, R. M.; TAVARES, L. M. Simulation of solids flow and energy transfer in a vertical shaft impact crusher using DEM. **Minerals Engineering**, v. 43-44, p. 85–90, 2013.

DANIEL, M. J. **HPGR model verification and scale-up**. [s.l.] Julius Kruttschnitt Mineral Research Centre, University of Queensland, 2002.

DANIEL, M. J.; MORRELL, S. HPGR model verification and scale-up. **Minerals Engineering**, v. 17, p. 1149–1161, 2004.

DELANEY, G. W. et al. DEM modelling of non-spherical particle breakage and flow in an industrial scale cone crusher. **Minerals Engineering**, v. 74, p. 112–122, abr. 2015.

- DEM-SOLUTIONS. **EDEM 2.6 Theory Reference Guide** Edinburg, UK, 2014.
- DUNDAR, H.; BENZER, H.; AYDOGAN, N. Application of population balance model to HPGR crushing. **Minerals Engineering**, v. 50-51, p. 114–120, 2013.
- DUNNE, R.; MAXTON, D.; MORRELL, S. HPGR-The Australian Experience. **Plant Operators' Forum**, p. 153–162, 2004.
- EDWARDS, W. et al. **A Coupling Interface for Co-simulation of EDEM with Multi-Body Dynamics** 6th International Conference on Discrete Element Methods. **Anais...** Colorado, USA: 2013
- EVERTSSON, C. M.; BEARMAN, R. A. Investigation of interparticle breakage as applied to cone crushing. **Minerals Engineering**, v. 10, n. 2, p. 199–214, 1997.
- FUERSTENAU, D. W.; ABOUZEID, A.-Z. M. the Performance of the High Pressure Roll Mill : Effect of Feed Moisture. **Fizykochemiczne Problemy MLQHUalurgii**, v. 32, p. 227–241, 1998.
- FUERSTENAU, D. W.; GUTSCHE, O.; KAPUR, P. C. Confined particle bed comminution under compressive loads. **International Journal of Mineral Processing**, v. 44-45, p. 521–537, 1996.
- FUERSTENAU, D. W.; HERBST, J. A. Scale-up procedure for continuous grinding mill design using population balance model. **International Journal of Mineral Processing**, v. 7, p. 1–31, 1980.
- FUERSTENAU, D. W.; SHUKLA, A.; KAPUR, P. C. Energy consumption and product size distributions in choke-fed, high-compression roll mills. **International Journal of Mineral Processing**, v. 32, p. 59–79, 1991.
- GERCEK, H. Poisson's ratio values for rocks. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, v. 44, p. 1–13, 2007.
- GRIMA, A. P.; WYPYCH, P. W. Investigation into calibration of discrete element model parameters for scale-up and validation of particle–structure interactions under impact conditions. **Powder Technology**, v. 212, n. 1, p. 198–209, set. 2011.
- HAWKINS, R. **A Piston and Die Test to Predict Laboratory-scale HPGR Performance**. [s.l.] University of Queensland, 2007.
- HERBST, J. A. et al. Detailed modeling of an HPGR/HRC for prediction of plant scale unit performance. **Autogenous and Semi-autogenous Grinding Technology Conference**, v. 100, p. 1–21, 2011.
- KAPUR, P. C.; SCHOENERT, K.; FUERSTENAU, D. W. Energy-size relationship for breakage of single particles in a rigidly mounted roll mill. **International Journal of Mineral Processing**, v. 29, p. 221–233, 1990.
- KESSLER, F.; PRENNER, M. DEM – Simulation of Conveyor Transfer Chutes. **FME Transactions**, p. 185–192, 2009.

KETTERHAGEN, W. R. Modeling the motion and orientation of various pharmaceutical tablet shapes in a film coating pan using DEM. **International Journal of Pharmaceutics**, v. 409, n. 1-2, p. 137–149, maio 2011.

KHANAL, M.; SCHUBERT, W.; TOMAS, J. Discrete element method simulation of bed comminution. **Minerals Engineering**, v. 20, p. 179–187, 2007.

KOU, S. Q. et al. Numerical investigation of particle breakage as applied to mechanical crushing—Part II: Interparticle breakage. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, v. 38, n. 8, p. 1163–1172, dez. 2001.

LANGSTON, P. A.; TÜZÜN, U.; HEYES, D. M. Discrete element simulation of granular flow in 2D and 3D hoppers: Dependence of discharge rate and wall stress on particle interactions. **Chemical Engineering Science**, v. 50, n. 6, p. 967–987, mar. 1995.

LATHAM, J. P. et al. Three-dimensional particle shape acquisition and use of shape library for DEM and FEM/DEM simulation. **Minerals Engineering**, v. 21, p. 797–805, 2008.

LIM, I. L.; VOIGT, W.; WELLER, K. R. Product size distribution and energy expenditure in grinding minerals and ores in high pressure rolls. **International Journal of Mineral Processing**, v. 44-45, n. 95, p. 539–559, 1996.

LIM, W. I. L.; CAMPBELL, J. J.; TONDO, L. A. The effect of rolls speed and rolls surface pattern on high pressure grinding rolls performance. **Minerals Engineering**, v. 10, n. 4, p. 401–419, 1997.

LIU, J.; SCHÖNERT, K. Modelling of interparticle breakage. **International Journal of Mineral Processing**, v. 44-45, p. 101–115, 1996.

MARIGO, M.; STITT, E. H. Discrete Element Method (DEM) for Industrial Applications: Comments on Calibration and Validation for the Modelling of Cylindrical Pellets. **KONA Powder and Particle Journal**, v. 32, n. 0, p. 236–252, 2015.

MCLVOR, R. E. High Pressure Grinding Rolls- A review. **Comminution Practices**, p. 95–98, 1997.

MICHAELIS, H. V. O. N. How energy efficient is HPGR? **World Gold Conference**, p. 7–18, 2009.

MISHRA, B. K.; RAJAMANI, R. K. The discrete element method for the simulation of ball mills. **Applied Mathematical Modelling**, v. 16, n. 11, p. 598–604, nov. 1992.

MORLEY, C. Hprgr—FAQ. **The Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy**, v. 110, p. 17–20, 2010.

MORRELL, S. et al. Modelling of the HPGR Crusher. **Comminution Practices**, p. 117–126, 1997.

- MÜLLER, P.; TOMAS, J. Simulation and calibration of granules using the discrete element method. **Particuology**, v. 12, p. 40–43, 2014.
- NAPIER-MUNN, T. J. et al. **Mineral Comminution circuits: Their operation and optimisation**. Queensland, Australia: Julius Kruttschnitt Mineral Research Centre, 1996.
- NARAYANAN, S. S.; WHITEN, W. J. Breakage characteristics of ores for ball mill modeling. **Proceedings of Aus. IMM**, p. 31–39, 1983.
- NEUMANN, E. W. Some Basics on High-Pressure Grinding Rolls. In: KAWATRA, S. K. (Ed.). **Advances in Comminution**. 1. ed. Littleton, Colorado, USA: Society for Mining, Metallurgy, and Exploration, Inc. (SME), 2006. p. 42–49.
- NGUYEN, A. Q.; HUSEMANN, K.; OETTEL, W. Comminution behaviour of an unconfined particle bed. **Minerals Engineering**, v. 15, p. 65–74, 2002.
- OETTEL, W. et al. Comminution in confined particle beds by single compressive load. **International Journal of Mineral Processing**, v. 63, p. 1–16, 2001.
- OTTE, O. Polycom High Pressure Grinding Principles and Industrial Application. **Third Mill Operators' Conference**, n. May, p. 131–135, 1988.
- PATZELT, N. et al. High-pressure grinding rolls for gold/copper applications. In: KAWATRA, S. K. (Ed.). **Advances in Comminution**. 1. ed. Littleton, Colorado, USA: Society for Mining, Metallurgy, and Exploration, Inc. (SME), 2006. p. 51–67.
- PIECHATZEK, T.; KWADE, A. **DEM based characterization of stirred media mills** 12th European Symposium on Comminution and Classification. Finland. **Anais...Finland: 2009**
- POTAPOV, A. V.; CAMPBELL, C. S. Computer simulation of impact-induced particle breakage. **Powder Technology**, v. 81, p. 207–216, 1994.
- POTAPOV, A. V.; CAMPBELL, C. S. The breakage induced by a single grinding ball dropped onto a randomly packed particle bed. **Powder Technology**, v. 107, p. 108–117, 2000.
- POTYONDY, D. O.; CUNDALL, P. A. A bonded-particle model for rock. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, v. 41, p. 1329–1364, 2004.
- QUIST, J.; EVERTSSON, M. **Simulating pressure distribution in HPGR using Discrete Element Method** Comminution 2012. **Anais...Cape Town, South Africa: Comminution 2012, 2012**
- RIBEIRO, F. S.; RUSSO, J. F. C.; COSTA, T. Aplicação de prensas de rolos em minério de ferro. **Rem: Revista Escola de Minas**, v. 63, p. 399–404, 2010.

ROJEK, J. et al. Comparative study of different discrete element models and evaluation of equivalent micromechanical parameters. **International Journal of Solids and Structures**, v. 49, n. 13, p. 1497–1517, 2012.

ROSARIO, P.; HALL, R. A structured approach to the evaluation of the energy requirements of HPGR and SAG mill circuits in hard ore applications. **Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy**, v. 110, n. MARCH, p. 117–123, 2010.

RULE, C. M.; MINNAAR, D. M.; SAUERMAN, G. M. HPGR — revolution in Platinum ? **Third International Platinum Conference**, n. October 2008, p. 21–28, 2008.

SCHONERT, K. The Role of fracture physics in understanding comminution phenomena. **Journal of Mining Engineers of AIME**, n. 71, 1971.

SCHÖNERT, K. A first survey of grinding with high-compression roller mills. **International Journal of Mineral Processing**, v. 22, p. 401–412, 1988a.

SCHÖNERT, K. **Stressing mechanisms in mills** Johannesburg University of the Witwatersrand, Division of Continuing Engineering Education, , 1988b.

SCHÖNERT, K. **Comminution From Theory To Practice** Proceedings of the XIX International Mineral Processing Congress. **Anais...**1995

SCHÖNERT, K. The influence of particle bed configurations and confinements on particle breakage. **International Journal of Mineral Processing**, v. 44-45, n. 95, p. 1–16, 1996.

SCHÖNERT, K.; SANDER, U. Shear stresses and material slip in high pressure roller mills. **Powder Technology**, v. 122, p. 136–144, 2002.

SIMONIN, L. L. **La Vie souterraine, ou les Mines et les mineurs**. 1. ed. Paris: Librairie de L. Hachette et G., 1867.

SINNOTT, M.; CLEARY, P. W.; MORRISON, R. Analysis of stirred mill performance using DEM simulation: Part 1– Media motion, energy consumption and collisional environment. **Minerals Engineering**, v. 19, n. 15, p. 1537–1550, dez. 2006.

SINNOTT, M. D.; CLEARY, P. W. Simulation of particle flows and breakage in crushers using DEM: Part 2 – Impact crushers. **Minerals Engineering**, v. 74, p. 163–177, abr. 2015.

TANG, C. A. et al. Numerical investigation of particle breakage as applied to mechanical crushing-Part I: Single-particle breakage. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, v. 38, p. 1147–1162, 2001.

TAVARES, L. .; KING, R. . Single-particle fracture under impact loading. **International Journal of Mineral Processing**, v. 54, p. 1–28, 1998.

TAVARES, L. M. Optimum routes for particle breakage by impact. **Powder Technology**, v. 142, p. 81–91, 2004.

TAVARES, L. M. Chapter 1 Breakage of Single Particles: Quasi-Static. **Handbook of Powder Technology**, v. 12, n. 21, p. 3–68, 2007.

TAVARES, L. M.; DE CARVALHO, R. M. Modeling breakage rates of coarse particles in ball mills. **Minerals Engineering**, v. 22, n. 7-8, p. 650–659, 2009.

TAVARES, L. M.; DE CARVALHO, R. M. Modeling ore degradation during handling using continuum damage mechanics. **International Journal of Mineral Processing**, v. 101, n. 1-4, p. 21–27, nov. 2011.

TORRES, M.; CASALI, A. A novel approach for the modelling of high-pressure grinding rolls. **Minerals Engineering**, v. 22, n. 13, p. 1137–1146, 2009.

TURRER, H. D. G.; PERES, A. E. C. Investigation on alternative depressants for iron ore flotation. **Minerals Engineering**, v. 23, n. 11-13, p. 1066–1069, out. 2010.

VERMA, R.; RAJAMANI, R. K. Environment-dependent breakage rates in ball milling. **Powder Technology**, v. 84, p. 127–137, 1995.

WEERASEKARA, N. S. et al. The contribution of DEM to the science of comminution. **Powder Technology**, v. 248, p. 3–4, 2013.

WHITEN, W. J. A matrix theory of comminution machines. **Chemical Engineering Science**, v. 29, p. 589–599, 1974.

WILLIAMS, K. C. et al. Particle shape characterisation and its application to discrete element modelling. **Particuology**, v. 12, p. 80–89, fev. 2014.

ZHOU, H.; YANG, Y.; WANG, L. Numerical investigation of gas-particle flow in the primary air pipe of a low NO_x swirl burner – The DEM-CFD method. **Particuology**, v. 19, p. 133–140, abr. 2015.

ANEXO A

**ENSAIOS DE COMPRESSÃO DE LEITOS USANDO O SISTEMA DE
PRENSA E PISTÃO**



Ensaio de compressão de leitos CLP

Amostra		Pelotas Vale			
Responsavel		Gabriel			
Ensaio No	1	Data		25/07/12	
Tamanho da amostra (mm)	12,5x9,00				
Diametro do leito (mm)	130				
Altura do leito (mm)	50				
Ensaio	1	2	3	4	5
Número do lote	8	2	11	3	5
Força (kN)	30	30	30	50	50
Número de partículas totais	485	490	482	497	494
Massa do leito (g)	1319.86	1319.52	1319.09	1320.12	1319.22
Número de partículas inteiras	466	471	473	447	469
Massa inteiras (g)	1250.63	1279.16	1296.98	1207.32	1257.73
Número de partículas lascadas	7	6	5	25	15
Massa lascadas (g)	19.46	10.64	8.06	69.39	32.88
Número de partículas quebradas	12	13	4	25	10
Massa quebradas (g)	49.77	29.72	14.05	40.23	28.61
% Partículas quebradas	3.9	3.9	1.9	10.1	5.1
% Massa quebrada	5.2	3.1	1.7	8.5	4.7



Ensaio de compressão de leitos CLP

Amostra		Pelotas Vale			
Responsavel		Gabriel			
Ensaio No	1	Data		25/07/12	
Tamanho da amostra (mm)	12,5x9,00				
Diametro do leito (mm)	130				
Altura do leito (mm)	50				
Ensaio	6	7	8	9	10
Número do lote	9	13	7	12	10
Força (kN)	50	100	100	100	200
Número de partículas totais	489	457	493	486	488
Massa do leito (g)	1320.55	1319.98	1320.56	1320.9	1319.27
Número de partículas inteiras	475	369	382	378	208
Massa inteiras (g)	1279	1056.03	1027.09	1069	554
Número de partículas lascadas	6	45	44	38	89
Massa lascadas (g)	13.39	126.24	115.54	109.21	247.49
Número de partículas quebradas	8	43	67	70	191
Massa quebradas (g)	28.16	137.71	177.93	142.69	517.78
% Partículas quebradas	2.9	19.3	22.5	22.2	57.4
% Massa quebrada	3.1	20.0	22.2	19.1	58.0



Ensaio de compressão de leitos CLP

Amostra		Pelotas Vale			
Responsavel		Gabriel			
Ensaio No	1	Data		25/07/12	
Tamanho da amostra (mm)	12,5x9,00				
Diametro do leito (mm)	130				
Altura do leito (mm)	50				
Ensaio	11	12	13	14	15
Número do lote	4	15	1	14	6
Força (kN)	200	200	300	400	600
Número de partículas totais	488	458	488	448	493
Massa do leito (g)	1320.42	1319.72	1320.79	1319.97	1320.56
Número de partículas inteiras	196	193	129	85	63
Massa inteiras (g)	539.56	552.59	344.83	248.07	169.8
Número de partículas lascadas	96	98	85	83	76
Massa lascadas (g)	268.54	280.05	221.2	246.43	186.55
Número de partículas quebradas	196	167	274	280	354
Massa quebradas (g)	512.32	487.08	752.82	825.47	964.21
% Partículas quebradas	59.8	57.9	73.6	81.0	87.2
% Massa quebrada	59.1	58.1	73.9	81.2	87.1



Ensaio de compressão de leitos CLP

Amostra		Pelotas Vale				
Responsavel		Gabriel				
Ensaio No		1	Data			25/07/12
Tamanho da amostra (mm)		12,5x9,00				
Diametro do leito (mm)		130				
Altura do leito (mm)		50				
Ensaio	1	2	3	4	5	6
Número do lote	8	2	11	3	5	9
Força (kN)	30	30	30	50	50	50
9.0	100.0	100.0	100.0	100.0	100.0	100.0
6.3	24.7	20.7	39.5	29.3	33.9	17.7
5.60	19.32	16.8	29.5	21.99	23.4	13.3
4.75	14.92	12.6	19.4	15.60	14.6	9.1
3.35	10.55	10.1	18.5	13.83	12.6	7.9
2.36	9.04	9.9	16.0	12.61	11.4	7.1
1.70	7.60	8.7	13.0	11.81	10.3	6.1
0.850	6.04	7.8	11.3	10.14	9.1	5.0
0.600	5.72	7.6	11.0	10.00	8.8	4.8
0.425	5.21	7.4	10.4	9.41	8.4	4.5
0.300	4.99	7.2	10.1	9.28	8.1	4.4
0.212	4.77	7.1	9.8	9.21	7.9	4.2
0.150	4.57	7.0	9.5	9.05	7.8	4.2
0.106	4.26	6.6	8.5	8.82	7.4	4.0
0.075	2.86	4.1	5.9	7.54	5.7	3.4
0.056	1.80	2.8	3.0	5.89	3.9	2.4



Ensaio de compressão de leitos CLP

Amostra		Pelotas Vale				
Responsavel		Gabriel				
Ensaio No		1	Data			25/07/12
Tamanho da amostra (mm)		12,5x9,00				
Diametro do leito (mm)		130				
Altura do leito (mm)		50				
Ensaio	7	8	9	10	11	12
Número do lote	13	7	12	10	4	15
Força (kN)	100	100	100	200	200	200
9.0	100.0	100.0	100.0	100.0	100.0	100.0
6.3	15.9	25.3	15.1	27.5	38.6	20.2
5.60	12.79	21.8	12.8	23.4	31.4	17.6
4.75	8.97	15.3	10.0	17.9	22.2	14.8
3.35	6.36	11.1	8.0	12.8	15.7	12.1
2.36	4.95	9.4	7.1	10.0	12.5	10.3
1.70	3.62	7.6	5.3	7.1	9.4	8.1
0.850	2.28	5.5	3.5	4.5	6.4	5.5
0.600	1.97	5.0	3.2	3.8	5.7	4.9
0.425	1.50	4.5	2.6	3.7	4.7	4.0
0.300	1.35	4.1	2.4	3.2	4.3	3.5
0.212	1.16	3.8	2.2	2.7	3.8	3.0
0.150	1.06	3.4	2.0	2.4	3.4	2.7
0.106	0.94	3.0	1.7	2.1	3.1	2.3
0.075	0.72	2.4	1.4	1.7	2.6	1.9
0.056	0.49	1.2	0.9	1.0	1.7	0.8



Ensaio de compressão de leitos CLP

Amostra		Pelotas Vale			
Responsavel		Gabriel			
Ensaio No		1	Data		25/07/12
Tamanho da amostra (mm)		12,5x9,00			
Diametro do leito (mm)		130			
Altura do leito (mm)		50			
Ensaio	13	14	15		
Número do lote	1	14	6		
Força (kN)	300kN	400kN	600 kN		
9.0	100.0	100.0	100.0		
6.3	60.0	49.8	66.5		
5.60	51.7	44.8	60.1		
4.75	38.5	35.9	51.6		
3.35	29.0	28.2	41.2		
2.36	20.8	22.8	33.4		
1.70	17.8	17.5	26.2		
0.850	12.2	11.8	17.2		
0.600	10.6	10.5	15.1		
0.425	9.0	8.5	12.1		
0.300	8.3	7.5	10.6		
0.212	7.2	6.4	9.7		
0.150	6.6	5.7	8.6		
0.106	5.6	5.0	7.3		
0.075	4.1	4.1	4.6		
0.056	1.9	1.6	2.5		

ANEXO B

**ENSAIO DE MOAGEM NA PRENSA DE ROLOS EM ESCALA DE
LABORATORIO**

**Laboratorio de Tecnologia Mineral**

ENSAIO		HPGR laboratório SAMARCO				
RESPONSAVEL		Gabriel				
DATA		22-05-2014				
OBSERVAÇÕES						
Amostra	Granulometria	Ensaio	Pressão Oleo (bar)	Pressão N2 (bar)	Velocidade (m/s)	Massa (kg)
Itabirito Compacto	Britagem mandibulas distribuição - 8mm	A1	40	30	0.3	10.7100
		A2	60	30	0.3	11.0200
		A3	30	20	0.3	11.4200
		A4	80	60	0.3	10.5000
	6,70 x 5,60 mm	A5	80	60	0.3	9.9970
	3,35 x 2,80 mm	A6	80	60	0.3	6.9370
	2,00x 1,70 mm	A7	80	60	0.3	4.3200
	0,85 x 0,60 mm	A8	80	60	0.3	5.2840
Itabirito Friavel	Distribuição - 8mm	B1	80	60	0.3	9.6800
		B2	80	60	0.6	10.2600
Pelotas	12,5 x 9,0 mm	D1	40	30	0.3	10.4000
		D2	80	60	0.3	10.2000



Laboratorio de Tecnologia Mineral

ENSAIO		HPGR laboratório SAMARCO				
RESPONSÁVEL		Gabriel				
DATA		22-05-2014				
OBSERVAÇÕES						
Ensaio	Tempo (s)	Capacidade (kg/s)	Pressão (bar)	Potencia neta (kW)	Abertura (mm)	Força compressiva (N)
A1	12.14	0.88	90.14	0.44	7.98	112.40
A2	16.93	0.65	222.69	2.76	7.24	277.67
A3	11.93	0.96	104.17	0.52	8.74	129.89
A4	12.52	0.84	184.11	1.67	6.62	229.56
A5	15.62	0.64	129.75	0.45	4.45	161.78
A6	11.41	0.61	118.88	0.25	4.04	148.23
A7	7.55	0.57	110.84	0.21	3.13	138.20
A8	9.59	0.55	104.03	0.19	2.44	129.71
B1	12.52	0.77	110.18	0.33	3.08	137.38
B2	5.24	1.96	99.65	1.32	2.19	124.26
D1	19.79	0.53	58.84	0.40	4.84	73.37
D2	21.00	0.49	115.01	0.79	3.69	143.41

**Laboratorio de Tecnologia Mineral**

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)	1471.36	6591.5	2306.97
Amostra	A1 começo	A1 meio	A1 final
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
9.500	0.000	0.000	0.000
8.000	0.000	0.000	1.910
6.300	10.530	15.640	13.470
4.750	30.010	33.860	28.340
3.350	66.250	76.080	53.180
2.800	16.920	20.250	13.920
2.360	48.060	52.670	34.360
1.700	61.330	64.580	41.160
1.180	51.190	57.980	36.550
0.850	33.700	33.880	22.910
0.600	24.230	27.170	17.070
0.425	16.440	18.030	11.650
0.300	14.020	15.840	10.590
0.212	15.120	17.670	11.980
0.150	25.690	34.060	20.150
0.106	40.250	48.660	33.430
0.075	43.050	55.140	33.640
0.053	40.400	58.190	28.430
Fundo	185.060	209.600	145.500
Total	722.250	839.300	558.240



Laboratorio de Tecnologia Mineral

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)	1471.36	6591.5	2306.97
Amostra	A2 começo	A2 meio	A2 final
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
9.500	0.000	0.000	0.000
8.000	0.000	0.000	0.000
6.300	6.160	10.670	7.030
4.750	32.050	25.710	21.460
3.350	68.800	54.020	44.740
2.800	18.390	13.620	9.590
2.360	43.870	36.760	35.260
1.700	56.750	51.490	45.810
1.180	51.480	48.990	43.770
0.850	34.600	33.580	31.430
0.600	25.500	25.320	23.610
0.425	18.180	18.470	16.750
0.300	16.220	16.340	15.050
0.212	17.350	18.320	16.310
0.150	27.320	30.070	27.510
0.106	47.300	52.220	48.020
0.075	51.750	56.050	53.520
0.053	53.520	54.280	60.470
Fundo	240.510	290.910	264.370
Total	809.750	836.820	764.700

**Laboratorio de Tecnologia Mineral**

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)	1471.36	6591.5	2306.97
Amostra	A3 começo	A3 meio	A3 final
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
9.500	0.000	0.000	0.000
8.000	1.060	0.000	0.000
6.300	22.780	17.440	11.560
4.750	52.950	41.870	34.150
3.350	79.500	60.220	64.540
2.800	19.620	16.570	16.450
2.360	51.090	40.850	39.660
1.700	60.460	53.310	46.780
1.180	51.790	43.330	41.130
0.850	31.780	28.960	26.360
0.600	22.720	21.250	18.670
0.425	15.270	14.830	12.640
0.300	13.490	13.090	11.850
0.212	14.100	14.560	13.340
0.150	23.290	25.570	21.480
0.106	39.750	38.210	35.580
0.075	41.590	41.540	35.150
0.053	37.450	36.610	30.870
Fundo	172.800	180.600	152.550
Total	751.490	688.810	612.760



Laboratorio de Tecnologia Mineral

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)	1471.36	6591.5	2306.97
Amostra	A4 começo	A4 meio	A4 final
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
9.500	0.000	0.000	0.000
8.000	0.000	0.000	0.000
6.300	6.360	6.760	6.370
4.750	28.070	21.940	16.410
3.350	24.670	47.500	45.860
2.800	13.750	14.040	11.850
2.360	38.070	40.070	34.100
1.700	51.070	55.380	44.710
1.180	42.940	46.750	40.620
0.850	45.680	35.150	27.690
0.600	24.380	27.990	21.260
0.425	16.840	19.630	14.880
0.300	15.030	17.240	13.530
0.212	15.420	18.840	14.680
0.150	39.040	32.360	26.960
0.106	40.120	51.690	40.430
0.075	44.570	58.000	45.560
0.053	43.660	56.270	43.010
Fundo	224.600	282.360	256.210
Total	714.270	831.970	704.130



Laboratorio de Tecnologia Mineral

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)	1471.36	6591.5	2306.97
Amostra	A5 começo	A5 meio	A5 final
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
9.500	0.000	0.000	0.000
8.000	0.000	0.000	0.000
6.700	0.000	0.000	0.000
4.750	45.530	54.110	49.740
3.350	71.470	82.360	72.660
2.800	16.830	22.160	16.750
2.360	44.220	49.220	44.830
1.700	52.270	60.570	51.180
1.180	42.470	50.900	41.200
0.850	28.320	34.300	28.700
0.600	21.130	25.000	20.760
0.425	15.460	17.960	14.920
0.300	14.100	15.960	13.400
0.212	14.170	16.380	13.380
0.150	23.050	28.040	20.950
0.106	33.220	39.260	33.860
0.075	37.640	44.640	36.360
0.053	33.750	33.600	32.020
Fundo	170.470	192.490	159.810
Total	664.100	766.950	650.520



Laboratorio de Tecnologia Mineral

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)	1471.36	6591.5	2306.97
Amostra	A6		
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
9.500	0.000		
8.000	0.000		
6.700	0.000		
4.750	0.000		
3.350	0.000		
2.800	39.560		
2.360	107.070		
1.700	98.620		
1.180	76.690		
0.850	47.770		
0.600	33.310		
0.425	22.750		
0.300	19.220		
0.212	18.870		
0.150	30.170		
0.106	48.670		
0.075	53.690		
0.053	48.540		
Fundo	228.480		
Total	873.410	0.000	0.000



Laboratorio de Tecnologia Mineral

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)	1471.36	6591.5	2306.97
Amostra	A7		
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
9.500	0.000		
8.000	0.000		
6.700	0.000		
4.750	0.000		
3.350	0.000		
2.800	0.000		
2.360	0.000		
1.700	71.870		
1.180	115.620		
0.850	47.020		
0.600	26.780		
0.425	18.280		
0.300	14.430		
0.212	13.280		
0.150	20.240		
0.106	32.320		
0.075	34.650		
0.053	29.630		
Fundo	147.290		
Total	571.410	0.000	0.000

**Laboratorio de Tecnologia Mineral**

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)			
Amostra	A8		
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
9.500	0.000		
8.000	0.000		
6.700	0.000		
4.750	0.000		
3.350	0.000		
2.800	0.000		
2.360	0.000		
1.700	0.000		
1.180	0.000		
0.850	0.000		
0.600	217.050		
0.425	81.600		
0.300	32.960		
0.212	22.140		
0.150	25.800		
0.106	35.500		
0.075	37.770		
0.053	32.730		
Fundo	169.430		
Total	654.980	0.000	0.000

**Laboratorio de Tecnologia Mineral**

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)			
Amostra	B2 começo	B2 meio	B2 fim
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
9.500	0.000	0.000	0.000
8.000	0.000	0.000	0.000
6.300	0.550	0.000	0.000
4.750	0.610	0.160	0.700
3.350	4.700	3.990	1.830
2.800	1.940	1.980	0.850
2.360	4.570	5.830	3.370
1.700	11.390	11.710	8.590
1.180	11.940	13.630	11.890
0.850	12.320	14.130	11.970
0.600	9.550	11.430	8.680
0.425	12.620	14.970	12.040
0.300	18.890	23.230	18.190
0.212	27.240	35.050	27.250
0.150	49.640	65.830	47.780
0.106	62.510	78.790	62.700
0.075	55.740	71.480	53.730
0.053	43.410	60.540	41.780
Fundo	226.960	277.050	191.780
Total	554.580	689.800	503.130



Laboratorio de Tecnologia Mineral

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)			
Amostra	D1 começo	D1 meio	D1 fim
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
12.500	0.000	0.000	0.000
9.500	2.550	6.440	0.000
6.300	36.740	70.000	45.830
4.750	70.020	134.510	86.160
3.350	78.020	137.580	102.000
2.800	16.710	27.110	21.730
2.360	35.260	51.080	45.780
1.700	35.740	58.110	48.980
1.180	32.420	52.050	40.890
0.850	20.760	36.650	25.600
0.600	16.580	30.310	20.280
0.425	13.090	25.660	15.410
0.300	10.980	23.010	12.690
0.212	7.580	17.600	9.030
0.150	6.630	15.650	7.450
0.106	5.150	13.320	5.850
0.075	4.120	10.290	4.460
0.053	3.440	8.830	3.570
Fundo	56.320	131.290	64.790
Total	452.110	849.490	560.500



Laboratorio de Tecnologia Mineral

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)			
Amostra	D2 começo	D2 meio	D2 fim
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
12.500	0.000	0.000	0.000
9.500	0.000	0.000	0.000
6.300	24.530	18.390	27.750
4.750	61.470	53.350	40.130
3.350	102.580	86.730	74.680
2.800	26.520	22.250	18.990
2.360	59.670	52.780	46.360
1.700	76.100	69.990	55.470
1.180	71.150	68.330	55.620
0.850	51.900	54.300	40.600
0.600	43.500	50.380	36.160
0.425	35.650	43.810	31.090
0.300	31.100	40.220	28.340
0.212	22.800	30.970	21.450
0.150	19.690	26.780	18.420
0.106	16.000	21.570	15.190
0.075	12.510	16.720	11.380
0.053	11.840	15.120	9.810
Fundo	147.590	214.070	156.170
Total	814.600	885.760	687.610

**Laboratorio de Tecnologia Mineral**

Responsavel	Gabriel		
Data	05-06-14		
Massa amostra (g)			
Amostra	B1 começo	B1 meio	B1 fim
Tamanho (mm)	Retido (g)	Retido (g)	Retido (g)
9.500	0.000	0.000	0.000
8.000	0.000	0.000	0.000
6.700	0.000	0.000	0.000
4.750	0.870	0.000	0.480
3.350	3.910	3.780	5.790
2.800	0.840	0.830	1.630
2.360	4.950	2.630	4.440
1.700	8.440	6.660	10.980
1.180	9.580	6.990	11.480
0.850	9.000	6.700	11.830
0.600	8.620	5.740	9.770
0.425	10.240	7.060	12.180
0.300	15.160	11.990	17.550
0.212	21.350	16.320	26.020
0.150	38.060	29.340	45.600
0.106	50.800	40.050	62.150
0.075	44.240	34.550	53.080
0.053	35.430	26.600	41.380
Fundo	178.610	147.580	227.070
Total	440.100	346.820	541.430

ANEXO C

SIMULAÇÕES DA PRENSA DE ROLOS USANDO DEM

Modelo	HPGR de laboratorio		
Geometria			
Diametro do rolo	mm	250	
Comprimento do rolo	mm	100	
Perimetro do rolo	m	0.79	
Revestimento	-	Smooth	
Operação			
Throughput	tph	1.8	
Roll speed	m/s	0.33	0.66
Angular velocity	rads ⁻¹	2.64	5.28
	RPM	25.21	50.42
Gap zero	mm	2	
Sistema hidraulico			
Pressão N2	bar	8.5	
Pressão de óleo	bar	70	
Pressão de trabalho	bar	101.9	
Força compressiva	kN	127.1	
Força específica	N/mm ²	5.1	

Codigo da simulação					Abertura adimensional (D/s)				
POIL	PN2				POIL	PN2			
	8.5	20	40	60		8.5	20	40	60
70	3.1	3.1.1	3.1.2	3.1.16	70	0.015692	0.018148	0.029508	0.030936
80	3.1.4	3.1.7	3.1.10	3.1.13	80	0.014992	0.01734	0.021424	0.030136
90	3.1.5	3.1.8	3.1.11	3.1.14	90	0.011956	0.016524	0.019704	0.029236
100	3.1.6	3.1.9	3.1.12	3.1.15	100	0.011268	0.015964	0.018108	0.022428
Abertura de trabalho media (mm)					Capacidade especifica (ts/hm^3)				
POIL	PN2				POIL	PN2			
	8.50	20.00	40.00	60.00		97.65	102.47	153.04	160.43
70	3.92	4.54	7.38	7.73	70	92.35	100.46	117.30	157.05
80	3.75	4.34	5.36	7.53	80	80.77	98.26	112.12	152.92
90	2.99	4.13	4.93	7.31	90	78.10	93.02	103.42	127.57
100	2.82	3.99	4.53	5.61	100	2.82	3.99	4.53	5.61
Força compressiva (kN)					Pressão (bar)				
POIL	PN2				POIL	PN2			
	8.50	20.00	40.00	60.00		8.50	20.00	40.00	60.00
70	212.54	120.57	126.10	901.43	70	170.46	96.70	101.13	72.29
80	251.82	143.85	104.77	1133.75	80	201.96	115.36	84.02	90.93
90	185.19	165.68	114.69	1373.01	90	148.52	132.87	91.98	110.11
100	186.06	191.07	122.82	1577.00	100	149.22	153.24	98.50	126.47
Potencia (kW)					Capacidade (kg/s)				
POIL	PN2				POIL	PN2			
	8.50	20.00	40.00	60.00		8.50	20.00	40.00	60.00
70	0.91	0.85	0.36	0.25	70	0.45	0.48	0.71	0.75
80	0.94	0.96	0.72	0.31	80	0.43	0.47	0.55	0.73
90	1.16	0.89	0.84	0.39	90	0.38	0.46	0.52	0.71
100	1.08	0.88	0.88	0.75	100	0.36	0.43	0.48	0.59