



Universidade Federal  
do Rio de Janeiro  

---

Escola Politécnica

# MODELAGEM MATEMÁTICA DA PRENSA DE ROLOS APLICADA À COMINUIÇÃO DE MINÉRIO DE FERRO

Túlio Moreira Campos

Projeto de Graduação apresentado ao Curso de Engenharia Metalúrgica da Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Engenheiro Metalurgista.

Orientadores: Luís Marcelo Marques Tavares  
Gabriel Kamilo Pantoja Barrios

Rio de Janeiro  
Agosto de 2018

# MODELAGEM MATEMÁTICA DA PRENSA DE ROLOS APLICADA À COMINUIÇÃO DE MINÉRIO DE FERRO

Túlio Moreira Campos

PROJETO DE GRADUAÇÃO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO  
CURSO DE ENGENHARIA DE METALÚRGICA DA ESCOLA  
POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO  
COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO  
DO GRAU DE ENGENHEIRO METALURGISTA.

Examinado por:



---

Prof. Luís Marcelo Marques Tavares, Ph.D.



---

Prof. Rodrigo Magalhães de Carvalho, D. Sc.



---

Engenheiro Gilvandro Bueno

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL  
AGOSTO DE 2018

Campos, Túlio Moreira

Modelagem Matemática da Prensa de Rolos Aplicada à  
Cominuição de Minério de Ferro / Túlio Moreira Campos – Rio  
de Janeiro: UFRJ/ESCOLA POLITÉCNICA, 2018.

X, 106 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Luís Marcelo Marques Tavares e Gabriel  
Kamilo Pantoja Barrios

Projeto de Graduação – UFRJ / Escola Politécnica / Curso  
de Engenharia Metalúrgica, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 98-104.

1. Modelagem Matemática 2. Cominuição de Minério de  
Ferro I. Tavares, Luís Marcelo Marques *et al.* II. Universidade  
Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, curso de  
Engenharia Metalúrgica. III. Modelagem Matemática da Prensa  
de Rolos Aplicada a Cominuição de Minério de Ferro.

## **AGRADECIMENTO**

Aos meus pais, Norton e Melba. Vocês foram o principal motivo para que eu chegasse até aqui e conquistasse tudo o que tenho hoje. Ainda é só o começo, mas contar com o apoio, ensinamentos e companheirismo de vocês foi e sempre será fundamental na minha vida. Agradeço também a minha avó Dinorah e ao meu avô Itamar por sempre me incentivarem nos estudos.

À Talita que, além de amiga e irmã, foi sempre o meu porto seguro no Rio de Janeiro. Agradeço também ao meu primo Thiago, que foi amigo e companheiro durante boa parte da minha graduação.

A todos os meus amigos, pradenses e cariocas, que de maneira direta ou indireta contribuíram para minha formação ao longo desses anos. Um agradecimento especial ao meu afilhado Pedro Andrade que, além de ser um grande amigo, foi fundamental para o meu crescimento profissional e pessoal. Agradeço também a Brena Nunes, pela amizade, paciência e carinho durante estes últimos meses de trabalho.

À equipe do Laboratório de Tecnologia Mineral (LTM/COPPE/UFRJ), pois sem vocês este trabalho nunca teria sido possível. Em especial, agradeço ao Pedro Porto pela orientação durante os meus dois primeiros anos de Iniciação Científica e por me orientar em muitas decisões ao longo desses anos.

Ao engenheiro Gilvandro Bueno, por todas as discussões e por todo o seu empenho para que os resultados deste trabalho ficassem cada vez melhores.

Agradeço a Vale S.A e a Anglo American pelo fornecimento de boa parte dos resultados experimentais utilizados no trabalho.

Aos meus orientadores, Gabriel Pantoja Barrios e Luís Marcelo Tavares, por toda a paciência, dedicação e ajuda durante a confecção deste e de vários outros trabalhos. Todo aprendizado adquirido foi fundamental para conclusão deste projeto e grande parte dele se deve a intensa dedicação de vocês. Muito obrigado!

*Para os meus pais Norton e Melba e para minha irmã Talita*

Resumo do Projeto de Graduação apresentado à Escola Politécnica/UFRJ como parte dos requisitos necessários para obtenção do grau de Engenheiro Metalurgista.

## MODELAGEM MATEMÁTICA DA PRENSA DE ROLOS APLICADA A COMINUIÇÃO DE MINÉRIO DE FERRO

Túlio Moreira Campos

Agosto/2018

Orientadores: Luís Marcelo Marques Tavares e Gabriel Kamilo Pantoja Barrios

Curso: Engenharia Metalúrgica

A tecnologia da prensa de rolos se encontra cada vez mais presente em circuitos de cominuição na indústria mineral. Utilizada inicialmente em larga escala por indústrias de cimento e posteriormente no processamento de minérios contendo diamantes, a prensa de rolos passou a ser incorporada em circuitos de cominuição de minérios metálicos em meados de 1990. O sucesso da aplicação se estendeu desde prensagens de *pellet feed* previamente à pelotização quanto em etapas de britagem mais grosseira. Paralelo ao avanço da técnica e da aplicação da tecnologia, Torres & Casali (2009) desenvolveram um modelo matemático fenomenológico capaz de prever a capacidade, potência e distribuição granulométrica do produto gerado no equipamento. Entretanto, diversos efeitos operacionais não são equacionados no modelo abordado e conseqüentemente comprometem uma boa previsão da performance da prensa. Portanto, o presente trabalho equaciona diferentes fenômenos que influenciam diretamente no cálculo da capacidade, potência demandada e granulometria do produto afim de otimizar a previsão das variáveis de desempenho do modelo. O trabalho aborda uma série de testes em diferentes escalas para prensagens de *pellet feed* e de minério de ferro itabirítico para modelar os fenômenos e também validar as modificações do ponto de vista da prensagem de *pellet feed* e também de minério de ferro itabirítico nas etapas de britagem terciária e quaternária.

*Palavras-Chave:* Simulação; Modelagem; Minério de Ferro; Pellet Feed; Prensa de Rolos

Abstract of Undergraduate Project presented to POLI/UFRJ as partial fulfillment of the requirements for the degree of Metallurgical Engineer

MATHEMATICAL MODELING OF HIGH PRESSURE GRINDING ROLLS IN  
COMMUNITION OF IRON ORE

Túlio Moreira Campos

August/2018

Advisors: Luís Marcelo Marques Tavares e Gabriel Kamilo Pantoja Barrios

Course: Metallurgical Engineering

High Pressure Grinding Rolls (HPGR) technology is increasingly present in comminution circuits in the minerals industry. Used initially in large scale by cement industries and later in the processing of ores containing diamonds, the HPGR began to be incorporated in hard rock comminution circuits in the middle of 1990. The success of the application extended from pre-pellet feed pressing during pelletizing as well as in coarse crushing stages. Parallel to the advancement of technique and technology application, Torres & Casali (2009) developed a phenomenological mathematical model to predict the throughput, power draw and product size distribution (PSD) of HPGR. However, several operational effects are not considered in the model and consequently compromise a good prediction of HPGR performance. Therefore, the present work describe different phenomena that directly influence the calculation of the throughput, power draw and PSD in order to optimize the prediction of the performance variables of the model. The work addresses a series of tests at different scales for pellet feed and itabirite iron ore presses to modeling the phenomena and also validate the modifications from the point of view of pellet feed and also itabirite iron ore in the tertiary and quaternary crushing stages.

*Keywords:* Simulation; Modeling; Iron Ore; Pellet Feed; High Pressure Grinding Rolls

## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS .....	X
LISTA DE TABELAS .....	XV
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1 HISTÓRIA DA PRENSA DE ROLOS .....	4
2.2 APLICAÇÕES INDUSTRIAIS DA PRENSA DE ROLOS .....	6
2.2.1 Aplicação da prensagem para Minério de Ferro.....	8
2.2.2 Configurações de circuitos de prensagem de pellet feed.....	10
2.3 ESTRUTURA DA PRENSA DE ROLOS.....	11
2.3.1 Sistema Hidráulico .....	13
2.3.2 Projeto dos rolos .....	14
2.3.3 Revestimento dos rolos.....	15
2.4 OPERAÇÃO NA PRENSA DE ROLOS .....	17
2.4.1 Força específica de compressão .....	18
2.4.2 Consumo específico de energia .....	19
2.4.3 Abertura operacional .....	19
2.4.4 Capacidade específica .....	20
2.4.5 Ângulo de captura.....	20
2.4.6 Teor de umidade da alimentação .....	21
2.4.7 Escorregamento e extrusão.....	21
2.4.8 Ineficiência na quebra interparticular .....	23
2.5 MECANISMO DE QUEBRA INTERPARTICULAR NA PRENSA DE ROLOS .....	24
2.6 MODELAGEM MATEMÁTICA DA PRENSA DE ROLOS .....	25
2.6.1 Modelagem da capacidade ou taxa de alimentação específica.....	26
2.6.2 Modelagem do consumo específico de energia.....	29
2.6.3 Modelagem da distribuição granulométrica do produto.....	33
3 MATERIAIS E METODOLOGIA EXPERIMENTAL.....	44
3.1 MATERIAIS .....	44
3.1.1 Minério de Ferro Itabirítico .....	45
3.1.2 Pellet Feed de minério de ferro .....	45

3.2 PRENSAGEM DE MINÉRIO DE FERRO ITABIRÍTICO.....	46
3.2.1 Testes na prensa de rolos de Laboratório .....	46
3.2.2 Testes na prensa de rolos piloto.....	47
3.2.3 Testes na prensa de rolos industrial.....	49
3.3 PRENSAGEM DE PELLET FEED.....	50
3.3.1 Testes na prensa de rolos piloto.....	50
3.3.2 Testes na prensa de rolos industrial.....	52
3.4 AJUSTE DE PARÂMETROS E IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO EM TORRES & CASALI EM MATLAB <sup>®</sup> .....	57
3.5 COMPRESSÃO DE LEITO DE PARTÍCULAS (CLP).....	58
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	60
4.1 MODIFICAÇÕES DO MODELO DE CAPACIDADE .....	60
4.2 VALIDAÇÃO DO MODELO DE CAPACIDADE MODIFICADO .....	64
4.3 MODIFICAÇÃO DO MODELO DE POTÊNCIA DEMANDADA.....	68
4.4 VALIDAÇÃO DO MODELO MODIFICADO DE POTÊNCIA DEMANDADA .....	70
4.5 MODIFICAÇÃO DO MODELO DE DISTRIBUIÇÃO GRANULOMÉTRICA DO PRODUTO.....	73
4.6 VALIDAÇÃO DO MODELO MODIFICADO DE DISTRIBUIÇÃO GRANULOMÉTRICA DO PRODUTO .....	78
4.6.1 Ajuste de parâmetros e validação na prensagem piloto de Pellet Feed .....	78
4.6.2 Ajuste de parâmetros e validação na prensagem industrial de Pellet Feed .....	81
4.6.3 Ajuste de parâmetros e validação na prensagem laboratorial de itabirito compacto .....	85
4.6.4 Ajuste de parâmetros e validação das prensagens piloto de itabirito compacto.....	87
4.6.5 Ajuste de parâmetros e validação da prensagem industrial de itabiritos.....	90
4.6.6 Ajuste de parâmetro e validação da prensagem piloto de itabirito friável .....	92
5 CONCLUSÕES .....	96
6 REFERÊNCIAS .....	98
APÊNDICE A .....	105

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Equipamento para produzir briquetes de carvão (MORLEY, 2010) .....	4
Figura 2. Comparação de operação de britadores de rolos e prensa de rolos.....	5
Figura 3. Crescimento da aplicação da prensa de rolos (BARRIOS, 2015).....	7
Figura 4. Desenho esquemático da operação industrial em uma usina de pelotização .....	9
Figura 5. Estrutura da prensa de rolos (BARRIOS, 2015) .....	12
Figura 6. Sistema hidráulico e acumuladores de nitrogênio para prensas de rolos em escala piloto (esquerda) e prensa de laboratório (direita).....	13
Figura 7. Desenho esquemático da operação na prensa de rolos (NAPIER–MUNN et al., 1996) .....	14
Figura 8. Configurações utilizadas na fabricação dos rolos (BEARMAN, 2006) .....	15
Figura 9. Superfícies de revestimento para os rolos .....	16
Figura 10. Rolo em boas condições e desgastado em uma prensa de rolos Polysius de laboratório .....	17
Figura 11. Desenho esquemático com as principais variáveis operacionais da prensa de rolos (BARRIOS, 2015) .....	17
Figura 12. Extrusão do material pelas laterais esquerda (a) e direita (b) de uma prensa de rolos prensando <i>pellet feed</i> .....	23
Figura 13. Classificação do leito de partículas dentro do ambiente de cominuição (BARRIOS, 2015).....	25
Figura 14. Esquema de funcionamento dos modelos matemáticos fenomenológicos que descrevem o funcionamento da prensa de rolos .....	26
Figura 15. Relação entre capacidade específica e pressão de operação (AUSTIN et al., 1995) .....	28
Figura 16. Desenho esquemático da relação entre os parâmetros de escalonamento da prensa de rolos (RASHIDI et al., 2017).....	31
Figura 17. Relação entre o coeficiente de potência e aumento da energia específica consumida (Ecs).....	32
Figura 18. Desenho esquemático mostrando as três regiões de quebra equacionadas no modelo de Morrell / Lim / Shi / Tondo .....	35
Figura 19. Funcionamento do modelo proposto por Torres & Casali (2009) .....	37

Figura 20. Perfil parabólico de pressões (direita) e modelo esquemático do funcionamento do modelo (esquerda) proposto por Torres & Casali (2009).....	38
Figura 21. Esquema de funcionamento do modelo de quebra (DUNDAR et al., 2013). .....	41
Figura 22. Relação do parâmetro $kD$ com a força específica de operação (esquerda) e do parâmetro $\alpha D$ com a área superficial específica (direita) (DUNDAR, et al. 2013) .....	42
Figura 23. Distribuições granulométricas das alimentações de Itabirito Compacto e <i>Pellet Feed</i> .....	45
Figura 24. Amostra de pellet feed utilizado na alimentação da prensa de rolos .....	46
Figura 25. Prensa de rolos POLYCOM <sup>®</sup> utilizada nos testes de prensagem (BARRIOS, 2015) .....	47
Figura 26. Prensa de Rolos industrial utilizada nos testes de prensagem .....	49
Figura 27. Prensa de rolos em escala piloto utilizada nos testes .....	51
Figura 28. Caixa utilizada para coletar as amostras de produto de prensagem ao longo do eixo longitudinal do rolo .....	51
Figura 29. Prensa industrial utilizada na Usina de Vargem Grande (Nova Lima - MG) da Vale S.A.....	53
Figura 30. Blainímetro utilizado na medição de área superficial específica das amostras de <i>pellet feed</i> .....	57
Figura 31. Layout da página de simulações implementada em Matlab <sup>®</sup> .....	57
Figura 32. Prensa Shimadzu e acoplamento copo pistão utilizados nos testes de CLP .....	59
Figura 33. Comparação das capacidades experimentais e previstas pela equação de capacidade na prensagem de Minério de ferro Itabirítico (a) e Pellet Feed (b) em prensas industriais.....	60
Figura 34. Variação da densidade aparente e densidade do <i>flake</i> com o aumento da umidade em testes de CLP realizados com força de 400 kN .....	62
Figura 35. Percentagem de material extrudado pela lateral do rolo de acordo com a abertura específica de operação .....	63
Figura 36. Comparação dos valores experimentais e previstos para a capacidade industrial de prensagem de minério de ferro itabirítico usando o modelo modificado .....	64
Figura 37. Comparação dos valores experimentais e previstos para a capacidade em escala de laboratório para prensagem de itabirito compacto usando o modelo modificado.....	65
Figura 38. Comparação dos valores experimentais e previstos para a capacidade em escala piloto para prensagem de itabirito compacto e friável .....	65

Figura 39. Comparação dos valores de capacidade experimental e previstas para a prensagem industrial (Prensa 6) de <i>pellet feed</i> pelo modelo modificado .....	67
Figura 40. Comparação dos valores de capacidade experimental e previstas para a prensagem de <i>pellet feed</i> em escala piloto.....	67
Figura 41. Comparação de valores experimentais e calculados para a potência demandada na prensagem de Minério de Ferro Itabirítico (a) e <i>Pellet Feed</i> (b) utilizando o modelo abordado originalmente por Torres & Casali (2009) .....	68
Figura 42. Comparação dos valores experimentais e simulados para potência consumida nas prensagens industriais de minério de ferro itabirítico .....	71
Figura 43. Comparação dos valores experimentais e simulados para potência consumida em escala piloto (círculo e losango) e de laboratório (quadrado) de itabirito compacto e friável .	71
Figura 44. Comparação dos valores experimentais e simulados para potência consumida nas prensagens industriais de <i>pellet feed</i> na Prensa 6 .....	72
Figura 45. Comparação de potência experimental e calculada para a prensagem piloto de <i>pellet feed</i> .....	73
Figura 46. Comparação dos valores de área superficial específica calculada e experimental para as prensagens de <i>pellet feed</i> industrial com <i>cheek plates</i> não ajustados (a) e com os <i>cheek plates</i> ajustados (b) operando em altas e baixas velocidades dos rolos.....	74
Figura 47. Variação do índice de eficiência com a velocidade dos rolos para a prensagem industrial de <i>pellet feed</i> com os <i>cheekplates</i> ajustados.....	75
Figura 48. Relação entre o fator de potência e a percentagem da velocidade máxima de operação das prensas para os testes de prensagem de <i>pellet feed</i> industrial .....	77
Figura 49. Comparação dos valores experimentais e simulados para a área superficial específica e passante em 0,045 mm para o teste PPF4 utilizado no ajuste dos parâmetros ótimos da prensagem piloto de <i>pellet feed</i> .....	78
Figura 50. Função Quebra e Função Seleção para o <i>pellet feed</i> processado nos testes de prensagem em escala piloto.....	79
Figura 51. Comparação entre os valores experimentais e simulados para a área superficial específica das prensagens de <i>pellet feed</i> em escala piloto.....	80
Figura 52. Comparação de valores experimentais e simulados para as distribuições granulométricas do centro e da borda para o teste PPF3.....	81
Figura 53. Curva de distribuição granulométrica ajustada para o teste de prensagem industrial de <i>pellet feed</i> IPF5 (Caso Base) .....	82

Figura 54. Função Quebra e Função Seleção ajustadas para a prensagem industrial de <i>pellet feed</i> a partir do Caso Base IPF5 .....	82
Figura 55. Comparação dos valores experimentais e simulados para área superficial dos produtos de prensagem industrial de <i>pellet feed</i> sem ajuste de <i>cheek plates</i> .....	83
Figura 56. Comparação dos valores experimentais e simulados para área superficial dos produtos de prensagem industrial de <i>pellet feed</i> com os <i>cheek plates</i> ajustados .....	84
Figura 57. Comparação de valores experimentais e simulados para os produtos gerados ao longo do eixo longitudinal do rolo para o teste IPF3 .....	85
Figura 58. Função Quebra e Função Seleção ajustadas para a prensagem de itabirito compacto em escala de laboratório .....	85
Figura 59. Curva de distribuição granulométrica ajustada para o teste de prensagem laboratorial em minério de ferro itabirítico compacto LC1 .....	86
Figura 60. Comparação dos valores experimentais e simulados de distribuição granulométrica do produto para o teste LC3 .....	87
Figura 61. Função Quebra e Função Seleção ajustadas para a prensagem de itabirito compacto em escala de piloto .....	88
Figura 62. Curva de distribuição granulométrica ajustada para o teste de prensagem piloto de minério de ferro itabirítico compacto .....	88
Figura 63. Comparação dos valores simulados e experimentais para a distribuição granulométrica do produto dos testes de prensagem piloto PC2 (60 bar) e PC3 (80 bar).....	89
Figura 64. Comparação dos valores simulados e experimentais para a distribuição granulométrica do produto do teste de prensagem piloto PC4 (0,4 m/s) .....	89
Figura 65. Curva de distribuição granulométrica ajustada para o teste de prensagem industrial em minério de ferro itabirítico IC1 .....	90
Figura 66. Função Quebra e Função Seleção ajustadas para a prensagem industrial de minério de ferro itabirítico .....	91
Figura 67. Comparação dos valores simulados e experimentais para a distribuição granulométrica do produto do teste de prensagem industrial IC2 .....	91
Figura 68. Comparação dos valores simulados e experimentais para a distribuição granulométrica do produto dos testes de prensagem industrial IC3 e IC4 .....	92
Figura 69. Curva de distribuição granulométrica ajustada para o teste de prensagem piloto em itabirito friável PF1 .....	93

Figura 70. Função Quebra e Função Seleção ajustadas para a prensagem piloto itabirito friável .....	94
Figura 71. Comparação dos valores experimentais e simulados para a distribuição granulométrica dos testes PF2 e PF3 .....	94
Figura 72. Comparação dos valores experimentais e simulados para a prensagem de itabirito friável no teste PF4 .....	95
Figura 73. Comparação dos valores experimentais e calculados para área superficial específica (cm <sup>2</sup> /g) para diferentes amostras de <i>pellet feed</i> .....	106

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Condições operacionais e de projeto típicas da prensa de rolos.....	18
Tabela 2. Procedência dos materiais utilizados no trabalho.....	44
Tabela 3. Condições operacionais dos testes laboratoriais com itabiritos.....	47
Tabela 4. Condições operacionais e resumo de resultados dos testes piloto itabirito compacto .....	48
Tabela 5. Condições operacionais e resumo de resultados dos testes piloto itabirito friável...	48
Tabela 6. Condições operacionais e resumo de resultados dos testes industriais de minério de ferro itabirítico.....	50
Tabela 7. Condições operacionais e resumo de resultados dos testes de prensagem em escala piloto de <i>pellet feed</i> .....	52
Tabela 8. Dimensões e características de operação das prensas no Complexo de Tubarão.....	53
Tabela 9. Condições operacionais típicas e de desempenho das prensas no Complexo de Tubarão da Vale (BUENO, 2018).....	54
Tabela 10. Condições operacionais dos testes de prensagem de <i>pellet feed</i> industrial sem ajuste dos <i>cheek plates</i> .....	55
Tabela 11. Condições operacionais dos testes de prensagem de <i>pellet feed</i> industrial com os <i>cheek plates</i> ajustados.....	56
Tabela 12. Parâmetros do modelo de capacidade para os materiais utilizados.....	64
Tabela 13. Comparação de velocidades para os testes sem ajuste de <i>cheek plate</i> da Prensa 6	66
Tabela 14. Fatores de correção para as diferentes prensas de rolos.....	70
Tabela 15. Potência Calculada e Potência Efetiva para os testes industriais de prensagem de <i>pellet feed</i> .....	76
Tabela 16. Parâmetros do modelo de potência efetiva aplicada na quebra.....	77
Tabela 17. Parâmetros ótimos para a prensagem de <i>pellet feed</i> em escala piloto.....	79
Tabela 18. Parâmetros ótimos para a prensagem de <i>pellet feed</i> em escala industrial.....	83
Tabela 19. Parâmetros ótimos para a prensagem de itabirito compacto em laboratório.....	86
Tabela 20. Parâmetros ótimos para a prensagem de itabirito compacto piloto.....	87
Tabela 21. Parâmetros ótimos para a prensagem industrial de minério de ferro itabirítico.....	90
Tabela 22. Parâmetros ótimos para a prensagem piloto de itabirito friável.....	93

## 1 INTRODUÇÃO

A Prensa de Rolos (*High Pressure Grinding Rolls – HPGR*) constituiu em um importante avanço dentro da área de cominuição e de processamento mineral nas últimas décadas (BARRIOS, 2015). Sendo uma recente tecnologia, patenteada em meados de 1980 na Alemanha, tal equipamento opera hoje em uma série de usinas de processamento mineral em todo o mundo.

A patente de 1979 e sua ampla aplicação atual foram resultado de uma extensa pesquisa realizada pelo Professor Klaus Schönert e seu grupo na Universidade de Clausthal na Alemanha. Schönert (1988a) realizou estudos a respeito da quebra em leito de partículas, avaliando sua eficiência energética e sua razão de redução quando comparada com equipamentos mais tradicionais na cominuição. Dessa maneira, os estudos culminaram com o desenvolvimento da prensa de rolos, o qual é um equipamento de cominuição interparticular sob condições contínuas.

Ao longo dos anos, a aplicação industrial da prensa de rolos cresceu e paralelamente avançou o conhecimento científico e também o desenvolvimento da tecnologia. Ainda na década de 1980, a prensa de rolos teve sua primeira aplicação de sucesso na indústria de cimento, operando na remoagem de clínquer. O principal objetivo foi reduzir o consumo energético no processo substituindo a aplicação de moinhos de bolas (BARRIOS, 2015). Posteriormente sua aplicação foi estendida para minerais contendo diamantes e, finalmente, em meados de 1990, sua aplicação atingiu um nível de maturidade suficiente para ser aplicada em minerais metálicos (Minério de Ferro na mina de Los Colorados – Chile). Já no início do século XX foi que, após anos de estudos relacionados a melhoria dos revestimentos dos rolos que tal tecnologia passou a ser empregada na cominuição de minérios competentes (DUNNE et al., 2004; DANIEL & MORRELL, 2004; DANIEL, 2002).

Com a crescente aplicação da prensa, diferentes empresas que operam com processamento de minério de ferro no Brasil passaram a utilizar estes equipamentos em seus circuitos de cominuição. A Anglo American, no Projeto Minas Rio, utiliza três prensas de rolos na britagem terciária de minério de ferro itabirítico. Essa aplicação proporcionou uma redução no consumo específica de energia, simplificação do circuito e estabilidade de operação (BARRIOS, 2015). Outra aplicação é a prensagem de *pellet feed* durante a remoagem pré-pelotização nas usinas do Complexo de Tubarão da Vale S.A (Vitória – ES) e nas usinas da Samarco S.A (Pontta Ubu – ES).

Porém, mesmo com a ampla aplicação atual da tecnologia, foi necessário um desenvolvimento detalhado de conceitos de fragmentação para estabelecer uma relação de entendimento físico nos princípios de cominuição nos quais é baseada a operação da prensa de rolos. Diversos autores (FUERSTENAU et al., 1991; FUERSTENAU et al., 1996; SCHÖNERT, 1996) foram cruciais para estudar e identificar os principais fenômenos físicos que estão por trás das aplicações industriais da prensa de rolos. Tais estudos e observações foram fundamentais para o desenvolvimento da modelagem matemática que descreve o desempenho da prensa de rolos.

Segundo Rashidi et al. (2017), a rápida ascensão da aplicação da prensa de rolos dificultou o desenvolvimento de modelos matemáticos e estudos detalhados para melhorar a sua aplicação em escala industrial. De fato, o curto tempo desde o surgimento da patente até a primeira aplicação nas indústrias de cimento, dificultou um estudo de escalonamento e de maior eficiência de processamento a nível industrial.

Contudo, ao longo dos últimos 20 anos uma série de modelos matemáticos fenomenológicos foram desenvolvidos para descrever o funcionamento da prensa de rolos. Equacionamentos que utilizam testes experimentais para calibrar os modelos (AUSTIN et al., 1994; MORRELL et al., 1997; DUNDAR et al., 2013), e que definem um perfil de pressões ao longo do comprimento do rolo (TORRES & CASALI, 2009) foram propostos. Os modelos de Torres & Casali (2009) e Morrell et al. (1997) utilizam o modelo do balanço populacional para definir a quebra das partículas durante a prensagem e, assim, prever a distribuição granulométrica final do produto. De maneira geral, estes modelos são divididos em três submodelos que os compõem. Cada um deles é capaz de prever uma das variáveis de desempenho da prensa de rolos: Capacidade Específica; Potência Demandada na Prensagem; e Distribuição Granulométrica do Produto.

No entanto, os modelos fenomenológicos citados possuem uma série de restrições quanto à sua aplicação na previsão de resultados. De maneira geral os modelos não abordam uma série de fatores físicos, condições operacionais e características do minério na previsão da capacidade e potência demandada, fato que compromete significativamente a utilidade dos modelos quanto à previsão do desempenho da prensa de rolos em escala industrial. Por outro lado, os modelos de distribuição granulométrica demandam uma série de testes experimentais em escala laboratorial para calibrar os parâmetros de quebra e não equacionam efeitos de saturação e dissipação de energia durante a prensagem.

O presente trabalho apresenta modificações no modelo matemático de Torres & Casali (2009) para melhorar sua habilidade na previsão do desempenho da Prensa de Rolos quando aplicada no processamento de minério de ferro. O texto se divide em cinco tópicos, sendo o primeiro uma revisão bibliográfica, que trata das principais aplicações da prensa de rolos, bem como dos principais modelos matemáticos aplicados na atualidade para descrever seu funcionamento. A metodologia experimental apresenta os procedimentos adotados no trabalho, desde os testes de prensagem em diferentes escalas até a execução das diferentes rotinas em Matlab<sup>®</sup> que serviram de plataforma para simulações de processo estático. O quarto capítulo apresenta as modificações propostas nos modelos de capacidade, potência demandada e distribuição granulométrica do produto e também a validação de tais propostas. As modificações foram baseadas em observações experimentais em diferentes escalas e na comparação da previsão do modelo em relação ao desempenho em operação.

Portanto, para validação das proposições, foram realizados testes experimentais e simulações em diferentes escalas de operação e com ampla variedade das condições de prensagem. Primeiramente utilizou-se testes de prensagem em *pellet feed* na etapa de remoagem pré-pelotização e também em processos de pré-moagem. Por outro lado, também foram utilizados testes de prensagem em minério de ferro itabirítico compacto e friável nas etapas de britagem terciária e quaternária.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 História da prensa de rolos

Como resultado de suas pesquisas, Schönert (1979) constatou que um método eficiente para cominuição de partículas, em termos de consumo energético, é a quebra interparticular sob condições contínuas e utilizando equipamentos de compressão de rolos para aplicar esforços sobre leitos de partículas com pressões superiores a 50 MPa (DUNDAR, 2013; DANIEL, 2002).

Embora Schönert seja o responsável pela patente internacional da prensa de rolos (*High Pressure Grinding Rolls – HPGR*), tal tecnologia já havia sido aplicada em um britador da Kopperrn (Figura 1) utilizado na briquetagem de carvão e outros minério finos. (KLYMOWSKY et al., 2006).

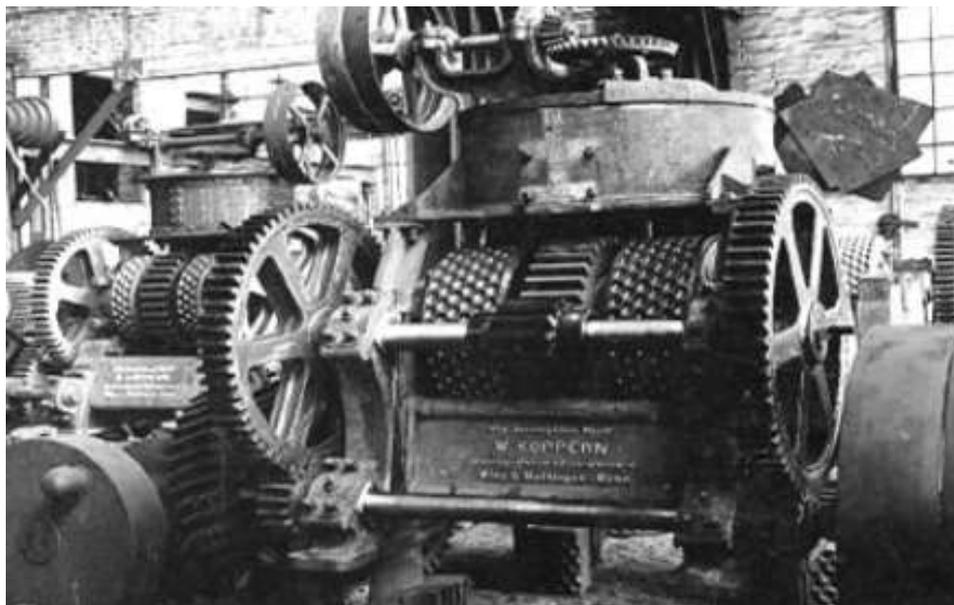


Figura 1. Equipamento para produzir briquetes de carvão (MORLEY, 2010)

Contudo, o que motivou 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). Portanto, tais pesquisas foram importantes para mostrar a aplicabilidade e o bom rendimento da prensa de rolos quando comparada com equipamentos mais tradicionais utilizados na cominuição.

Britadores de rolos convencionais são muito utilizados na indústria mineral, apesar de serem de aplicação limitada a materiais argilosos e pouco competentes (BARRIOS, 2015). Entretanto, o desenvolvimento de novas tecnologias e equipamentos fez com que parte da aplicação nos britadores de rolos convencionais fosse substituída por britadores giratórios, britadores de mandíbulas e cônicos. Por outro lado, a prensa de rolos surgiu como uma unidade especializada de moagem que tem o potencial de substituir moinhos de bolas, moinhos semi-autógenos e moinhos de barras dentro dos circuitos de cominuição (OTTE, 1988).

A principal inovação proposta pela prensa de rolos é o seu sistema hidráulico de pressão acoplado a um dos rolos que permite uma variação da força específica de compressão exercida sobre o leito de partículas. O sistema hidráulico da prensa 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 (Figura 2). Tal característica é de grande relevância nos sistemas operacionais, visto que há uma influência significativa na transmissão de energia de cominuição até as partículas e consequentemente na razão de redução imposta pelos equipamentos.

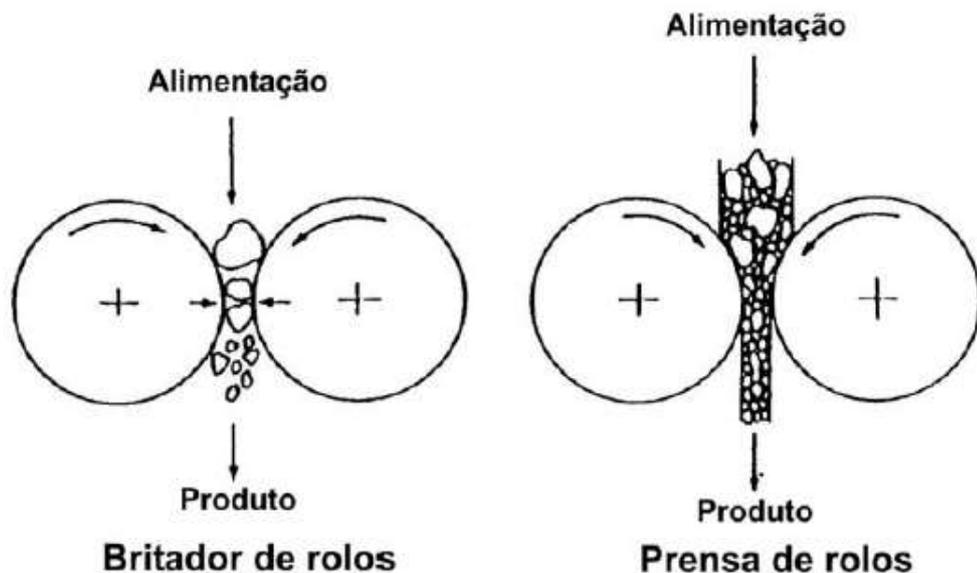


Figura 2. Comparação de operação de britadores de rolos e prensa de rolos

Portanto, a tecnologia da prensa de rolos foi introduzida inicialmente na indústria de cimento no ano de 1985 e posteriormente foi sendo progressivamente aplicada na indústria de diamantes a partir de 1987 (TORRES, 2010). Dentre as principais empresas licenciadas para

fabricação de equipamentos comerciais baseados no projeto de Schönert se encontram a Krupp Polysius, a Klockner Humboldt Deutz (KHD) e a Köppern.

## **2.2 Aplicações industriais da prensa de rolos**

Schönert e Knobloch (1984) propuseram que a quebra interparticular para altas capacidades pode ser alcançada pela compressão de partículas entre dois rolos rotativos. Portanto, a partir da invenção da prensa de rolos em meados da década de 1980, as aplicações industriais para esta tecnologia obtiveram um alcance significativo na indústria mineral.

A primeira operação em escala industrial foi realizada na indústria cimenteira, visando aumentar a capacidade de operação da usina (KELLERWESSEL, 1990). Sendo a pioneira na aplicação da tecnologia, a indústria de cimento foi importante para consolidar a prensa de rolos como um equipamento de alta eficiência energética. Inicialmente, sua aplicação foi restrita às etapas de pré-moagem para aumentar a capacidade de produção dos moinhos (DUNDAR et al., 2013). Entretanto, após o sucesso das aplicações iniciais, a demanda pela prensa de rolos cresceu significativamente e sua aplicação em diferentes configurações de circuito se tornou uma realidade (KELLERWESSEL, 1993; 1996). Estudos de amostragem industrial e modelagem de usinas de cimento, realizados 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 (BENZER, 2006; BENZER et al., 2001).

Ainda na década de 1980, usinas de processamento de minérios que contêm diamantes aplicaram a tecnologia da prensa de rolos. De acordo com Daniel (2002), as indústrias de diamantes adotaram esta tecnologia para melhorar a liberação de partículas valiosas e reduzir os danos aos diamantes, que têm elevado valor.

Por outro lado, a aplicação da prensa de rolos em minérios metálicos se consolidou de fato somente após uma década da patente depositada por Schönert. Graças ao desenvolvimento de novos materiais para revestimento dos rolos, a aplicação desta tecnologia passou a ser implementada com sucesso na indústria de minério de ferro (TORRES, 2010). O primeiro registro de operação da prensa de rolos na indústria de ferro foi na mina de Los Colorados (Chile) em 1994. O objetivo da implementação foi substituir as etapas de britagem terciária e quaternária da usina de maneira a reduzir os custos de investimento e operacionais da usina.

Graças ao sucesso do projeto, atualmente a prensa de rolos é aplicada com sucesso na cominuição de minérios de ferro desde a britagem grosseira, britagem de *pebbles* de moinhos autógenos, até a remoagem realizada previamente à pelotização (CAMPOS et al., 2017).

Paralelamente às aplicações em minério de ferro, a adaptação da prensa de rolos para o processamento de minérios competentes começou também na década de 1990. Um estudo inicial foi realizado na mina de cobre de Cyprus Sierrita (Arizona, EUA) durante 18 meses de operação (MORLEY, 2010). Porém, devido ao intenso desgaste do revestimento dos rolos e consequente inatividade do processo de beneficiamento, a operação não obteve o sucesso econômico e operacional esperado. Com as atividades interrompidas ainda na segunda metade da década de 1990, foi necessário um intenso trabalho de pesquisa por parte dos fabricantes das prensas para avançar significativamente na tecnologia de revestimento dos rolos e, portanto, consolidar a aplicação comercial do equipamento nestas operações.

Desta maneira, somente em 2006 foi que na mina de Cerro Verde (Peru) foi retomada a aplicação da prensa no processamento de minérios competentes, quando quatro unidades operacionais da prensa de rolos foram instaladas, totalizando uma capacidade de 4.500 t/h (BARRIOS, 2015). 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) e representou a primeira aplicação comercial no processamento de minérios competentes como de ouro, cobre e platina. A Figura 3 ilustra o crescimento da aplicação da prensa de rolos em diferentes tipos de minério ao longo das últimas três décadas.

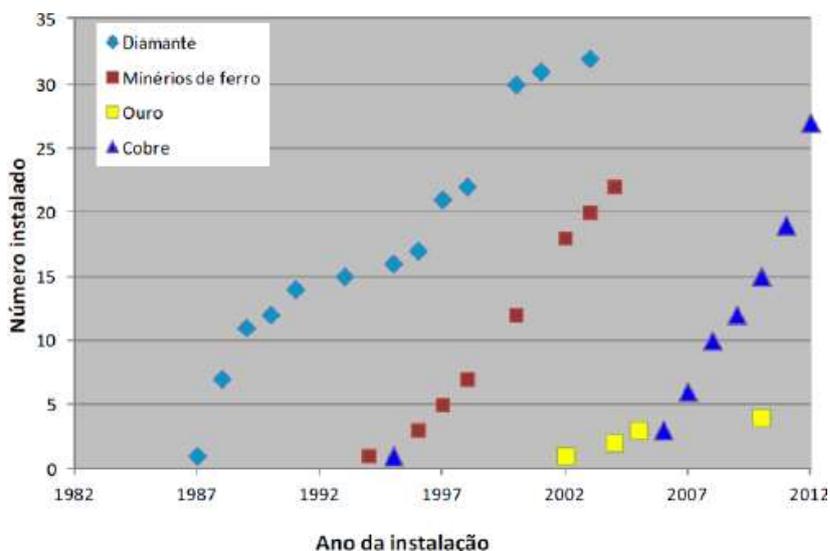


Figura 3. Crescimento da aplicação da prensa de rolos (BARRIOS, 2015)

Segundo Barrios (2015) a indústria de processamento de minério de platina da África do Sul se mostrou extremamente conservadora ao longo do tempo, se recusando a modificar os circuitos de cominuição tradicionalmente usados em suas usinas. Entretanto, após a aplicação de duas unidades da prensa de rolos Mogalakwena North e de Northam UG2 no ano de 2008, a prensa se afirmou como uma alternativa capaz de aumentar a capacidade, reduzir os custos operacionais e aumentar a estabilidade da usina durante a operação.

Com o crescente desenvolvimento tecnológico e aplicação da técnica, muitas empresas que atuam no Brasil passaram a incorporar a prensa de rolos em seus circuitos de cominuição (CAMPOS et al., 2016). Os principais exemplos de utilização desta tecnologia aplicadas hoje no Brasil em indústrias de produção de minérios metálicos são na britagem terciária e quaternária de minério de ferro itabirítico do projeto Minas-Rio (Conceição do Mato Dentro – MG), nas etapas de britagem de minério de cobre na mina de Salobo (Marabá – PA) e em várias usinas de pelotização da Vale S.A e da Samarco S.A.

O crescente sucesso destas aplicações se deve à maior estabilidade de operação, à redução do consumo energético específico na cominuição e à simplificação do circuito nas usinas. Nas usinas de pelotização da Samarco S.A (Ponta Ubu, ES) e da Vale S.A (Nova Lima – MG; Vitória – ES), a prensa de rolos é extremamente importante na remoagem previamente à pelotização. A aplicação desta tecnologia na preparação de pellet feed é importante por ser capaz de aumentar a área superficial do produto com um consumo energético reduzido (MICHAELIS, 2009).

### **2.2.1 Aplicação da prensagem para Minério de Ferro**

No início da década de 1990 uma série de usinas passaram a implementar a Prensa de Rolos em circuitos industriais para prensagem de minério de ferro e *pellet feed*. Grande parte do sucesso da aplicação se deve ao fato do equipamento ser extremamente eficiente no processo de quebra, além de ser capaz de suprir a capacidade dos circuitos e até mesmo garantir maior estabilidade e dinamismo para as usinas.

Apesar do registro histórico de prensagem de minério de ferro nas etapas de britagem terciária e quaternária ter sido feito na mina de Los Colorados (Chile), em 1990, a Vale, então Companhia Vale do Rio Doce (CVRD) implementou a prensagem de minério de ferro em prensa de rolos combinada com a moagem em moinhos de bolas para produzir *pellet feed fines* em várias das usinas integradas de moagem e pelotização do Complexo de Tubarão, seja na

pré-moagem (Usinas I e II) ou na remoagem (Usina IV) da descarga do moinho de bolas (VAN DER MEER, 1997). A aplicação se mostrou extremamente benéfica para a preparação do *pellet feed* dentro do complexo que hoje tem sete de suas oito usinas operando com o uso da prensa de rolos. A Figura 4 apresenta o sistema simplificado de operação em uma usina de pelotização, com destaque para a aplicação da prensa de rolos.

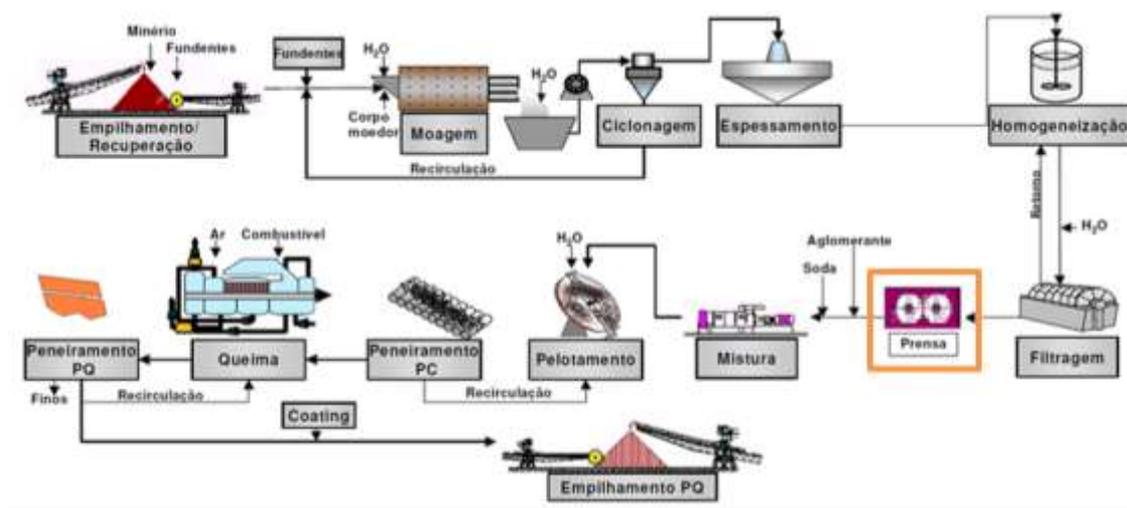


Figura 4. Desenho esquemático da operação industrial em uma usina de pelotização

Van der Meer (1997) também relata que ainda na década de 1990 outras empresas adotaram o uso da prensa de rolos em seus circuitos de prensagem de *pellet feed*, como a LKAB Kiruna e LKAB Mamberget na Suécia, IDI nos EUA e Kudremukh na Índia.

De fato, a aplicação da Prensa de Rolos traz uma série de benefícios à prensagem de *pellet feed*, dentre eles:

- Redução do consumo de energético através da introdução de microfissuras, que ajudam a aumentar a taxa de produção e reduzir a granulometria do produto (SHU & YONGQING, 2008).
- Geração de uma grande proporção de ultrafinos, principalmente pela atrição e cisalhamento das superfícies das partículas no leito de material úmido, resultando em aumento da área superficial específica da ordem de 300 a 600 cm<sup>2</sup>/g (Blaine) (VAN DER MEER, 2015).
- Capacidade de lidar com níveis de umidade entre 8 e 12 % (produto filtrado após moagem) (VAN DER MEER, 2015).

- Geração de formato de partícula mais angular em comparação com produtos de moinho de bolas, o que permite que o produto seja adequado para pelotização com um valor menor de Blaine, presumindo um melhor empacotamento e densidade das pelotas (ABAZARPOR et al., 2017).
- Vantagens no processo de pelotamento em termos de uniformidade no tamanho das pelotas verdes, maior resistência, menor consumo de aditivos e menor taxa de recirculação na grelha (VAN DER MEER, 1997).

Por outro lado, em etapas de britagem terciária e quaternária de minério de ferro também foram registradas recentes aplicações de sucesso. A mais recente foi realizada no Projeto Minas – Rio da Anglo American em Conceição do Mato Dentro, MG. Neste caso, três unidades de prensa de rolos foram utilizadas no lugar de equipamentos tradicionais de britagem terciária e quaternária do minério de ferro itabirítico. O principal motivo do uso das prensas foi a redução do consumo de energia específica, a simplificação do circuito, a maior estabilidade de operação e a melhoria na qualidade do produto final produzido.

### **2.2.2 Configurações de circuitos de prensagem de *pellet feed***

Com o intuito de melhorar o desempenho da prensa nas operações das usinas, diferentes configurações de circuitos têm sido objeto de pesquisa. Em muitos casos já se cogita a ideia de não utilizar processos de moagem de bolas na produção de *pellet feed fines*, passando a se operar com um processo de prensagem em múltiplas etapas. Desta maneira, o circuito seria sistematicamente simplificado com a retirada não só dos moinhos, como também dos filtros de disco, hidrociclones, bombas e espessadores, diminuindo, por consequência, o CAPEX e OPEX.

Industrialmente, tem-se conhecimento da aplicação de três tipos diferentes de configuração de circuito de prensagem, sendo (VAN DER MEER, 2010):

- Circuito aberto em um ou vários estágios em série;
- Circuito fechado com classificação;
- Circuito fechado com reciclo do produto (fração do produto ou produto de bordas).

Evidências experimentais na indústria de *pellet feed* mostram que a instalação de uma prensa de rolos em estágio simples pode aumentar a capacidade e diminuir o consumo energético de circuitos que operam com a moagem de bolas (EHRENRAUT, 2001). Contudo,

muitos autores afirmam que a prensagem com reciclo de uma fração do produto (OZCAN, 2015) ou do produto das bordas (AYDOGAN, 2007) e a prensagem em circuito fechado com classificação a seco utilizando separador do tipo V (ALTUN, 2011) são ainda mais atrativas que a prensagem em um estágio simples.

Hilden (2010) mostrou que, para a prensagem em escala piloto de minérios competentes, o circuito da recirculação de bordas se mostrou mais eficiente que a prensagem em estágio simples. Por outro lado, Rashidi (2014) realizou experimentos em escala laboratorial para demonstrar que a eficiência em termos de consumo energético e razão de redução depende do tipo de material utilizado. De fato, a prensagem em múltiplos estágios se mostrou mais eficiente para minérios menos competentes enquanto que a prensagem em circuito fechado com classificação usando peneiras foi mais eficiente para minérios competentes.

Entretanto, para a prensagem de pellet feed em particular, devido à fina granulometria da alimentação e ao seu alto teor de umidade, as únicas configurações de circuito diretamente aplicáveis são o circuito aberto em um único ou vários estágios em série, e o circuito fechado, seja com reciclo de bordas ou de uma fração do produto. Van der Meer (2015), a fim de avaliar a eficiência de prensagem em diferentes configurações de circuito de pellet feed, realizou diferentes experimentos de prensagem em estágio simples, prensagem em múltiplos estágios e em circuito fechado com reciclo de bordas (razão de recirculação de 100 a 200%). Os resultados mostraram que, para uma mesma taxa de alimentação do circuito, o melhor desempenho em termos de geração de superfície específica foi obtido com reciclo de 210%. No entanto, o teste apresentou o maior consumo específico de energia.

### **2.3 Estrutura da Prensa de Rolos**

A prensa de rolos consiste, basicamente, em dois rolos girando em sentido contrário e sendo alimentados por gravidade através de um silo de alimentação. A Figura 5 apresenta a estrutura do equipamento.

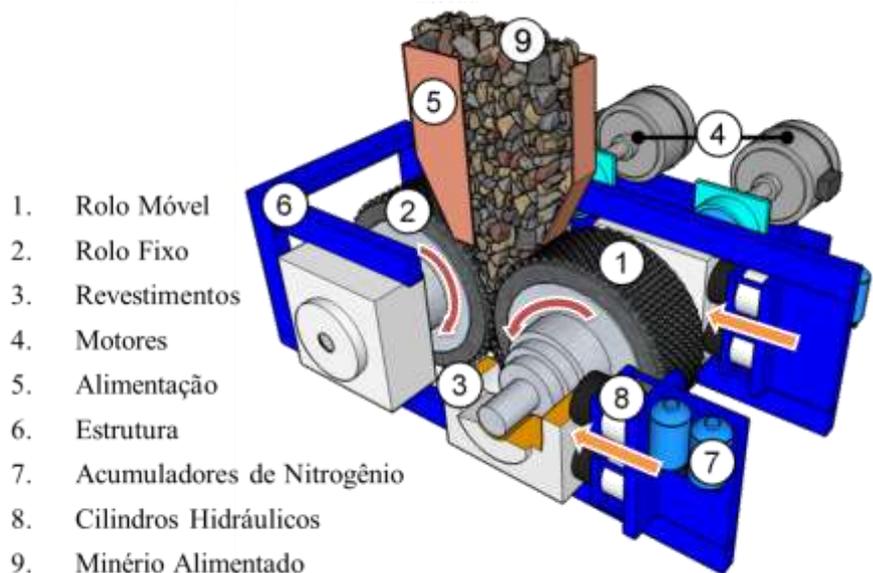


Figura 5. Estrutura da prensa de rolos (BARRIOS, 2015)

O equipamento é operado a partir de um sistema hidráulico acoplado a um dos rolos da prensa. O rolo móvel é responsável por pressionar o leito de partículas por meio de dois ou quatro cilindros. A pressão varia de acordo com a pressão de óleo exercida durante a operação que é aplicada ao material por meio da seção transversal do rolo.

Entre os rolos há a formação de um leito de partículas confinado que atua como uma alavanca gerando uma forte resistência a rotação (ALVES, 2012). À medida que o leito se move entre os rolos, a pressão operacional aumenta e o sistema de quebra interparticular funciona melhor. Segundo Daniel (2002), a quebra interparticular se refere a um processo de cominuição autógeno em que partículas são quebradas quando em contato as outras partículas em um leito confinado.

Dentre as principais características que definem a geometria dos rolos, a razão comprimento/diâmetro é uma das que mais se distinguem nas operações e desenho de equipamentos (TORRES, 2010). Dentre as principais diferenças observadas, tem-se a maior ou menor magnitude de torque que, conseqüentemente aumenta a potência requerida nos motores do equipamento e também a mudança no “efeito de borda” durante a prensagem que, em determinadas situações pode aumentar ou reduzir a quantidade de material que sofre extrusão pela lateral dos rolos. Segundo Barrios (2015), a relação geométrica também tem forte influência nas taxas de alimentação da prensa, podendo reduzi-la ou aumentá-la em diferentes operações e desenhos de equipamento.

### 2.3.1 Sistema Hidráulico

O sistema hidráulico de pressão é formado por quatro cilindros, sendo dois do lado direito e dois do lado esquerdo do rolo móvel. Um compartimento de óleo conecta estes cilindros a um acumulador de nitrogênio. A Figura 6 apresenta o sistema hidráulico de uma prensa piloto (esquerda) e os cilindros de nitrogênio para uma prensa de laboratório (direita).



Figura 6. Sistema hidráulico e acumuladores de nitrogênio para prensas de rolos em escala piloto (esquerda) e prensa de laboratório (direita)

A compressão do nitrogênio no acumulador atua como uma mola do sistema. A pressão de nitrogênio pode ser ajustada a uma operação mais rígida ou mais flexível do rolo móvel (ALVES, 2012). Para uma boa operação os cilindros de nitrogênio operam com pressão igual a 75% da pressão total de óleo. Baixas pressões iniciais de nitrogênio significam uma maior rigidez do sistema de "mola", enquanto que uma maior pressão de nitrogênio inicial predefinida significa uma menor rigidez (DANIEL, 2002). Basicamente, se o sistema trabalhasse com os cilindros de nitrogênio vazios (pressão de nitrogênio igual a zero), a prensa operaria como um britador de rolos convencional e teria a maior rigidez de "mola" possível durante a operação. À medida que a pressão de nitrogênio é elevada, a "mola" se torna mais flexível e a movimentação do rolo móvel, juntamente com a variação da abertura operacional, se tornam possíveis. Quando se tem um sistema de "mola" muito rígido, a eficiência do equipamento pode ter uma redução significativa. A Figura 7 apresenta um esquema de funcionamento do sistema hidráulico da prensa de rolos.

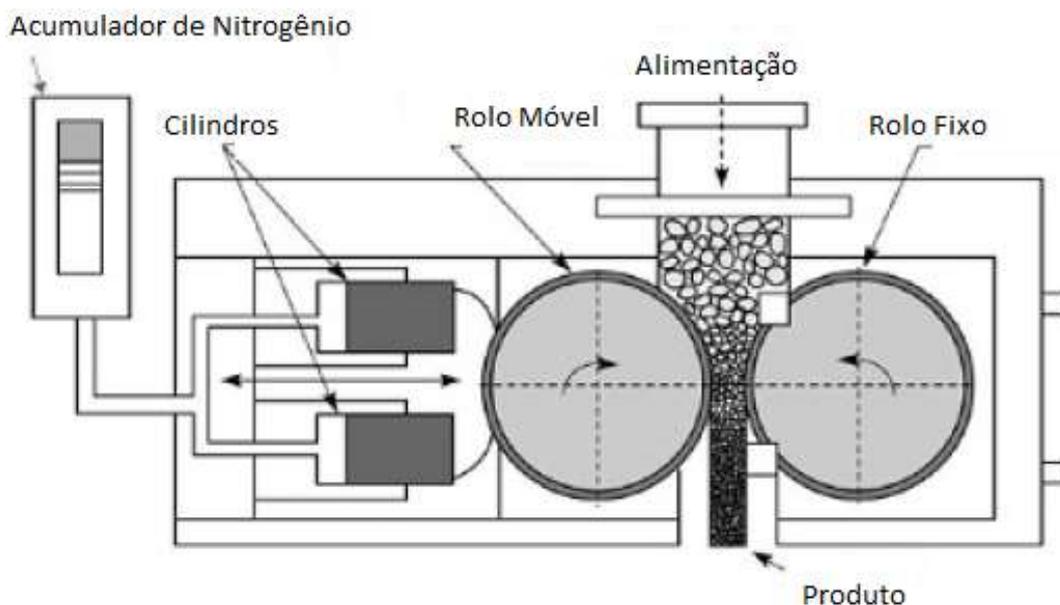


Figura 7. Desenho esquemático da operação na prensa de rolos (NAPIER–MUNN et al., 1996)

### 2.3.2 Projeto dos rolos

Ao longo do desenvolvimento da tecnologia e crescimento de sua aplicação na cominuição de minérios metálicos e não metálicos, inúmeros desafios em relação à prensa de rolos surgiram. Além de desafios do ponto de vista operacional, que resultaram em demandas de melhorias na eficiência e produtividade do equipamento, alguns tópicos relacionados à engenharia da prensa (projeto dos rolos, características de revestimento e hidráulicas) também foram abordadas.

Face à grande necessidade de desenvolvimento de tais tecnologias, diferentes configurações de eixo dos rolos foram desenvolvidas. Atualmente, o desenho dos rolos consiste em três tipos diferentes, que podem ser utilizados simultaneamente dependendo da aplicação (DANIEL, 2002). A Figura 8 apresenta as diferentes configurações citadas a seguir.

Apesar de ser a configuração mais antiga, os rolos sólidos ou inteiriços ainda encontram uso significativo na indústria de cimento. São configurações produzidas por forjamento ou fundição e apresentam uma alta taxa de desgaste durante a operação. Segundo Torres (2010) a principal desvantagem durante a troca do revestimento nesta configuração é a necessidade de se trocar todo o rolamento.

Por outro lado, a configuração de “Rolo segmentado” pode passar por manutenções mais simples e sem a necessidade de substituir todo o rolamento do equipamento. Esta configuração não é aplicável em operações que requerem altas pressões. Ela é normalmente associada a altos custos de operação e altas taxas de desgaste (KLYMOWSKY et al., 2002).

A configuração “Rolo pneus-eixo” apresenta baixo custo de operação e é a mais utilizada hoje no mundo (BEARMAN, 2006). É uma configuração que consiste em um arranjo com revestimento em forma de pneu em volta de um eixo sólido.

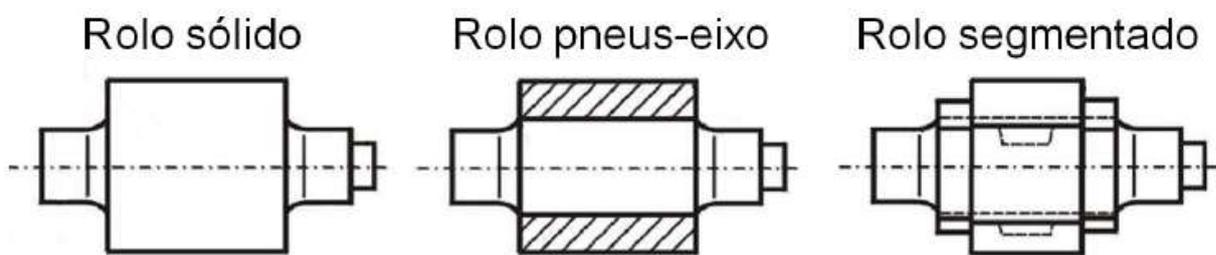


Figura 8. Configurações utilizadas na fabricação dos rolos (BEARMAN, 2006)

### 2.3.3 Revestimento dos rolos

Para avaliar o tipo mais adequado de revestimento a ser utilizado na prensa de rolos, é necessário entender a qual tipo de aplicação a mesma se destina. Como as partículas do minério são as responsáveis por entrar em contato com o revestimento dos rolos, é fundamental que os equipamentos sejam projetados de acordo com suas respectivas aplicações a fim de garantir menores custos operacionais e maior tempo de vida útil do equipamento.

Dentre os principais tipos de revestimentos utilizados nas prensas de rolos, existem três principais variações. Dentre as variantes estão os lisos, os revestidos com solda de eletrodo, os perfilados (*welded*) e aqueles com pinos (*studded*) (LIM & WELLER, 1997). A Figura 9 ilustra os diferentes tipos de revestimentos utilizados:

- Revestimento Liso: São fabricados com ligas a base de níquel e têm grande aplicação na pré-moagem de clínquer de cimento, bem como na cominuição de minério de diamante e escoria. Tem uma grande desvantagem do ponto de vista do elevado desgaste durante a operação, não sendo recomendado para aplicações em minérios competentes ou duros (BATTERSBY et al., 1992).

- Revestimento perfilado (*welded*): São usados em algumas aplicações, a fim de aumentar a durabilidade do revestimento liso. Um tipo de revestimento perfilado é o chamado Hexadur<sup>®</sup>, o qual é uma matriz composta por um material macio que contém hexágonos de um material muito duro. Em geral o Hexadur<sup>®</sup> é o revestimento que apresenta mais tolerância a altas pressões de operação, com as desvantagens de ser ainda muito suscetível ao desgaste e de elevado custo (MORLEY, 2010).
- Revestimento com rebites ou pinos (*studded*): É um revestimento mais resistente ao desgaste que os demais e que permitiu um grande avanço na prensagem de materiais mais abrasivos e duros. Graças à presença dos pinos, este tipo de revestimento permite que se forme uma camada autógena de material que ajuda a proteger a superfície lisa do rolo (MORLEY, 2010). Os rebites ou "*studs*" são feitos de materiais muito duros como carbeto de tungstênio, que conferem muito maior durabilidade para esse revestimento em comparação aos demais. Lim e Weller (1999) mostraram que revestimentos com *studs* têm grandes benefícios no desempenho da prensa, como permitir atingir maiores capacidades específicas e reduzir a potência demandada na cominuição.

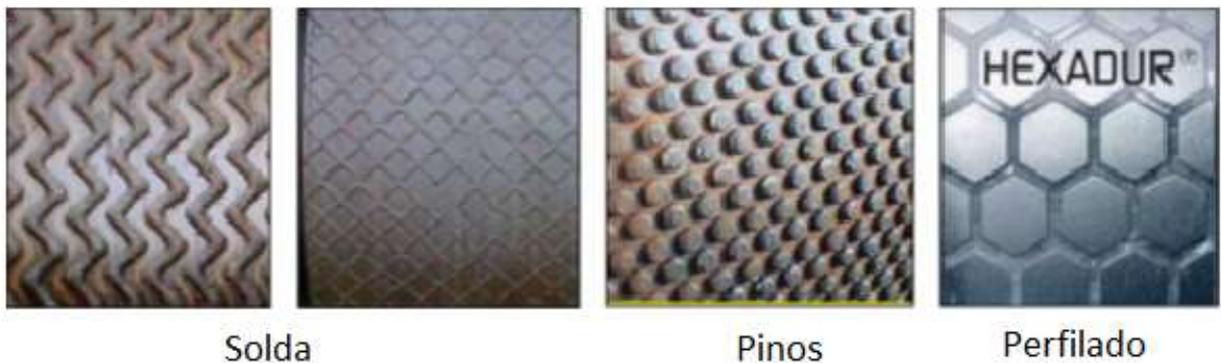


Figura 9. Superfícies de revestimento para os rolos

Ainda que o desenvolvimento de novas tecnologias tenha avançado, ainda há um grande desafio quanto à redução do desgaste nos rolos utilizados na prensa. O desenvolvimento de novos materiais (novas ligas metálicas e materiais cerâmicos) com maior resistência mecânica e resistência à abrasão são a chave para aumentar a vida útil destes equipamentos. A Figura 10 mostra exemplos de dois rolos (normal e desgastado) de uma prensa em escala de laboratório que opera com a prensagem de *pellet feed*.



Figura 10. Rolo em boas condições e desgastado em uma prensa de rolos Polysius de laboratório

## 2.4 Operação na prensa de rolos

Na operação da prensa de rolos existem diferentes termos técnicos que definem o seu funcionamento e que auxiliam no controle e manutenção da consistência do processo de cominuição. Em geral os termos são relacionados ao desempenho da prensa e às suas variáveis operacionais, contribuindo significativamente para estudos de modelagem e escalonamento da prensagem de diferentes materiais. A Figura 11 apresenta um desenho esquemático com as principais variáveis operacionais da prensa.

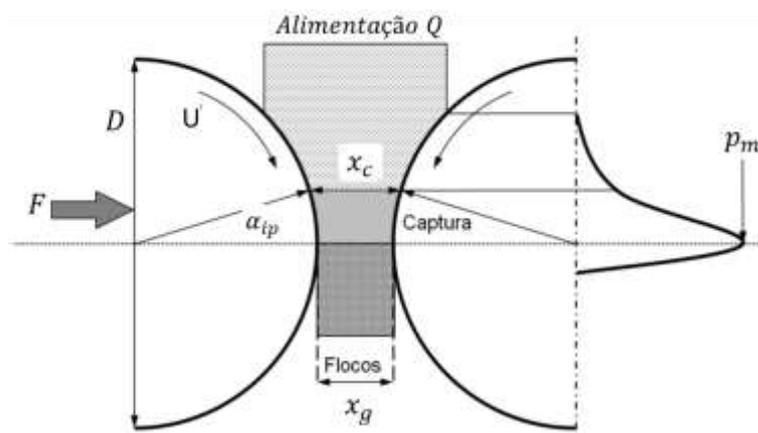


Figura 11. Desenho esquemático com as principais variáveis operacionais da prensa de rolos (BARRIOS, 2015)

Levando em consideração que tais condições são cruciais dentro do processo de alguns tipos de minérios, a Tabela 1 apresenta uma faixa de variação das principais condições operacionais em operações com minérios de ferro, cobre e ouro (KLYMOWSKY et al., 2002).

Tabela 1. Condições operacionais e de projeto típicas da prensa de rolos

Variável	Faixa Operacional
Diâmetro dos rolos – D (m)	0,5 – 3,0
Comprimento dos rolos (m)	0,2 – 1,8
Abertura operacional (m)	0,005 D – 0,05 D
Força de Compressão (kN)	2.000 – 20.000
Pressão (bar)	20 – 150
Capacidade (t/h)	10 – 3.000
Potência instalada (kW)	3.000 x 2
Energia específica (kWh/t)	1 – 3

#### 2.4.1 Força específica de compressão

Os primeiros estudos relacionados ao consumo energético e à força específica de compressão aplicada pela prensa foram realizados por Taggart (1954) (TORRES, 2010). Entretanto, avanços consideráveis relacionados a estas variáveis passaram a ser observados com os estudos realizados por Klaus Schönert e sua equipe a partir de meados da década de 1960. Lubjuhn (1992), Müller (1989) e Schwetchen (1990) foram trabalhos de destaque desta área de estudos da prensa de rolos.

A partir de estudos em diferentes materiais e sob diferentes condições operacionais, foi possível determinar relações de força específica de compressão (SCHWETCHEN, 1987). A Equação 1 apresenta a força específica de compressão em uma prensa de rolos, dada em N/mm<sup>2</sup>, a qual corresponde à razão entre a força aplicada e a área superficial projetada dos rolos (SCHÖNERT, 1988a).

$$F_{sp} = \frac{F}{DL} \quad \text{Equação 1}$$

Por outro lado, Lubjuhn (1992) realizou um intenso trabalho para explicar a existência de um perfil de pressões ao longo dos rolos, o qual está diretamente relacionado com a diferença entre as distribuições granulométricas do centro e borda. Lubjuhn (1992) determinou os perfis de pressão axial e periférico e concluiu que o perfil de pressão axial segue uma parábola invertida e que esta forma é invariante com o tipo de minério tratado (LUBJUHN, 1992).

#### 2.4.2 Consumo específico de energia

O consumo de energia específica (kWh/t) é a relação entre a quantidade de energia gasta e a massa de material processado. A potência consumida pelos motores corresponde ao produto da força de compressão pela velocidade periférica dos rolos. A Equação 2 apresenta uma relação para o consumo de energia específica, sendo  $P_t$  a pressão da prensa operando com material,  $P'$  a pressão da prensa operando vazia e  $Q$  a capacidade do equipamento:

$$E_{esp} = \frac{P_t - P'}{Q} \quad \text{Equação 2}$$

#### 2.4.3 Abertura operacional

A abertura operacional ou de trabalho da prensa de rolos é definida como a distância entre os dois rolos durante a prensagem do minério. 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 (BARRIOS, 2015). A abertura de trabalho é um dos principais parâmetros usados na modelagem e escalonamento de prensas de rolos industriais (DANIEL & MORRELL, 2004).

Industrialmente ou em testes piloto e laboratoriais, este parâmetro é medido a partir da distância entre o topo dos *studs* do revestimento dos rolos. Entretanto, Lim e Weller (1998) propuseram uma correção ao valor estimado para abertura operacional a partir da Equação 3. A estimativa da abertura de trabalho é obtida a partir da medida instrumental da distância entre os *studs*, somada à componente que corresponde a penetração dos pinos no material prensado (LIM & WELLER, 1997). Ela é dada por:

$$x_g = x_{gstud} + 2(fator)x_p \quad \text{Equação 3}$$

sendo  $x_g$  a abertura operacional,  $x_{gstud}$  a distância entre os *studs*,  $x_p$  a penetração no leito e *fator* a fração da área superficial do rolo correspondente à camada autógena. Apesar de não ser equacionado pelos modelos estudados, evidências operacionais indicam que a umidade tem forte influência na determinação final da abertura operacional da prensa de rolos.

#### 2.4.4 Capacidade específica

Lubjuhn (1992) também realizou, em sua tese, estudos relacionados à capacidade específica de diferentes materiais na prensa de rolos. Alguns anos mais tarde, Klymowsky et al. (2002), influenciados pelo trabalho de Schönert e sua equipe, propuseram equações para definição da variável de capacidade específica (KLYMOWSKY et al., 2002). Tal variável 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 Equação 4 apresenta a relação citada acima, na qual  $Q$  é a capacidade do equipamento (t/h),  $D$  é o diâmetro (m) e  $U$  é a velocidade periférica dos rolos (m/s):

$$\dot{m} = \frac{Q}{DLU} \quad \text{Equação 4}$$

A capacidade específica situa-se na faixa de 210 a 260 ts/hm<sup>3</sup> para minérios com massa específica de 2,7 t/m<sup>3</sup>, variando proporcionalmente a ela, para rolos com revestimento com rebites (BARRIOS, 2015).

#### 2.4.5 Ângulo de captura

O ângulo de captura ou ângulo de compressão, expresso em graus (°), é o ângulo entre os rolos que determina a entrada do material na zona de compressão de leito de partículas. Na Figura 11, materiais que se localizam em uma posição com angulação maior que o ângulo de captura ( $\alpha_{ip}$ ), passam por um processo de quebra individual. Portanto, o sistema de quebra interparticular só é observado em regiões abaixo desse ângulo de captura.

Esse ângulo é sensível a diferentes dimensões de prensas, tendo variação quando há mudança na escala de operação. Outros pontos importantes a serem considerados na variação do ângulo são a granulometria da alimentação, as dimensões da coluna de alimentação e até mesmo o teor de umidade do material alimentado. O ângulo de captura geralmente situa-se no intervalo de 7 a 14° (DANIEL, 2002; KELLERWESSEL, 1996).

#### **2.4.6 Teor de umidade da alimentação**

Em paralelo à influência das condições operacionais no desempenho da prensa de rolos, as condições do material também são muito importantes. Como já apresentado por alguns autores (SCHÖNERT et al., 1990; PATZELT, 1990; FUERSTENAU et al., 1993), o teor de umidade da alimentação da prensa de rolos está diretamente ligado ao seu desempenho.

Fuerstenau e Abouzeid (1998) realizaram estudos em uma prensa de rolos de laboratório com o intuito de observar o efeito do teor de umidade da alimentação em diferentes variáveis operacionais e de desempenho da prensa de rolos. Foram observados desde o aumento da taxa de material expelido pela lateral dos rolos até a redução da energia específica consumida para baixas forças específicas de compressão utilizadas (FUERSTENAU & ABOUZEID, 1998).

#### **2.4.7 Escorregamento e extrusão**

Os efeitos de aceleração e extrusão do material na zona de compressão de leitos de partículas estão diretamente ligados ao desempenho do equipamento. A extrusão do material impede que parte da alimentação seja prensada durante a operação e sofra um desvio pela lateral dos rolos, o que prejudica a qualidade do produto final, tornando-o mais grosseiro. Por outro lado, a aceleração do minério, embora aumente a capacidade do equipamento, pode prejudicar a eficiência de prensagem por reduzir o tempo de residência na zona de compressão (LIM et al., 1998).

Os principais fatores responsáveis pelo aparecimento destes fenômenos são o aumento do teor de umidade do material alimentado à prensa, a redução da abertura operacional e o aumento da força específica de compressão (SCHÖNERT et al. 1990; LIM et al., 1998; LIM & WELLER, 1999).

Austin (1993) propôs uma relação baseada no modelo do fluxo empistonado para calcular a capacidade (t/h) da prensa de rolos, dada pela Equação 5:

$$Q = LU_g x_g \rho_g \quad \text{Equação 5}$$

na qual  $Q$  é a capacidade (t/h),  $L$  o comprimento do rolo (m),  $U_g$  a velocidade do material (m/s),  $x_g$  a abertura operacional (m) e  $\rho_g$  a densidade do *flake* (t/m<sup>3</sup>).

Lim et al. (1998) propuseram uma relação entre a Equação 5 proposta por Austin (1993) e a Equação 4, proposta por Klymowsky (2002). Substituindo a Equação 5 na Equação 4, foi possível determinar a densidade aparente relativa expressa na Equação 6 (LIM et al., 1998):

$$\gamma = m \left( \frac{D}{x_g} \right) = \left( \frac{U_g}{U} \right) \left( \frac{\rho_g}{\rho_{sp}} \right) \quad \text{Equação 6}$$

sendo  $D$  o diâmetro do rolo,  $m$  a capacidade específica,  $L$  o comprimento do rolo,  $U_g$  a velocidade do material,  $U$  a velocidade dos rolos,  $\rho_g$  densidade do *flake*,  $\rho_{sp}$  a massa específica do material e  $x_g$  a abertura operacional.

Idealmente, o fator definido como densidade aparente relativa não deve ser maior que 1, visto que o material prensado não passaria com velocidade maior que a dos rolos e não teria densidade do *flake* maior que a massa específica do material. Entretanto, testes preliminares realizados por Schönert e concluídos por Lim (1998) mostraram que, no caso da prensagem de alguns minérios (ouro, ferro e alumínio – bauxita), há uma aceleração do material na zona de compressão de leito de partículas. Uma maneira de explicar a variação do fator  $\gamma$  é a existência de escorregamento e extrusão. Se a razão  $\frac{u_g}{u}$  é maior que 1, então o leito de partículas se move com velocidade maior que a dos rolos e, conseqüentemente, se encontra sob escorregamento durante a prensagem (LIM & WELLER, 1999). Ainda é possível afirmar que prensas de rolos em escala industrial, apesar da presença de vedação lateral, 10 a 20% da alimentação sofre extrusão pelas laterais dos rolos (LIM et al., 1998). A Figura 12 mostra um caso real de extrusão de material pela lateral dos rolos durante a prensagem industrial de *pellet feed*.

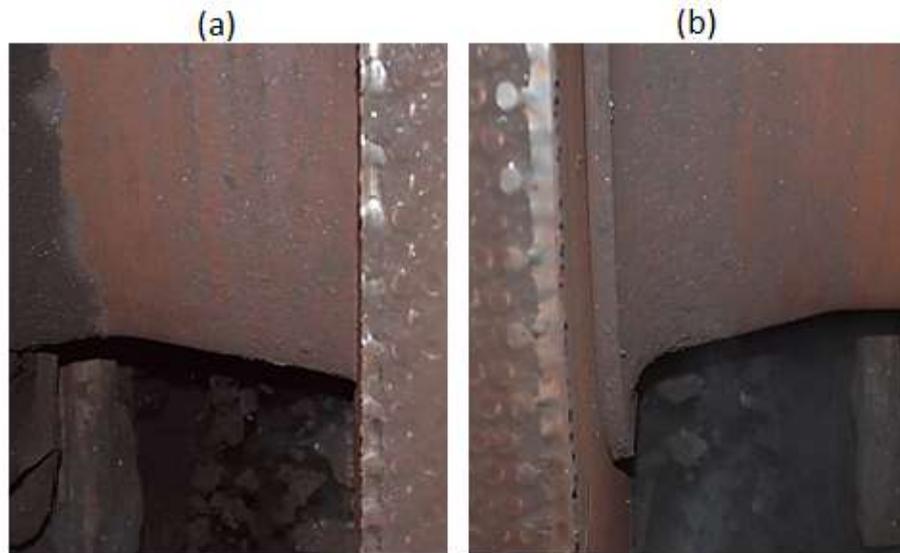


Figura 12. Extrusão do material pelas laterais esquerda (a) e direita (b) de uma prensa de rolos prensando *pellet feed*

#### 2.4.8 Ineficiência na quebra interparticular

Os efeitos de saturação na quebra de partículas são bem conhecidos em processos de cominuição industrial em britadores, moinhos de bolas e moinhos de moagem ultrafina. De fato, quando se opera com minérios de granulometria fina, os espaços entre as partículas no leito se tornam muito pequenos, prejudicando a propagação da energia de deformação ao longo da compressão e garantindo que apenas um efeito de compressão elástica seja observado na prensagem.

Ainda na década de 1980, Müller (1989) mostrou que existem diferentes fenômenos físicos intrínsecos ao processo de prensagem que contribuem em grande parte à dissipação de energia. Schubert (2003) também relatou algumas das principais causas de perda energética durante a prensagem. Dentre elas, podem-se citar a perda energética por fricção das partículas, a perda por deformação inelástica das partículas e a perda por escorregamento provocado pela lubrificação de algum fluido, como é a presença de altos teores de umidade (MÜTZE, 2013).

Mütze (2007) também ressalta um importante fator de dissipação energética observado na operação industrial de prensas de rolos. De fato, quando o equipamento opera a velocidades muito altas (próximas à velocidade limite dos motores), há uma perda de eficiência na quebra. Ou seja, em velocidade extremas há uma grande quantidade de energia demandada para o funcionamento da prensa de rolos que não está sendo efetivamente convertida na quebra interparticular do leito (MÜTZE, 2007). A explicação proposta por Mütze é que em altas

velocidades, o tempo de residência do leito dentro da zona de compressão da prensa se reduz consideravelmente e impede que o ar preso nos poros entre as partículas seja expelido. Portanto, o ar comprimido nos poros do leito de partículas atua como uma mola e promove um movimento elástico do leito, impedindo que aconteça a quebra das partículas (MÜTZE, 2007).

Mütze (2013) propõe uma abordagem matemática para modelar a dissipação de energia durante uma compressão de leito de partículas em um ensaio de prensa e pistão. O modelo basicamente integra as energias absorvidas e dissipadas durante a prensagem a partir do módulo de elasticidade e deformação elástica do material utilizado (MÜTZE, 2013).

## **2.5 Mecanismo de quebra interparticular na prensa de rolos**

As pesquisas de Schönert e de sua equipe a partir da década de 1960 foram cruciais para estudar os mecanismos de quebra interparticular e, assim, validar a aplicação da tecnologia da prensa de rolos em circuitos de cominuição. Com já citado anteriormente, Schönert não foi o precursor da aplicação de equipamentos com a tecnologia de quebra interparticular. Porém, graças a seus estudos foi possível definir conceitos básicos da teoria da cominuição, como a classificação dos leitos de partículas em função do tipo de arranjo, carregamento e confinamento (BARRIOS, 2015; SCHÖNERT, 1995, 1996).

Schönert (1996) definiu o termo “leito de partículas” 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. A Figura 13 apresenta a classificação dos leitos proposta por Schönert em função das diferentes condições nas quais se pode encontrar um leito de partículas em um ambiente de cominuição (BARRIOS, 2015).

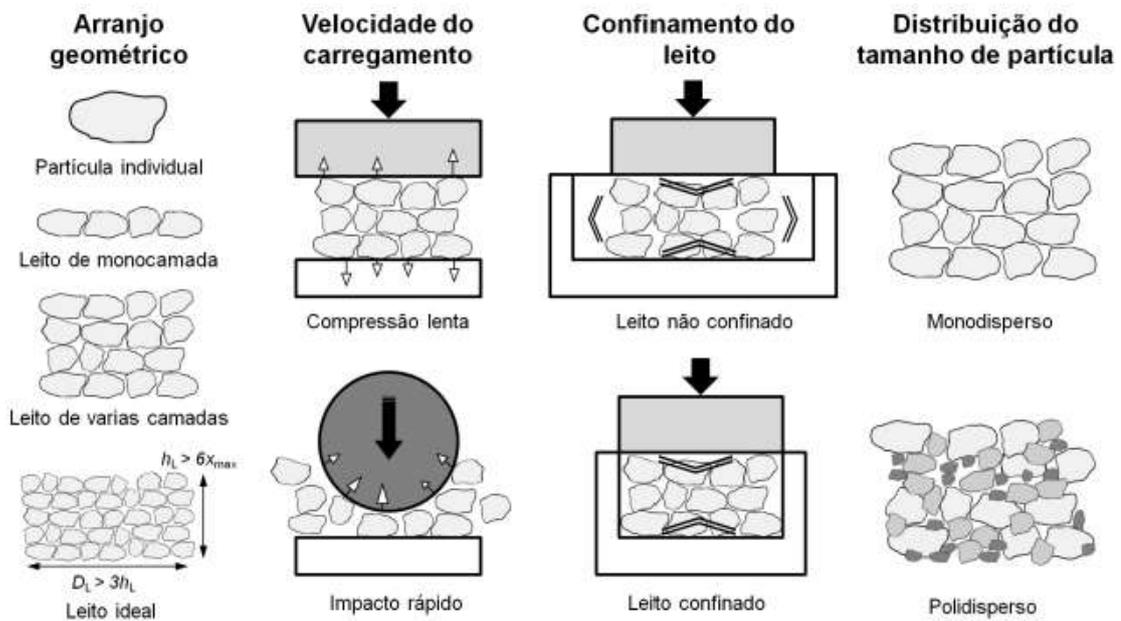


Figura 13. Classificação do leito de partículas dentro do ambiente de cominuição (BARRIOS, 2015)

Como continuação da sua pesquisa, Schönert ainda publicou trabalhos com o intuito de avaliar diferentes tipos de carregamento (lento e rápido) durante a cominuição em diferentes equipamentos. De maneira complementar, 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 (BARRIOS, 2015).

## 2.6 Modelagem matemática da prensa de rolos

Paralelo ao avanço da técnica e da aplicação da tecnologia, também se desenvolveram diversos modelos matemáticos fenomenológicos e empíricos que visavam prever a capacidade do equipamento, a potência demandada durante a prensagem, a distribuição granulométrica do produto e também avaliar o comportamento das variáveis de desempenho da prensa quando aplicada em diferentes materiais e condições de operação.

Os modelos relacionam as configurações do equipamento (diâmetro, comprimento e velocidade linear dos rolos), as características do material e os parâmetros chave de operação, que são: abertura operacional, ângulo de captura e pressão de operação (BEARMAN, 2006).

Daniel (2002) e Barrios (2015) afirmam que os modelos desenvolvidos hoje não consideram a dinâmica dos parâmetros chave durante a operação da prensa para realizar a previsão das variáveis de desempenho do equipamento. A Figura 14 apresenta um diagrama esquemático mostrando as principais variáveis de *input* adotadas pelos modelos (Variáveis do material; Variáveis chave; Configurações da máquina) e também as variáveis de desempenho do equipamento, obtidas como resposta do modelo.

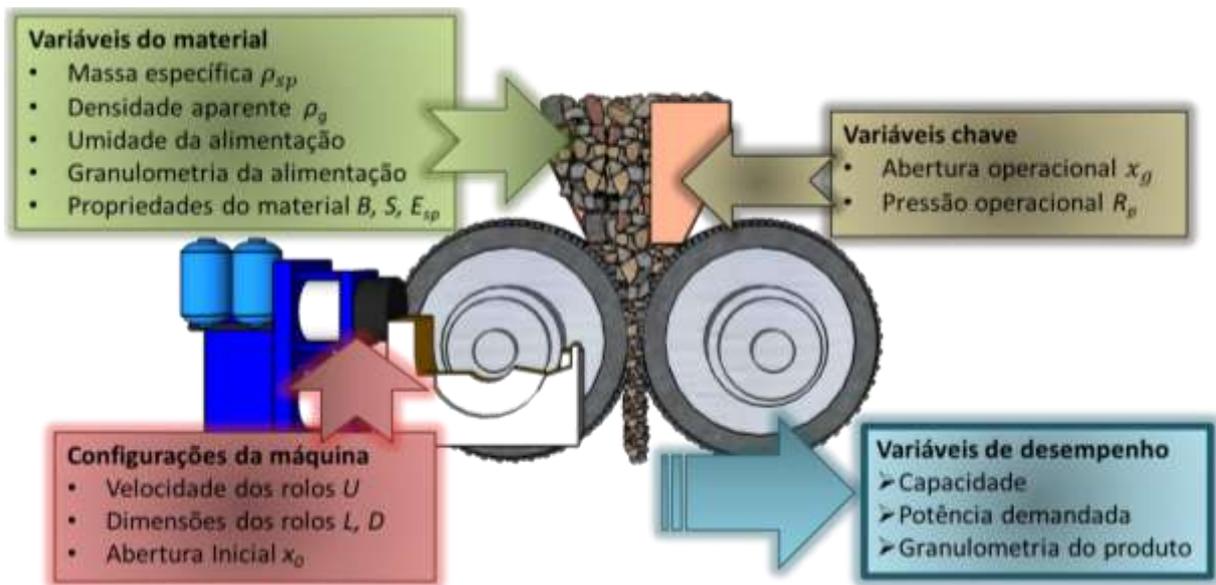


Figura 14. Esquema de funcionamento dos modelos matemáticos fenomenológicos que descrevem o funcionamento da prensa de rolos

### 2.6.1 Modelagem da capacidade ou taxa de alimentação específica

Juntamente com a patente da prensa aprovada em 1985, Schönert também foi o responsável pelo desenvolvimento de um dos primeiros modelos matemáticos utilizados para calcular a taxa específica de alimentação da prensa de rolos. Em 1988 sua abordagem basicamente mostrou que a capacidade potencial da prensa segue a Equação 7:

$$Q = \rho_g k_g DLU \quad \text{Equação 7}$$

Na qual  $k_g$  é uma função que representa a capacidade do material para ser compactado (SCHÖNERT, 1988), a qual é dada por:

$$k_g = \rho_g \left( \frac{x_g}{D} \right) \quad \text{Equação 8}$$

sendo  $\rho_g$  a densidade dos sólidos na abertura de trabalho ( $t/m^3$ ),  $D$  o diâmetro do rolo,  $L$  o comprimento do rolo e  $x_g$  a abertura de trabalho.

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 (BARRIOS, 2015).

Por outro lado, Austin et al. (1993) propuseram uma abordagem fenomenológica para o cálculo da capacidade da prensa de rolos. O artigo citado relata um extenso trabalho relacionado a modelagem não só da capacidade, mas também da distribuição granulométrica do produto e do consumo da potência demandada durante a prensagem. Testes laboratoriais foram suficientes para avaliar diferentes efeitos das condições operacionais nas variáveis de desempenho da prensa (AUSTIN et al., 1993; 1995).

Portanto, Austin et al. (1993) propuseram um modelo para o cálculo da capacidade da prensa representado pela Equação 9:

$$Q = \dot{m} \rho_g U L D \quad \text{Equação 9}$$

na qual

$$\dot{m} = \frac{(1 - \cos \alpha_{ip})}{\left( \frac{1}{(1 - \theta_c \cos \alpha_{ip})} - \frac{1}{(1 - \theta_g)} \right)} \quad \text{Equação 10}$$

sendo  $\theta_c$  e  $\theta_g$  as porosidades na abertura crítica e abertura operacional, respectivamente, e  $\alpha_{ip}$  o ângulo de captura.

Ainda como parte do trabalho, foi proposta a Equação 11, a qual relaciona, de maneira empírica, a porosidade em função da força específica de compressão da prensa:

$$(1 - \theta_g) - (1 - \theta_c) = k_a F_{sp}^{b_A}$$

Equação 11

Austin e colaboradores ainda propuseram uma série de testes em escala de laboratório e piloto para ajustar os parâmetros em diferentes materiais por meio da correlação entre a força específica e a abertura operacional, bem como entre a velocidade dos rolos e a capacidade medida da prensa. A Figura 15 ilustra uma relação entre a velocidade dos rolos e a capacidade do equipamento (AUSTIN et al., 1993).

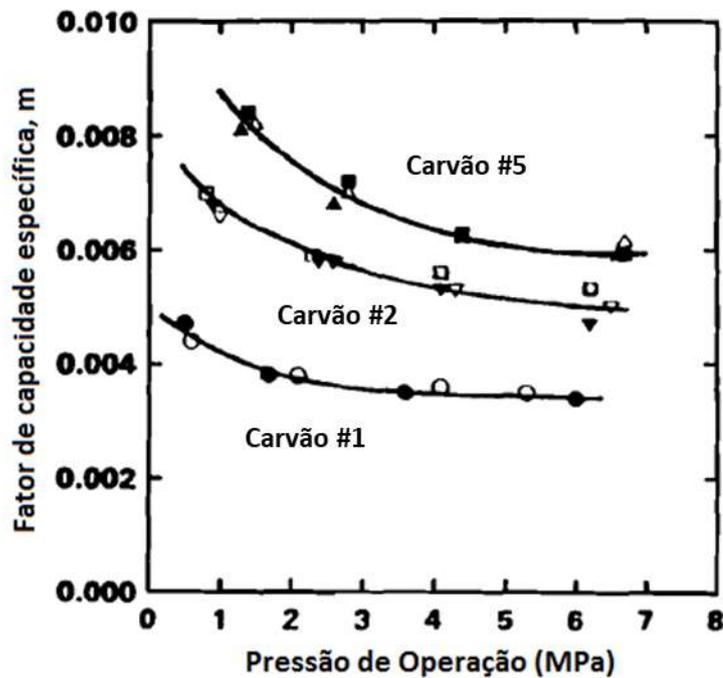


Figura 15. Relação entre capacidade específica e pressão de operação (AUSTIN et al., 1995)

Baseado nos estudos iniciais realizados por Schönert (1988) e Austin (1993), alguns autores propuseram um novo modelo fenomenológico para o cálculo da capacidade. Basicamente a equação respeita as principais diretrizes operacionais da prensagem partindo do princípio que o processo no equipamento respeita o efeito equacionado pelo modelo do fluxo empistonado. Portanto, Morrell et al. (1998) realizaram um estudo detalhado do funcionamento da prensa de rolos e contribuíram para que o modelo de capacidade expresso pela Equação 12 fosse proposto (DANIEL & MORRELL, 2004):

$$Q = 3,6\rho_g x_g U L c$$

Equação 12

sendo  $U$  a velocidade linear dos rolos (m/s),  $L$  o comprimento dos rolos (m),  $\rho_g$  a densidade do *flake* (t/m<sup>3</sup>) e  $x_g$  a abertura operacional (mm). Este modelo adota um fator de correção “ $c$ ” para corrigir a previsão da capacidade quando a prensa de rolos opera com velocidade dos rolos superiores a 3 m/s. Como observado por Lim et al. (1998) é possível que ocorra um escorregamento dos rolos durante a prensagem em condições específicas de processamento, sendo, portanto, necessário corrigir a velocidade com que o fluxo de material é prensado.

O modelo expresso pela Equação 12 tem grande aceitação por parte dos fabricantes e pesquisadores da prensa de rolos. Entretanto, mesmo sendo capaz de expressar bem a capacidade do equipamento, este modelo tem algumas limitações quanto a previsões da prensagem em escala industrial e com minérios que contêm distribuições granulométricas mais “finas” e que com alto teor de umidade ou que apresentam reologia peculiar.

Torres e Casali (2009) e Dundar et al. (2013) desenvolveram modelos matemáticos fenomenológicos na última década que descrevem o desempenho da prensa de rolos e adotam o modelo de capacidade proposto por Morrell et al. (1998).

Entretanto, diversos efeitos físicos não equacionados durante as prensagens são determinantes para a previsão da capacidade específica da prensa. Efeitos de umidade, extrusão de material pela lateral dos rolos (podendo chegar a 30% em escala industrial) e aceleração do material ao longo da zona de compressão são três efeitos cruciais que tornam o modelo representado pela Equação 12 de uso limitado na previsão da capacidade específica de prensagem.

## 2.6.2 Modelagem do consumo específico de energia

Assim como na abordagem da capacidade, Schönert (1988a) também propôs uma abordagem inicial para a previsão da potência demandada durante o funcionamento da prensa. Nesta abordagem, Schönert propôs que a pressão aplicada pelo rolo segue a Equação 13:

$$p_m = \left( \frac{1}{\alpha_{ip} c_f} \right) F_{sp} \quad \text{Equação 13}$$

na qual  $\alpha_{ip}$  é o ângulo de captura,  $c_f$  a compacidade do leito de partículas e  $F_{sp}$  a força específica de cominuição (N/mm<sup>2</sup>). Testes experimentais realizados por Schönert mostraram que a força específica de cominuição tende a ficar com valores entre 2 e 6 N/mm<sup>2</sup>, sendo necessário avaliar a mudança do ângulo de captura e/ou capacidade específica da prensa de rolos em caso de operação fora desta faixa.

A força de compressão aplicada é dividida em duas componentes (tangencial e radial) que são as responsáveis por determinar qual a potência demandada para funcionamento do equipamento (RASHIDI et al., 2017). Contudo, na abordagem de Schönert (1988) há uma simplificação do equacionamento assumindo uma força idêntica aplicada por ambos os rolos. A Equação 14 e a Equação 15 mostram, respectivamente, o torque e a potência demandada pela prensa de rolos durante seu funcionamento.

$$T = DF\beta \quad \text{Equação 14}$$

$$P = 2UF\beta \quad \text{Equação 15}$$

sendo  $U$  a velocidade linear dos rolos,  $F$  a força de compressão,  $D$  o diâmetro dos rolos e  $\beta$  o ângulo de ação da força. É importante ressaltar que os parâmetros adotados por Schönert podem ser determinados a partir de experimentos de prensagem em escala laboratorial. A Figura 16 mostra claramente uma relação entre os parâmetros de escalonamento da prensa de rolos (RASHIDI et al., 2017).

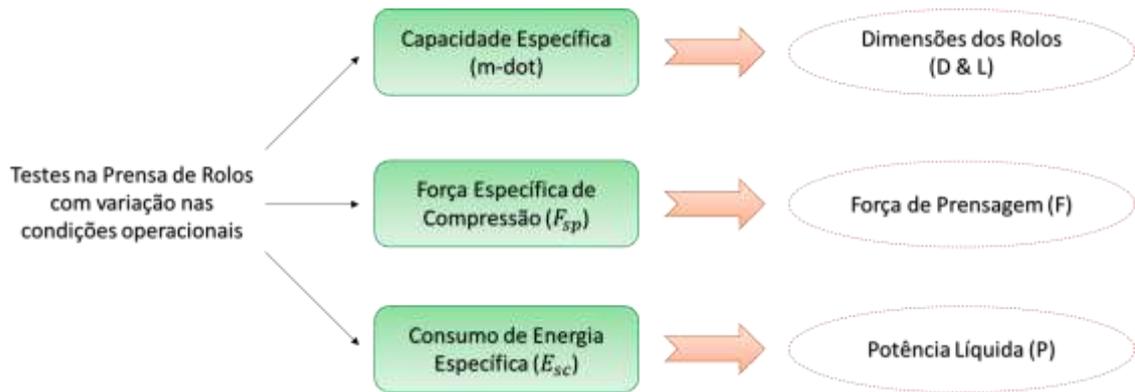


Figura 16. Desenho esquemático da relação entre os parâmetros de escalonamento da prensa de rolos (RASHIDI et al., 2017)

Outras abordagens para o cálculo da potência demandada foram propostas por diferentes autores ao longo das últimas décadas. Dentre os modelos propostos se encontra o de Austin (1993). Com uma relação entre a força de compressão, velocidade linear dos rolos, dimensão do equipamento e um fator de potência adimensional, a Equação 16 foi proposta.

$$P = ULDF_{sp}p_a \quad \text{Equação 16}$$

Já em 1997, o modelo de Morrell / Lim / Shi / Tondo para o cálculo da potência consumida pela prensa de rolos relaciona a capacidade  $Q$  e o consumo específico de energia  $E_{sc}$ , medido experimentalmente nos ensaios usando prensa de rolos de laboratório, por meio da Equação 1 e da Equação 17 (DANIEL; MORRELL, 2004):

$$P_t = \frac{2TU}{D} \quad \text{Equação 17}$$

sendo  $P_t$  a potência do eixo consumida pela prensa de rolos operando com material e  $T$  o torque necessário para movimentar os rolos (BARRIOS, 2015) A Figura 17 apresenta uma relação entre o coeficiente de potência e aumento da energia específica para o modelo de Morrell / Lim / Shi / Tondo (MORRELL et al., 1997).

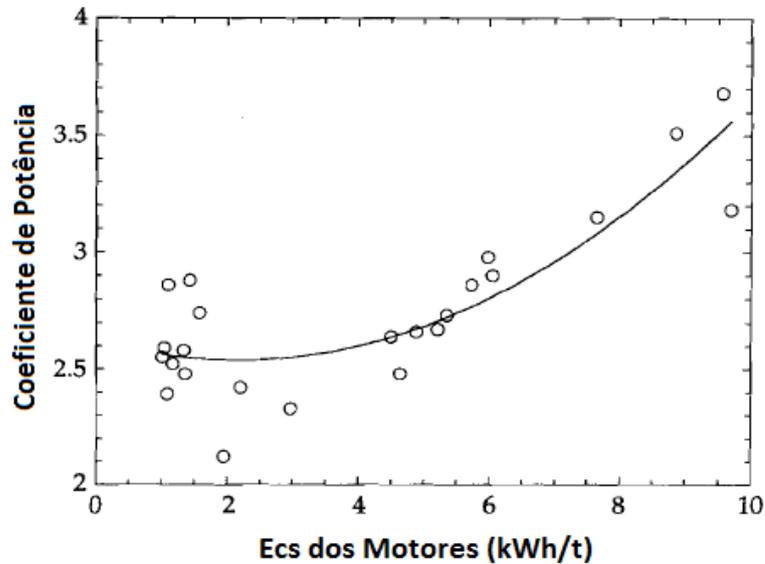


Figura 17. Relação entre o coeficiente de potência e aumento da energia específica consumida (Ecs)

Torres & Casali (2009) propuseram uma relação entre a pressão de operação aplicada multiplicada pela área efetiva dos rolos para, assim, equacionar a força de compressão aplicada pelos rolos. A Equação 18 e a Equação 19 mostram, respectivamente, a força de compressão aplicada e a relação para o cálculo do ângulo de captura (AUSTIN, et al., 1993):

$$F = 100p_m \frac{D}{2} L \quad \text{Equação 18}$$

$$\cos \alpha_{ip} = \frac{1}{2D} \left[ (x_g + D) + \sqrt{(x_g + D)^2 - \frac{4x_g \rho_g D}{\rho_a}} \right] \quad \text{Equação 19}$$

nas quais  $p_m$  é a pressão de operação,  $F$  a força de compressão,  $\alpha_{ip}$  o ângulo de captura,  $x_g$  a abertura operacional,  $\delta$  a densidade do material na zona de extrusão,  $\rho_a$  a densidade aparente na zona de compressão da prensa e  $D$  e  $L$  o diâmetro e comprimento dos rolos, respectivamente. A potência demandada (Equação 20) para movimentar os dois rolos  $P$  (kW) é igual ao produto da velocidade angular dos rolos pelo torque de cada um dos rolos (TORRES & CASALI, 2009):

$$P = 2F \sin\left(\frac{\alpha_{ip}}{2}\right) U$$

Equação 20

Em geral, é válido afirmar que a potência consumida pela prensa de rolos durante uma prensagem tem forte influência da pressão de operação, da força de compressão e das dimensões do equipamento utilizado (BARRIOS, 2015). Entretanto, uma série de fatores não são abordados no equacionamento do consumo energético e podem prejudicar de maneira crucial a previsão do desempenho da prensa durante a cominuição de um determinado material. Efeitos como a umidade e distribuição granulométrica da alimentação, dimensões do silo de alimentação, e até mesmo algumas propriedades reológicas do minério são determinantes para o aumento ou a diminuição do ângulo de captura, embora não sejam equacionados em nenhum dos modelos existentes. Portanto, é possível afirmar que os modelos disponíveis hoje na literatura têm desafios em prever a potência demandada pela prensa de rolos, sobretudo quando aplicados para prever o desempenho de unidades industriais. Esse fato deixa clara a demanda por uma abordagem mais detalhada do consumo energético incluindo as variáveis citadas acima.

### 2.6.3 Modelagem da distribuição granulométrica do produto

Alguns dos principais modelos de quebra de partículas na prensa de rolos são baseados nas pesquisas fundamentais de quebra interparticular realizadas por pesquisadores como Schönert (1996), Liu & Schönert (1996) e Fuerstenau et al. (1996) (BARRIOS, 2015). Os modelos fenomenológicos utilizados atualmente utilizam no seu equacionamento diversas características de quebra observadas anteriormente.

Como ponto de partida para modelagem da cominuição na prensa de rolos, é necessário entender que o fenômeno de quebra interparticular é diretamente controlado pelo aumento da energia específica do processo, como mostrado na Equação 21 (FUERSTENAU et al., 1993):

$$\frac{X_f}{X_{50}} = jE_{sp} + e$$

Equação 21

sendo  $\frac{X_f}{X_{50}}$  a razão de redução do processo,  $E_{sp}$  a energia específica, e  $j$  e  $e$  parâmetros.

A partir de então, diferentes modelos matemáticos capazes de prever a distribuição granulométrica do produto da prensa de rolos foram desenvolvidos nas últimas décadas. Vale ressaltar que todos os modelos desenvolvidos levam em consideração as diferentes regiões de quebra dentro da prensa de rolos, que são: Pré-Quebra; Quebra Interparticular (Central); Quebra Interparticular (Bordas).

Austin & Trubelja (1994) propuseram um modelo sequencial discreto de tamanho para simular a distribuição granulométrica do produto da prensa (RASHIDI et al., 2017). O modelo é baseado em duas populações de partículas, sendo  $P_i$  a fração de partículas mantidas intactas após a passagem pela prensa e  $P_i^*$  a fração mássica de partículas quebradas após a passagem pela prensa. A fração mássica de partículas intactas após a pré-quebra e após a compressão interparticular são, respectivamente,  $(1 - a_i)$  e  $(1 - a'_i)$ . A Equação 22 a Equação 24 apresentam o modelo de quebra proposto (AUSTIN & TRUBELJA, 1994):

$$P_i = \begin{cases} (1 - a_i)(1 - a'_i) & i = 1 \\ (1 - a_i)(1 - a'_i)P_i^* & 1 < i \leq n \end{cases} \quad \text{Equação 22}$$

$$P_i^* = \begin{cases} 0 & i = i \\ -a_i^*b_{i,1} + \sum_{j=1}^{i-1} b_{i,j}a_j^*P_j^* & 1 < i \leq n \end{cases} \quad \text{Equação 23}$$

$$a_i^* = a_i + a'_i(1 - a_i) \quad \text{Equação 24}$$

Em 1997, Morrell / Lim / Shi / Tondo (MORRELL et al., 1997) propuseram um modelo baseado na equação do modelo de balanço populacional e que tem o seu equacionamento dividido em três regiões de quebra, como esquematizado na Figura 18.

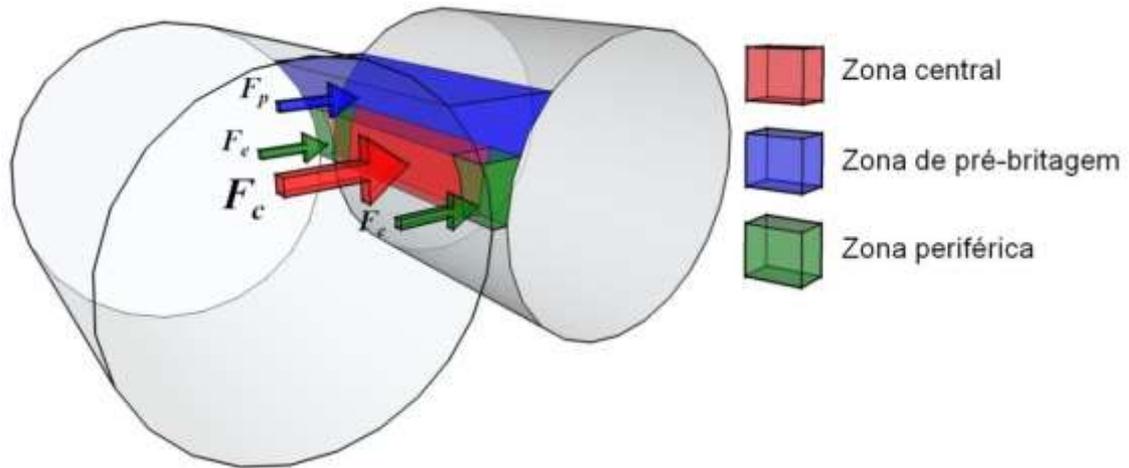


Figura 18. Desenho esquemático mostrando as três regiões de quebra equacionadas no modelo de Morrell / Lim / Shi / Tondo

Como observado no processo de quebra interparticular da prensa de rolos, o modelo proposto (MORRELL et al., 1998; DANIEL & MORRELL, 2004) divide o equacionamento da quebra em duas etapas, sendo uma a zona de pré-britagem (similar a um britador de rolos convencional) e outra em uma quebra interparticular (zona central e zona periférica). Como diferentes distribuições granulométricas na alimentação podem gerar diferentes produtos, o modelo aborda uma divisão entre as duas regiões tratadas e apresentadas na Figura 18. A Equação 25 apresenta o cálculo do tamanho crítico, que determina se uma partícula da alimentação passará ou não pela zona de pré-britagem (MORRELL et al., 1997). Portanto, partículas maiores que o tamanho crítico se quebram individualmente, enquanto as partículas menores que o tamanho crítico são direcionadas diretamente à zona de quebra em leitos.

$$x_c = 0,5 \left( (D + x_g) - \left( (D + x_g)^2 - \frac{4\rho_g D x_g}{\rho_{sp}} \right)^{0,5} \right) \quad \text{Equação 25}$$

sendo  $D$  o diâmetro do rolo,  $x_g$  a abertura de trabalho,  $\delta_g$  a massa específica do *flake* e  $\rho_{sp}$  a massa específica do material. No modelo, a zona de compressão é muito menor que o diâmetro dos rolos, e a tamanho crítico  $x_c$  é geralmente 1,3 vezes a abertura de trabalho (BARRIOS, 2015).

Outra evidência observada no fenômeno de quebra da prensa de rolos foi a distribuição de pressões ao longo do rolo e, conseqüentemente, uma diferença de quebra ao longo do rolo. Daniel e Morrell (2004) observaram que a quebra de partículas na borda dos rolos tem grande diferença da quebra no centro, sendo esta diferença maior que a observada em um britador de rolos convencional. Portanto, partindo do princípio da existência de um perfil de pressões ao longo dos rolos e considerando que o material não possui confinamento lateral do leito de partículas nas bordas do rolo (DANIEL, 2002), foi proposto um “efeito de borda” para separar os fenômenos de quebra entre as regiões de borda e de centro. Assim, a fração de material prensada na zona periférica dos rolos é estimada por:

$$f = \gamma \frac{x_g}{L} \quad \text{Equação 26}$$

na qual  $f$  é a fração de massa que vai para a zona periférica,  $x_g$  a abertura operacional,  $L$  o comprimento dos rolos e  $\gamma$  o fator de repartição que depende de cada material (*split factor*).

Segundo Daniel (2002) a zona de compressão do modelo é a principal região de quebra, visto que é onde há a maior pressão de operação e maior relevância na quebra de partículas. A distância que delimita a zona de compressão é dada pela Equação 27:

$$d_B = \frac{f}{2L} \quad \text{Equação 27}$$

Para calcular as distribuições finais do produto o modelo utiliza ensaios de compressão de leito de partículas (CLP) para calibrar a função de aparecimento (*appearance function*) que é uma relação entre a energia específica de quebra ( $E_{CS}$ ) e o parâmetro  $t_{10}$  do modelo de Narayanan & Whiten (1983).

Outra abordagem que também considera diferentes tipos de quebra ao longo do rolo, é o modelo desenvolvido por Torres & Casali (2009). Como mostra a Figura 19, a região de quebra individual de partículas situa-se desde a abertura crítica ( $x_c$ ) até a altura onde se localiza o ângulo de captura ( $\alpha_{ip}$ ). Já a região de quebra interparticular se localiza abaixo do ângulo de captura até a zona de extrusão da prensa. A abertura crítica é dada por:

$$x_c = x_g + D(1 - \cos \alpha_{ip})$$

Equação 28

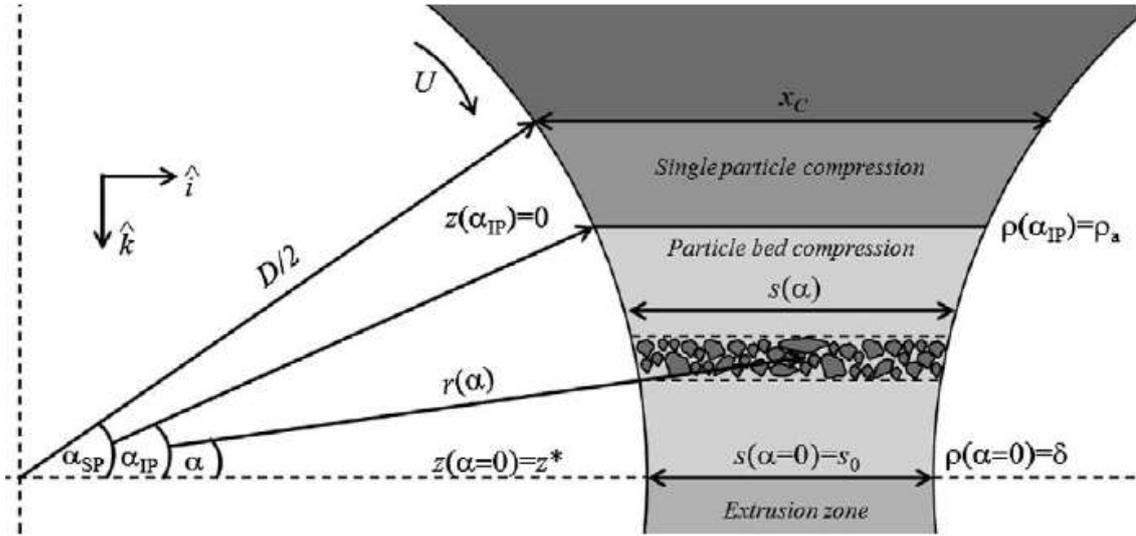


Figura 19. Funcionamento do modelo proposto por Torres & Casali (2009)

O produto gerado pela quebra individual de partículas (acima do tamanho crítico) é calculado pela Equação 29, sendo  $b_{il}$  a fração retida em cada classe  $i$  do material quebrado a partir da classe  $l$ ,  $f_l^{SP}$  a fração retida em cada classe da alimentação e  $p_i^{SP}$  a fração retida do produto da quebra (TORRES & CASALI, 2009):

$$p_i^{SP} = \sum_{l=1}^N b_{il} f_l^{SP}$$

Equação 29

O produto gerado pela quebra individual de partículas se junta às partículas abaixo do tamanho crítico e, então, alimentam a zona de quebra interparticular. Como proposto por Morrell et al. (1997) e também já observado por outros autores (DANIEL, 2004) o minério alimentado na zona de compressão em leito de partículas passa por duas regiões de quebra, sendo uma central e outra periférica. Lubjunh (1992) constatou que, em geral, o perfil de pressões formado ao longo do rolo segue um desenho parabólico, como apresentado na Figura 20. Portanto, Torres & Casali propuseram um modelo capaz de prever uma distribuição

granulométrica do produto final da prensa e um produto central (mais fino) e um produto periférico (mais grosseiro), que são representados, respectivamente, por  $p^{HPGR}$ ,  $p^C$  e  $p^E$ .

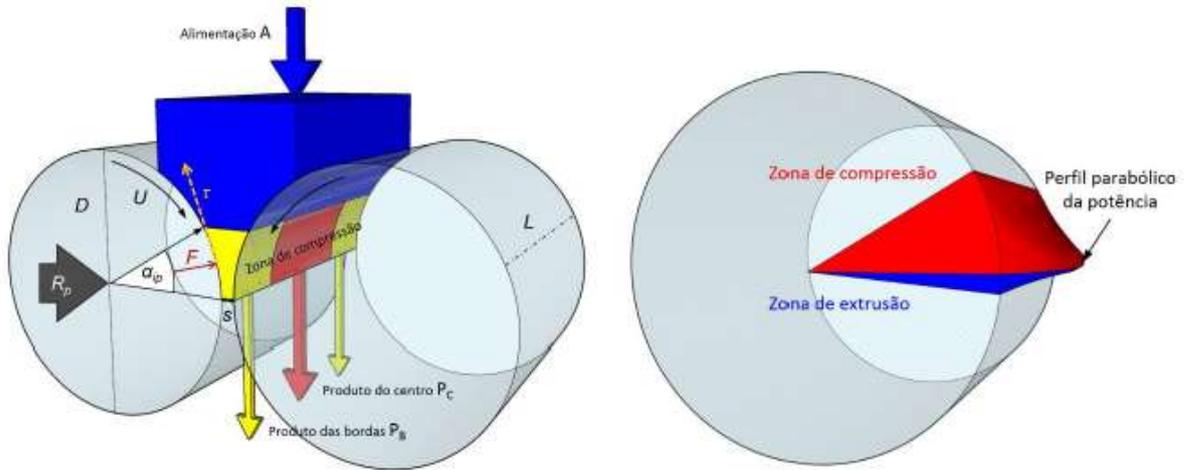


Figura 20. Perfil parabólico de pressões (direita) e modelo esquemático do funcionamento do modelo (esquerda) proposto por Torres & Casali (2009)

Torres & Casali (2009) discretizaram o rolo em  $N$  blocos ao longo do comprimento longitudinal do rolo, 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  $z$ , 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  $v_z$ .

Propondo uma divisão ao longo do comprimento do rolo em diferentes blocos, Torres & Casali utilizaram o modelo do balanço populacional (Equação 30) para calcular o produto da prensa de rolos. Entretanto, a abordagem proposta equacionou uma taxa de quebra  $S_{i,k}$  das partículas da classe de tamanho  $i$  que estão em um dos  $k$  blocos discretizados no problema.

$$v_z \frac{d}{dz} m_{i,k}(z) = \sum_{j=1}^{i-1} S_{j,k} b_{ij} m_{j,k}(z) - S_{i,k} m_{i,k}(z) \quad \text{Equação 30}$$

Para solucionar a equação do modelo do balanço populacional os autores dispuseram do modelo de função quebra proposto por Austin & Luckie (1972) (Equação 31) e da função seleção específica proposta por Herbst & Fuerstenau (1980) (Equação 32). A taxa de quebra é calculada a partir da potência em cada bloco discretizado e pelo *Holdup* em cada bloco, sendo que este é presumido como constante ao longo de todo o rolo (TORRES & CASALI, 2009):

$$B(x, y) = K \left(\frac{x}{y}\right)^{n_1} + (1 - K) \left(\frac{x}{y}\right)^{n_2} \quad \text{Equação 31}$$

$$\ln(S_i^E/S_1^E) = \xi_1 \ln(\bar{x}_i/\bar{x}_1) + \xi_2 \ln(\bar{x}_i/\bar{x}_1)^2 \quad \text{Equação 32}$$

onde  $K$ ,  $n_1$ ,  $n_2$  são parâmetros da função quebra, e  $S_1^E$ ,  $\xi_1$  e  $\xi_2$  são parâmetros da função seleção.

A Equação 33 e a Equação 34 apresentam, respectivamente, os cálculos para a potência consumida em cada bloco e para o *Holdup* (TORRES & CASALI, 2009):

$$P_k = 2F \sin\left(\frac{\alpha_{ip}}{2}\right) U \frac{(L^2 - 4y_k^2)}{\sum_{j=1}^{N_B} (L^2 - 4y_j^2)} \quad \text{Equação 33}$$

na qual  $y_k$  a posição do bloco  $k$  em relação ao centro do rolo e  $N_B$  o número de blocos considerados. O *holdup* de cada bloco é dado por:

$$H_k = \frac{1}{N_B} Q \frac{z^*}{3600U} \quad \text{Equação 34}$$

onde  $z^*$  é a distância entre a zona de extrusão da prensa e a entrada da zona de compressão interparticular, como mostrado na Figura 19. De fato, a consideração para o *Holdup* constante ao longo do eixo longitudinal do rolo não avalia o processo operacional de maneira realista, uma vez que a região central dos rolos tende a receber uma maior quantidade de material que as regiões periféricas. Portanto, o não equacionamento deste fenômeno compromete o bom desempenho preditivo do modelo Torres & Casali (2009).

Finalmente, prevendo a distribuição granulométrica do produto da prensa, os autores propuseram a Equação 35 para calcular a fração retida em cada classe de tamanho de cada um dos blocos utilizados na resolução do problema (TORRES & CASALI, 2009):

$$p_{i,k} = \sum_{j=1}^1 A_{ij,k} \exp\left(-\frac{S_{j,k}}{v_z} z^*\right) \quad \text{Equação 35}$$

na qual  $A_{ij,k}$  é uma matriz utilizada para a solução analítica da equação do modelo de balanço populacional mostrada na Equação 30.

Portanto, a distribuição granulométrica do produto final da prensa de rolos é dada por (TORRES & CASALI, 2009):

$$p_i^{HPGR} = \frac{1}{N_B} \sum_{k=1}^{N_B} p_{i,k} \quad \text{Equação 36}$$

O produto da borda previsto pelo modelo segue a Equação 37, que define um valor  $E$  como o número de blocos que representa a borda do rolo, sendo este calculado por um parâmetro de ajuste “ $a$ ”.

$$p_i^E = \frac{1}{E} \left[ \sum_{k=1}^{[E]} p_{i,k} + (E - [E]) p_{i,[E]} \right] \quad \text{Equação 37}$$

Por último, calculado como a média ponderada dos produtos de centro e borda, os autores propõem a Equação 38 para calcular o produto do centro dos rolos (TORRES & CASALI, (2009):

$$p_i^C = \frac{1}{1-a} (p_i^{HPGR} - a p_i^E) \quad \text{Equação 38}$$

Uma abordagem mais recente para modelar o desempenho da prensa de rolos foi desenvolvida por Dundar et al. (2013). Assim como nos modelos tratados anteriormente, há uma interpretação do modelo do balanço populacional em conjunto com uma relação da mistura perfeita de Whiten (1974). A Figura 21 apresenta um esquema de funcionamento do modelo.

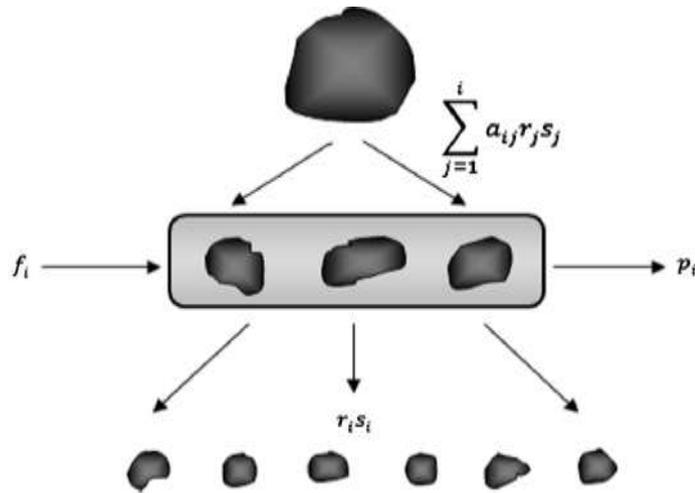


Figura 21. Esquema de funcionamento do modelo de quebra (DUNDAR et al., 2013).

A Equação 39 apresenta a modelagem do sistema ilustrado na Figura 20 para o cálculo do produto final da prensa:

$$p_i = f_i + \sum_{j=1}^i a_{i,j} r_{D,i} s_{D,i} - r_{D,j} s_{D,j} \quad \text{Equação 39}$$

na qual  $p_i$  é a fração retida na classe  $i$  do produto,  $f_i$  a fração retida em cada classe  $i$  da alimentação,  $a_{i,j}$  a função quebra,  $r_D$  a taxa de quebra e  $s_D$  a quantidade de material do tamanho  $i$  contida dentro do reator.

Dundar et al. (2013) utilizaram ensaios de Compressão de Leito de Partículas (CLP) para ajustar a função quebra, utilizando os parâmetros  $t_{10}$  e  $E_{CS}$  do modelo de (NARAYANAN; WHITEN, 1983). Para modelar a função de velocidade de quebra  $r_D$ , foi proposta a Equação 40 (DUNDAR et al., 2013):

$$r_D = k_D X^{\alpha_D}$$

Equação 40

na qual  $r_D$  é a taxa de quebra,  $X$  o tamanho de partículas e  $k_D$  e  $\alpha_D$  parâmetros.

Dundar et al. (2013) mostram que há uma relação entre o parâmetro  $k_D$  e o aumento da força específica de compressão durante os testes à medida que a taxa de quebra se desloca para cima com o aumento da pressão (DUNDAR et al., 2013). Já o parâmetro  $\alpha_D$  define a inclinação da taxa de quebra nesta abordagem de modelagem. Como uma pesquisa preliminar, a área superficial específica da alimentação, calculada teoricamente assumindo que todas as partículas são esféricas, foi correlacionada com os valores ajustados de  $\alpha_D$  (DUNDAR et al., 2013). A Figura 22 apresenta as relações de  $k_D$  com a pressão operacional (esquerda) e de  $\alpha_D$  com a área superficial da alimentação (direita).

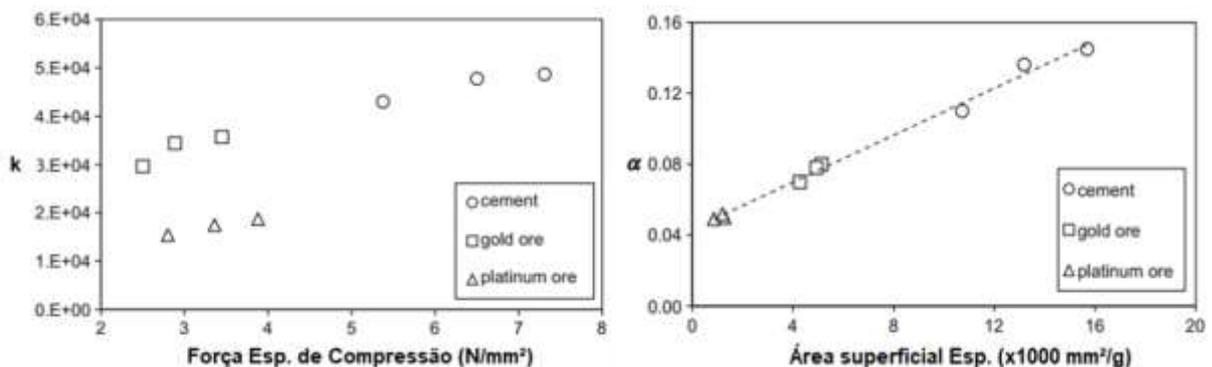


Figura 22. Relação do parâmetro  $k_D$  com a força específica de operação (esquerda) e do parâmetro  $\alpha_D$  com a área superficial específica (direita) (DUNDAR, et al. 2013)

Como já observado por outros autores (ALVES, 2012; BARRIOS, 2015), os modelos tratados não levam em consideração a característica dos revestimentos e alguns parâmetros operacionais do sistema hidráulico de pressão. Isto pode comprometer a modelagem abordada e dificultar a boa previsão dos modelos.

Dois dos modelos estudados (MORRELL et al., 1998; TORRES & CASALI, 2009) descrevem uma distribuição de pressões ao longo do rolo. Ambos os modelos abordam uma distribuição parabólica de pressões para descrever a quebra nas regiões centrais e periféricas. Entretanto, diferentes revestimentos, condições operacionais e dimensões do equipamento podem contribuir para a mudança do perfil parabólico e assim alterar a quebra em determinadas regiões ao longo do rolo.

Finalmente, nenhum dos modelos tratados é capaz de descrever bem a quebra quando há um aumento considerável do consumo energético. Como os modelos não levam em consideração a saturação da quebra durante a prensagem, os produtos previstos são, em geral, mais finos que o produto obtido experimentalmente. Com já observado por Fuerstenau et al. (1991) e Liu & Schönert (1996), os efeitos de saturação acontecem pela absorção ineficiente de energia pelo leito de partículas durante a prensagem. Austin et al. (1991) afirma que a distribuição granulométrica do produto está diretamente ligada ao aumento das tensões compressivas e de cisalhamento que atuam no leito de partículas. Entretanto, apesar do aumento da energia estar relacionado com o aumento de tais tensões, o aumento da quebra não é sempre proporcional ao aumento da energia específica aplicada.

Austin et al. (1991) defendem que utilizar a função seleção específica como um vetor constante é uma modelagem limitada que impede uma descrição realista do processo de cominuição. Como a taxa de quebra varia de acordo com a energia aplicada, seria necessário um equacionamento que permitisse adotar um efeito de saturação na quebra a medida que houvesse um aumento excessivo da energia específica aplicada, visto que os modelos que descrevem a prensa de rolos não podem ser utilizados como modelos de moagem (AUSTIN et al., 1991).

Alguns autores (MÜTZE & HUSEMANN, 2007) propõem que o aumento da velocidade dos rolos, apesar de aumentar o consumo energético do equipamento, não promove um aumento da potência efetiva utilizada na quebra.

### 3 MATERIAIS E METODOLOGIA EXPERIMENTAL

Analisou-se a modelagem matemática da prensagem nas etapas de britagem terciária e quaternária e na prensagem de *pellet feed*. Foram coletados dados experimentais de prensas de diferentes escalas (Laboratório, Piloto e Industrial) para analisar o desempenho de suas capacidades de produção, potência demandada na prensagem e distribuição granulométrica do produto gerado.

Portanto, foram utilizados dados experimentais de prensagem no Projeto Minas – Rio da Anglo American e em usinas de pelotização do Complexo de Tubarão da Vale S.A. Os minérios selecionados passaram por diferentes condições de prensagem em diferentes equipamentos e caracterizados em diferentes etapas para contribuir na calibração de alguns dos parâmetros do modelo.

As simulações e ajustes de parâmetros foram realizadas por meio de uma implementação do modelo matemático, realizada pelo autor na plataforma Matlab®.

#### 3.1 Materiais

Foram utilizados dois materiais diferentes, sendo *pellet feed* de minério de ferro e minério de ferro itabirítico compacto e friável. A Tabela 2 apresenta a procedência dos minérios utilizados no trabalho.

Tabela 2. Procedência dos materiais utilizados no trabalho

Material	Procedência
Minério de Ferro Itabirítico	Conceição do Mato Dentro – MG
Pellet Feed	Quadrilátero Ferrífero - MG

É importante ressaltar que a avaliação do modelo matemático foi feita para materiais com diferentes distribuições granulométricas, sendo possível testá-lo em uma ampla faixa de tamanhos. A Figura 23 mostra as distribuições granulométricas para a alimentação mais grosseira (Itabirito Compacto) e a mais fina (*Pellet Feed* após a moagem) analisadas, destacando a ampla faixa de variação.

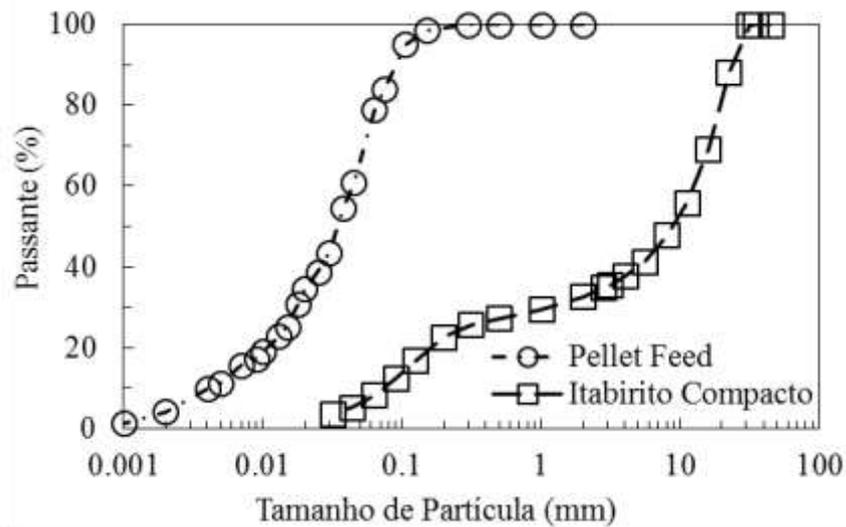


Figura 23. Distribuições granulométricas das alimentações de Itabirito Compacto e *Pellet Feed*

### 3.1.1 Minério de Ferro Itabirítico

Esse material foi escolhido pelo fato que existe uma unidade industrial que emprega a prensa de rolos na sua britagem terciária. 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, 2010). O minério de ferro foi dividido em duas classes principais, sendo um friável, correspondente ao minério com a granulometria mais fina e menos competente; e o compacto, que era aquele com granulometria mais grossa e com maior resistência à fragmentação. O teor médio deste minério variou de 35-40% Fe.

### 3.1.2 Pellet Feed de minério de ferro

O *pellet feed* utilizado nos testes foi proveniente de diferentes minas do quadrilátero ferrífero e processado para produção de pelotas de minério de ferro no Complexo de Tubarão da Vale S.A. Dentre os materiais escolhidos, este se encontra dentre os principais focos de aplicação da prensa de rolos na indústria do minério de ferro, sendo um dos principais focos de pesquisa e tecnologia desta área. A Figura 24 ilustra uma amostra de *pellet feed* com teor da ordem de 60 – 66% Fe, utilizada como alimentação das Usinas do Complexo de Tubarão da Vale S.A.



Figura 24. Amostra de pellet feed utilizado na alimentação da prensa de rolos

### **3.2 Prensagem de minério de ferro itabirítico**

Os testes de prensagem foram realizados a partir de dados experimentais coletados do Projeto Minas – Rio da Anglo American, bem como a partir de dados experimentais gerados em prensagens de laboratório. Nos resultados coletados, foram registradas todas as variáveis operacionais e de desempenho da prensa de rolos, permitindo a análise de eficiência, bem como a calibração do modelo matemático.

#### **3.2.1 Testes na prensa de rolos de Laboratório**

Ensaio em prensa de rolos em escala de laboratório são muito importantes para a modelagem matemática e para o escalonamento de prensas em escala industrial (DANIEL, 2002; HAWKING, 2007). Os testes laboratoriais foram conduzidos em uma prensa com diâmetro de 0,25 metros e comprimento de 0,10 metros, sendo a potência de cada motor responsável por girar os rolos de 6,4 kW. Os resultados foram reportados em um trabalho anterior realizado no Laboratório de Tecnologia Mineral (BARRIOS, 2015). A Figura 25 mostra a prensa de rolos utilizada para realização dos testes de prensagem avaliados.



Figura 25. Prensa de rolos POLYCOM<sup>®</sup> utilizada nos testes de prensagem (BARRIOS, 2015)

Assim como nos outros testes, foi utilizado minério de ferro itabirítico compacto. Durante os experimentos foram registrados a pressão operacional do sistema, a velocidade linear dos rolos, a abertura operacional, a capacidade do equipamento e a potência demandada durante a prensagem. Estas variáveis operacionais e de desempenho estão listadas na Tabela 3.

Tabela 3. Condições operacionais dos testes laboratoriais com itabiritos

	LC1*	LC2	LC3	LC4	LC5	LC6	LC7	LC8
Pressão (bar)	90	222	104	184	129	118	110	104
Força Esp. (N/mm <sup>2</sup> )	4,50	11,10	5,20	9,18	6,47	5,93	5,53	5,19
Velocidade (m/s)	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30
Abertura Op. (mm)	7,98	7,24	8,74	6,62	4,45	4,04	3,13	2,45
Capacidade (t/h)	3,18	2,88	3,45	3,02	2,30	2,19	2,06	1,98
Potência (kW)	13,1	14,4	13,2	14,0	13,1	13,0	13,0	13,0
Energia Esp. (kWh/t)	4,11	4,99	3,82	4,63	5,67	5,96	6,29	6,53

\*Teste utilizado como caso base para ajuste dos parâmetros ótimos

### 3.2.2 Testes na prensa de rolos piloto

Os testes na prensa de rolos em escala piloto foram realizados com minério de ferro compacto e friável (WEDAG et al., 2012) Assim como nos testes em escala industrial, houve a execução de diferentes testes, sob diferentes condições operacionais para, então, avaliar o desempenho do equipamento a partir de suas variáveis de desempenho.

A prensa de rolos utilizada foi uma prensa da KHD/WEIR com diâmetro de 0,8 metros e comprimento de 0,25 metros e foi utilizado um minério de ferro itabirítico compacto e um friável, ambos com *top size* de 35 mm. A Tabela 4 apresenta as condições operacionais e variáveis de desempenho dos testes de prensagem realizados com itabirito compacto.

Tabela 4. Condições operacionais e resumo de resultados dos testes piloto itabirito compacto

	PC1*	PC2	PC3	PC4
Pressão (bar)	40	65	80	65
Força Específica (N/mm <sup>2</sup> )	2,5	4,0	5,0	4,0
Velocidade (m/s)	0,8	0,8	0,8	0,4
Abertura Operacional (mm)	22,5	20,8	18,8	22,3
Potência (kW)	60,1	107,1	114,8	64,1
Capacidade (t/h)	71	69	71	36
Energia Específica (kwh/t)	0,85	1,55	1,62	1,78
Densidade Aparente (t/m <sup>3</sup> )	2,45	2,45	2,45	2,45
Densidade Flake (t/m <sup>3</sup> )	2,80	2,80	2,80	2,80

\*Teste utilizado como caso base para ajuste dos parâmetros ótimos

Já a Tabela 5, apresenta um resumo das condições operacionais e das principais variáveis de desempenho dos testes piloto com minério de ferro itabirítico friável.

Tabela 5. Condições operacionais e resumo de resultados dos testes piloto itabirito friável

	PF1*	PF2	PF3	PF4
Pressão (bar)	40	65	80	65
Força Específica (N/mm <sup>2</sup> )	2,5	4,0	5,0	4,0
Velocidade (m/s)	0,8	0,8	0,8	0,4
Abertura Operacional (mm)	19	18	17	18
Potência (kW)	37,0	55,7	55,4	29,7
Capacidade (t/h)	51	50	50	28
Energia Específica (kWh/t)	0,73	1,11	1,11	1,06
Densidade Aparente (t/m <sup>3</sup> )	2,56	2,56	2,56	2,56
Densidade do Flake (t/m <sup>3</sup> )	3,15	3,15	3,15	3,15

\*Teste utilizado como caso base para ajuste dos parâmetros ótimos

### 3.2.3 Testes na prensa de rolos industrial

Os testes em escala industrial foram conduzidos com o intuito de avaliar o funcionamento das duas prensas que operam no circuito de produção de *pellet feed* do Projeto Minas – Rio. Foram realizados quatro testes tendo como alimentação minério de ferro itabirítico friável, possuindo *top size* de 38 mm (TAVARES et al., 2018). As prensas utilizadas (HG – 01 e HG – 03) são idênticas, com diâmetro de 2,4 metros, comprimento de 1,65 metros e potência de cada motor de 2400 kW, totalizando 4800 kW. A Figura 26 apresenta a prensa de rolos utilizada nos testes de prensagem de minério de ferro itabirítico em escala industrial.



Figura 26. Prensa de Rolos industrial utilizada nos testes de prensagem

A condução dos testes permitiu que fossem aplicadas diferentes condições operacionais e validasse assim as diferenças no desempenho da prensa. A Tabela 6 mostra as principais condições operacionais dos testes realizados.

Tabela 6. Condições operacionais e resumo de resultados dos testes industriais de minério de ferro itabirítico

	IC1*	IC 2	IC3	IC4
Pressão (bar)	64	65	59	49
Velocidade (m/s)	2,20	2,13	2,20	2,20
Abertura de trabalho (mm)	30,0	30,0	38,8	40,7
Potência (kW)	3086	2857	3404	2922
Capacidade (t/h)	2232	2502	2850	2870
Energia específica (kWh/t)	1,38	1,14	1,19	1,02
Densidade aparente (t/m <sup>3</sup> )	2,31	2,31	2,29	2,29
Massa específica (t/m <sup>3</sup> )	3,05	3,05	2,74	2,74

\*Teste utilizado como caso base para ajuste de parâmetros

### 3.3 Prensagem de *pellet feed*

Os testes de prensagem de *pellet feed* foram realizados em escala piloto e industrial. Todos os experimentos se basearam nas condições de operação das usinas de pelotização do Complexo de Tubarão da Vale S.A. O *pellet feed* prensado teve *top size* de 2 mm e foi utilizado em duas condições diferentes, sendo uma na pré – moagem e outro na pós – moagem em moinhos de bolas.

#### 3.3.1 Testes na prensa de rolos piloto

Diferente dos testes em escala industrial, aqui ocorreu a prensagem durante a pré–moagem, ou seja, com o *pellet feed* relativamente mais grosseiro que a alimentação das prensas na maioria das usinas. De fato, todos os testes foram alimentados com um concentrado de flotação de minério de ferro com área superficial específica inicial de 520 cm<sup>2</sup>/g e teor de umidade de, aproximadamente, 3%.

A prensa utilizada nos ensaios foi uma unidade piloto da prensa de rolos da KHD/WEIR com diâmetro dos rolos de 1 m e comprimento dos rolos de 0,32 m. O equipamento tem um sistema de controle automático que permite variar os parâmetros de operação de velocidade dos rolos e pressão de operação para assim registrar os valores de capacidade, potência consumida e abertura operacional. A Figura 27 mostra a prensa de rolos em escala piloto utilizada para realização dos testes.



Figura 27. Prensa de rolos em escala piloto utilizada nos testes

Portanto, foram realizados cinco testes de prensagem única com variações na pressão operacional, velocidade dos rolos e abertura operacional. Para cada um dos testes foi coletada uma amostra de corte de correia para caracterizar a granulometria e a superfície específica do produto da prensagem. Adicionalmente, foram coletadas amostras em um dispositivo com 0,32 metros de comprimento (comprimento da dos rolos da prensa piloto) e contendo cinco subdivisões (Figura 28), introduzido longitudinalmente na descarga da prensa durante o ensaio para avaliar a granulometria e Blaine das regiões de centro e borda.



Figura 28. Caixa utilizada para coletar as amostras de produto de prensagem ao longo do eixo longitudinal do rolo

A Tabela 7 mostra as condições operacionais e as variáveis de desempenho registradas para os cinco testes de prensagem realizados. Apesar da pequena variação na velocidade linear dos rolos, as condições de pressão foram bem distintas e permitiram avaliar o desempenho do equipamento em uma faixa operacional relativamente ampla. A capacidade dos testes foi medida a partir de uma balança na correia transportadora acoplada ao sistema de prensagem. Portanto, a massa foi medida ao longo dos testes realizados e assim determinada a capacidade dos mesmos.

Tabela 7. Condições operacionais e resumo de resultados dos testes de prensagem em escala piloto de *pellet feed*

	PPF1	PPF2	PPF3	PPF4*	PPF5	PPF6
Pressão operacional (bar)	8,2	15,4	23,1	42,8	54,2	46,68
Força Esp. (N/mm <sup>2</sup> )	0,55	1,14	1,56	2,46	3,25	3,45
Abertura operacional (mm)	19,3	16,3	14,5	11,3	10,9	10,2
Velocidade (m/s)	0,22	0,22	0,22	0,27	0,26	0,64
Capacidade (t/h)	20,6	17,9	16,8	18,2	17,9	42,9
Potência (kW)	10,8	15,9	21,2	43,3	50,3	86,4
Passante em 45 µm (%)	39,1	43,5	45,7	54,9	56,0	53,9
Blaine (cm <sup>2</sup> /g)	580	652	695	941	994	905

\*Teste utilizado como caso para ajuste dos parâmetros ótimos

### 3.3.2 Testes na prensa de rolos industrial

Das oito usinas de pelotização existentes no Complexo de Tubarão, sete delas operam com a prensagem de *pellet feed*. Entretanto, as condições operacionais, dimensões dos rolos, potência dos motores, fabricantes e capacidade de produção destes equipamentos são muito variáveis. A Tabela 8 mostra as diferentes dimensões, presença ou não de vedação lateral e também observações em relação a condição operacional dos equipamentos.

Tabela 8. Dimensões e características de operação das prensas no Complexo de Tubarão

	Diâmetro (m)	Comprimento (m)	Localização	Vedação
Prensa 1	1,40	1,60	Antes da Moagem	-
Prensa 3	2,25	1,55	Após a Moagem	-
Prensa 4	1,40	1,40	Após a Moagem	2 mm
Prensa 5	1,70	1,40	Após a Moagem	-
Prensa 6	1,70	1,40	Após a Moagem	-
Prensa 8	2,00	1,50	Após a Moagem	5 mm
Prensa VG*	2,00	1,50	Após a Moagem	5 mm

\* Em operação na usina de Vargem Grande.

Nos testes realizados, inicialmente foram registradas as condições operacionais de cada um dos equipamentos, quando foi possível observar as diferentes condições operacionais e as diferentes variáveis de operação das prensas. A Figura 29 mostra a unidade industrial utilizada na Usina de Vargem Grande, em Nova Lima – MG.



Figura 29. Prensa industrial utilizada na Usina de Vargem Grande (Nova Lima - MG) da Vale S.A

Como relatado acima, além das diferentes dimensões dos rolos e das características de materiais alimentados, as prensas que se encontram em operação no Complexo de Tubarão operam sob condições muito distintas (Tabela 9).

Tabela 9. Condições operacionais típicas e de desempenho das prensas no Complexo de Tubarão da Vale (BUENO, 2018)

	Pressão Operacional (bar)	Abertura Operacional (mm)	Capacidade (t/h)	Potência (kW)
Prensa 1	20 – 40	5 – 9	638	615
Prensa 3	40 – 60	11 – 14	328	1334
Prensa 4	40 – 45	17 – 22	320	1009
Prensa 5	60 – 90	4 – 7	481	1572
Prensa 6	60 – 100	6 – 15	597	1508
Prensa 8	70 – 85	8 – 12	1032	2368
Prensa VG*	45 – 90	17 – 20	861	1092

\* Em operação na usina de Vargem Grande.

Por outro lado, dois conjuntos de testes realizados na Prensa 6 contribuíram para avaliar não só os registros de capacidade e potência à medida que foram variadas as condições em operação, mas também a distribuição granulométrica e a área superficial do produto final de prensagem. Foram realizados dois conjuntos de campanhas de testes, sendo a primeira, constituída de nove testes, operando com a vedação lateral (*cheek plates*) mal ajustada na prensa e a segundo, também com nove testes, com a prensa operando com a vedação lateral (*cheek plates*) ajustada. Vale ressaltar que houve um controle na execução dos testes e amostragem da alimentação e produto da prensa, garantindo assim uma boa resolução do estudo.

A prensa da Usina 6 possui rolos com diâmetro de 1,7 m e comprimento de 1,4 m, sendo alimentada com *pellet feed* obtido com produto fino da moagem de bolas em circuito fechado. Como na maioria das usinas, o minério é prensado sob altos teores de umidade (de 8 a 11%) o que pode prejudicar o bom desempenho do equipamento, diminuindo seu ganho de área superficial apesar de aparente ganho de produção. A Tabela 10 apresenta as condições

operacionais e variáveis de desempenho dos nove testes realizados na prensa 6, sem ajuste dos *cheek plates*.

Tabela 10. Condições operacionais dos testes de prensagem de pellet feed industrial sem ajuste dos *cheek plates*

	Pressão Operacional (bar)	Força Esp. (N/mm <sup>2</sup> )	Velocidade (m/s)	Abertura Operacional (mm)	Capacidade (t/h)	Potência (kW)
IPF1	41	0,9	0.58	20.83	400	330
IPF2	40	0,8	0.82	20.64	549	491
IPF3	40	0,8	1.04	20.50	699	640
IPF4	69	1,5	0.61	20.09	399	582
IPF5*	70	1,5	0.87	18.94	550	857
IPF6	69	1,5	1.15	17.71	700	1127
IPF7	100	2,1	0.87	12.46	399	981
IPF8	100	2,2	1.41	10.20	549	1500
IPF9	100	2,1	1.75	9.65	699	1973

\*Teste utilizado como caso base para ajuste dos parâmetros ótimos

Por outro lado, também foram realizados testes com a prensa em condições ideais de operação, ou seja, com as vedações laterais adequadamente colocadas e ajustadas. A Tabela 11 apresenta as condições operacionais e variáveis de desempenho dos nove testes realizados na prensa 6, com os *cheek plates* ajustados.

Tabela 11. Condições operacionais dos testes de prensagem de pellet feed industrial com os *cheek plates* ajustados

	Pressão Operacional (bar)	Força Esp. (N/mm <sup>2</sup> )	Velocidade (m/s)	Abertura Operacional (mm)	Capacidade e (t/h)	Potência (kW)
IPF10	41	0,9	0,57	20,38	400	371
IPF11	41	0,9	0,78	20,62	550	526
IPF12	41	0,9	1,02	20,54	700	684
IPF13	70	1,5	0,63	18,05	400	672
IPF14	70	1,5	0,88	17,85	550	939
IPF15	70	1,5	1,14	17,50	699	1210
IPF16	101	2,2	0,82	12,58	400	1064
IPF17	99	2,1	1,16	11,81	549	1506
IPF18	101	2,2	1,56	10,85	700	2021

As amostras de alimentação e produto foram coletadas a partir de cortes de correia em todos os testes. Também foram coletadas cinco amostras ao longo do comprimento do rolo para que se avaliasse as diferentes regiões de quebra ao longo do eixo longitudinal do rolo da prensa. Graças à maior força de compressão na região central dos rolos, o produto gerado nesta região apresentou maior razão de redução que na região periférica. Portanto, é fundamental avaliar a performance da prensa de rolos neste quesito para assim validar as previsões feitas pelo modelo.

Todas as amostras coletadas foram analisadas quanto à sua granulometria e à sua área superficial específica. A análise granulométrica foi feita em um analisador de partículas a laser (Malvern Mastersizer<sup>®</sup> 2000), visto que 100% da alimentação da prensa era menor que 0,5 mm. Se tratando de um minério de ferro com partículas muito finas, os testes de peneiramento não se tornam adequados para avaliar o grau de finura do *pellet feed* que será utilizado no pelotamento. Portanto, foi fundamental utilizar um Blainímetro para medidas de área superficial específica (Figura 30). A medição de área superficial específica basicamente faz um cálculo da área a partir da diferença de pressão que existe dentro do leito de partículas formado no interior do equipamento. Portanto, materiais mais finos têm, conseqüentemente, maior empacotamento e menor permeabilidade do gás em seus poros, apresentando área superficial específica mais elevada.



Figura 30. Blainímetro utilizado na medição de área superficial específica das amostras de *pellet feed*

### 3.4 Ajuste de parâmetros e implementação do modelo em Torres & Casali em Matlab®

Tendo em vista a necessidade de implementar o modelo de Torres & Casali (TORRES & CASALI, 2009) em uma plataforma de simulação, foi desenvolvido um código em Matlab® (versão R2016a) para viabilizar a execução do presente trabalho. A Figura 31 apresenta o layout da página de simulações na linguagem abordada na qual é possível ver o código e também o resultado de uma simulação de processo em regime estacionário.

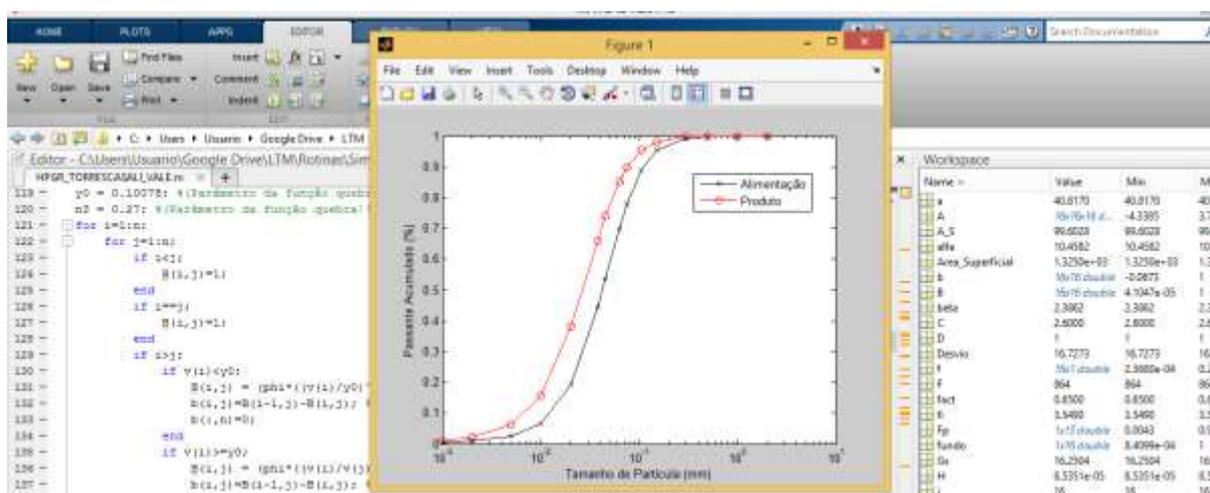


Figura 31. Layout da página de simulações implementada em Matlab®

Para o ajuste dos parâmetros ótimos das funções quebra e seleção abordados por Torres & Casali (2009), foi realizada uma otimização de oito parâmetros (Equação 31 e Equação 32) com o método de otimização não linear com restrições. Este método também foi aplicado em Matlab® com a função *fminsearch* que, utilizando um algoritmo de busca direta, foi responsável por encontrar o mínimo de uma função escalar de várias variáveis a partir de uma estimativa inicial. Para minimizar a função objetivo, a Equação 41 compara os valores ajustados com os valores experimentais para o passante acumulado da distribuição granulométrica de um teste de referência (Caso Base) utilizando o método dos mínimos quadrados até que se encontre o melhor ajuste possível (valor da função objetivo próximo a zero).

$$f_{obj} = \sum_{i=1}^{n-2} [P_{calc}(i) - P_{exp}(i)]^2 \quad \text{Equação 41}$$

onde  $n$  é o número de classes de tamanho e  $P_{calc}(i)$  e  $P_{exp}(i)$  são, respectivamente, o passante acumulado calculado e passante acumulado experimental na classe de tamanhos  $i$ .

### 3.5 Compressão de Leito de Partículas (CLP)

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). A Figura 32 ainda mostra o acoplamento de copo e pistão empregado no ensaio de compressão de leitos de partículas.



Figura 32. Prensa Shimadzu e acoplamento copo pistão utilizados nos testes de CLP

Os testes foram realizados com velocidade de compressão de 5 mm/minuto e o deslocamento do pistão foi medido a partir de um LVDT.

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os tópicos a seguir tratam das comparações dos resultados de capacidade, potência consumida e distribuição granulométrica do produto, avaliando a eficácia do modelo e propondo modificações na abordagem do mesmo para as aplicações específicas.

Também são apresentados os resultados dos testes de CLP e o ajuste da função quebra e função seleção do modelo para os diferentes materiais, evidenciando que há uma correlação bem clara entre os resultados de ambas as metodologias.

### 4.1 Modificações do modelo de capacidade

Torres & Casali (2009) utilizaram o modelo de capacidade que se baseia no modelo do fluxo empistonado (DANIEL & MORRELL, 2004), correlacionando o comprimento do rolo, densidade do material na zona de extrusão, velocidade linear dos rolos e abertura operacional, como mostrado na Equação 12. Entretanto, aplicando o modelo para previsão das variáveis de desempenho da prensa de rolos quando operando na britagem terciária e quaternária de minério de ferro, observou-se que o modelo subestima significativamente os valores experimentais de capacidade de produção (CAMPOS et al., 2016), como é evidente na Figura 33. Por outro lado, também foram realizados estudos comparativos entre a previsão da capacidade do equipamento pelo modelo abordado durante a prensagem de *pellet feed* nas usinas de pelletização do Complexo de Tubarão da Vale S.A que novamente mostraram limitações na previsão da capacidade para diferentes testes de prensagens industriais (CAMPOS et al., 2017).

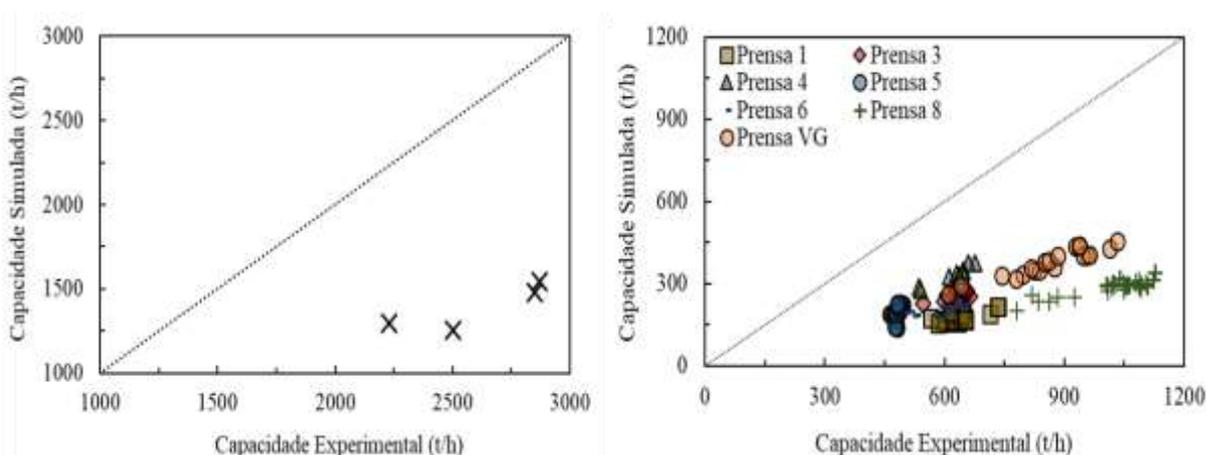


Figura 33. Comparação das capacidades experimentais e previstas pela equação de capacidade na prensagem de Minério de ferro Itabirítico (a) e Pellet Feed (b) em prensas industriais

Diversos autores (SCHÖNERT, 1996; LIM et al., 1998; LIM & WELLER, 1998) observaram que existem diferentes efeitos que podem influenciar no aumento ou redução da capacidade, sendo eles a extrusão, escorregamento e aceleração do material ao longo do rolo. Lim & Weller (1998) mostraram que em prensagens sob alta umidade é possível a ocorrência de aceleração do minério ao longo da zona de compressão de partículas. A Equação 6 mostra como seria possível ocorrer tal variação da velocidade, já explicada em maior detalhe na seção 2.4.7.

Entretanto, a inexistência de um modelo matemático capaz de prever o aumento da velocidade sob tais condições se mostrou extremamente importante no cálculo da capacidade das prensas que operam com prensagem de *pellet feed* (com teores de umidade entre 8,5 e 11%). Levando em consideração um balanço de massas em relação à alimentação e produto da prensa, é possível propor uma relação como apresentada na Equação 42, muito utilizada para explicar fenômenos de laminação em metais (DIETER & BACON, 1986):

$$Lx_c\rho_{sp}U = Lx_g\rho_{sp}U_g \quad \text{Equação 42}$$

na qual  $L$  é o comprimento dos rolos,  $\rho_{sp}$  a massa específica do material,  $x_g$  a abertura final do produto,  $x_c$  a abertura inicial,  $U$  a velocidade inicial e  $U_g$  a velocidade final da chapa formada. De fato, utilizar esta equação para um processo de laminação se mostra extremamente atrativo, uma vez que a densidade do material não se altera durante o processo, sendo que a única variável que se altera para garantir o balanço de massas é a velocidade da chapa. Entretanto, na aplicação da prensa de rolos, a existência de quebra de partículas permite que o material tenha uma densidade na zona de extrusão maior que a densidade aparente inicial e assim compensa, ao menos em parte, o aumento da velocidade.

Contudo, se tratando de processos com alta umidade, foram observadas pequenas variações na densidade aparente do material ao longo da zona de compressão em leito de partículas. A Figura 34 apresenta a variação da densidade aparente (ao entrar na zona de compressão) e da densidade do *flake* (na extrusão da prensa de rolos) com diferentes valores de umidade, mostrando que para altas umidade, a diferença entre as densidades se torna muito pequena. As medidas de densidades foram obtidas a partir de ensaios de Compressão de Leito de Partículas com *pellet feed* em diferentes umidades (Seco; 4; 6, 8 e 10%) e são apresentadas no gráfico, junto a percentagem relativa a massa específica do material. O percentual da massa

específica do material foi obtido a partir da razão entre a densidade aparente e massa específica e densidade do *flake* e massa específica.

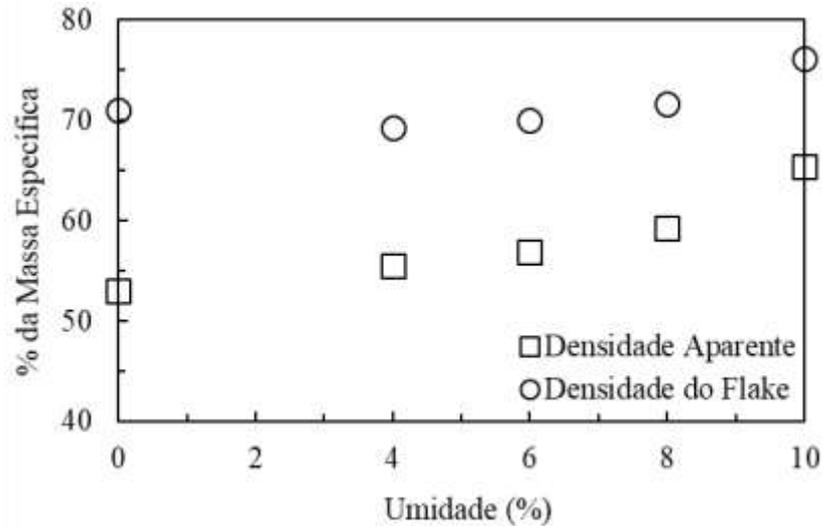


Figura 34. Variação da densidade aparente e densidade do *flake* com o aumento da umidade em testes de CLP realizados com força de 400 kN

Portanto, com a pequena variação nas densidades aparente e do *flake*, torna-se viável realizar o cálculo da velocidade de extrusão do material ao longo da prensa de rolos. Rearranjando a Equação 42, a velocidade do material na zona de extrusão pode ser expressa por:

$$U_g = \frac{U x_c \rho_a}{x_g \rho_g} \quad \text{Equação 43}$$

na qual  $U_g$  é a velocidade do material (m/s),  $U$  a velocidade dos rolos (m/s),  $S_g$  a abertura operacional (m),  $x_c$  a abertura crítica da prensa (m),  $\rho_a$  a densidade aparente ( $t/m^3$ ) e  $\rho_g$  a densidade do *flake* ( $t/m^3$ ). A Equação 43 foi obtida a partir do balanço de massas relacionado a entrada e saída da prensa de rolos, sendo, portanto, uma equação livre de parâmetros de ajuste.

A Equação 43 prevê uma velocidade média do material ao longo de toda a zona de extrusão da prensa de rolos. Entretanto, é possível que exista um perfil de velocidades ao longo do eixo longitudinal dos rolos.

Por outro lado, Lim e Weller (1998) constataram que é possível que até 30% do material alimentado na prensa de rolos sofra extrusão pela lateral dos rolos. De fato, maiores pressões operacionais proporcionam menores aberturas operacionais e conseqüentemente uma maior quantidade de material extrudada. Portanto, o presente trabalho propõe uma equação que correlaciona a percentagem de material que sofre extrusão pela lateral dos rolos com a abertura operacional da prensa de rolos. A Figura 35 mostra o efeito do aumento ou redução da abertura específica na quantidade e material que sofre extrusão pela lateral do rolo na prensagem de *pellet feed* e minério de ferro itabirítico em diferentes escalas. De fato, a quantidade de material que sofre extrusão tende a ser maior ou menor de acordo com a reologia do minério, seu teor de umidade e granulometria da alimentação (LIM et al., 1997). A Figura 35 mostra que esse desvio aumenta à medida que a abertura de trabalho diminui.

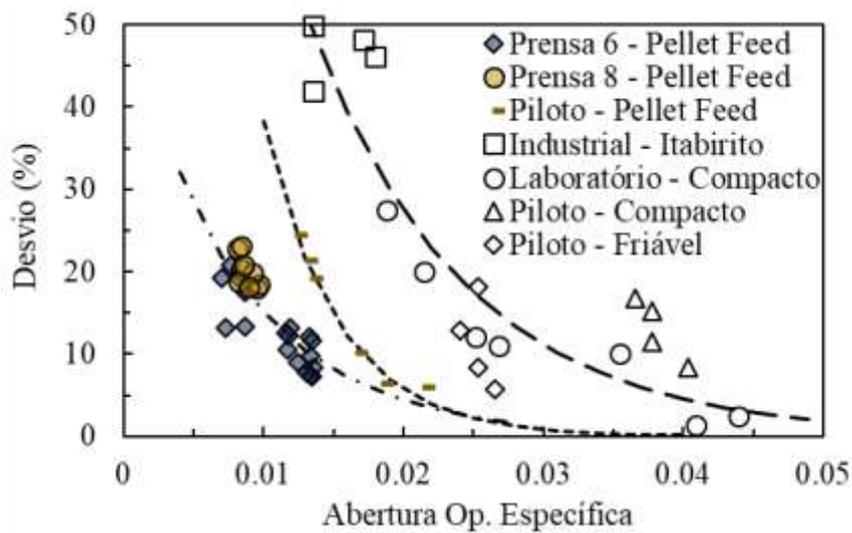


Figura 35. Percentagem de material extrudado pela lateral do rolo de acordo com a abertura específica de operação

Portanto, um modelo empírico foi proposto para a quantidade de material que sofre extrusão pela lateral do rolo:

$$Desvio = ae^{bx_{esp}} \quad \text{Equação 44}$$

na qual Desvio é a % de material alimentado que sofre extrusão pela lateral do rolo,  $x_{esp}$  a abertura específica calculada a partir da razão entre a abertura operacional (m) e o diâmetro dos

rolos (m). A Tabela 12 lista os parâmetros ajustados para as curvas representadas pelo minério de ferro itabirítico e pelo *pellet feed*. Como nas prensagens industriais e piloto de *pellet feed* foram utilizados diferentes tipologias e blendagens de minério de ferro, a Tabela 12 apresenta três conjuntos de parâmetros para representação da Equação 44.

Tabela 12. Parâmetros do modelo de capacidade para os materiais utilizados

Parâmetros	Minério de Ferro Itabirítico	<i>Pellet Feed</i> Industrial	<i>Pellet Feed</i> Piloto
a	167,11	52,60	258,06
b	-90,26	-124,40	-190,90

#### 4.2 Validação do modelo de capacidade modificado

Primeiramente o modelo de capacidade foi validado para os testes de prensagem de minério de ferro itabirítico. As previsões da quantidade de material desviado pelas laterais dos rolos chegaram a registrar em torno de 30 a 50% da alimentação original para a prensa industrial, enquanto na prensagem piloto este número não chegou a 10% (Figura 35). Já na prensa de laboratório, em alguns testes o desvio chegou a se aproximar de 25%. A Figura 36 mostra a previsão da capacidade para os quatro testes industriais de prensagem de minério de ferro itabirítico compacto analisados.

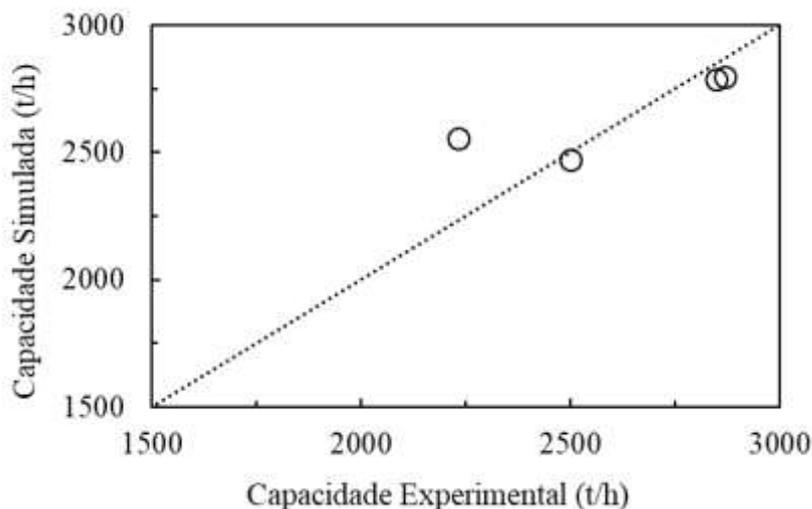


Figura 36. Comparação dos valores experimentais e previstos para a capacidade industrial de prensagem de minério de ferro itabirítico usando o modelo modificado

Já as previsões para as prensagens em escala laboratorial e piloto dos itabiritos são apresentadas na Figura 37 e Figura 38, respectivamente.

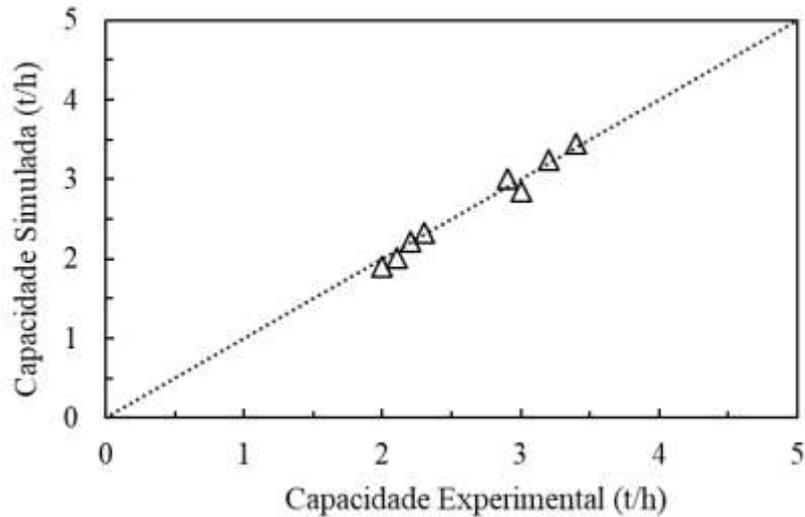


Figura 37. Comparação dos valores experimentais e previstos para a capacidade em escala de laboratório para prensagem de itabirito compacto usando o modelo modificado

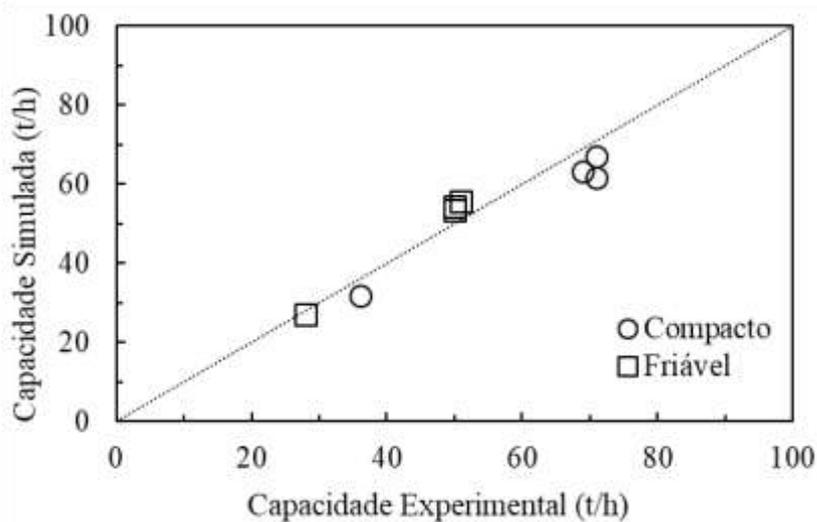


Figura 38. Comparação dos valores experimentais e previstos para a capacidade em escala piloto para prensagem de itabirito compacto e friável

O modelo de capacidade modificado, após as modificações propostas no item 4.1, apresentou uma melhora considerável na previsão desta variável de desempenho dos equipamentos. Pelos parâmetros ajustados para os dois tipos de material, como mostrado na

Tabela 12, foi possível prever a vazão de material que passa pelas laterais dos rolos durante os testes e então melhorar os resultados previstos.

Por outro lado, para as prensagens industriais de *pellet feed* os desvios de material foram no máximo da ordem de 30% (Figura 35). É importante ressaltar que ao simular estes testes foi levado em consideração a alta umidade do material que alimentou a prensa e, conseqüentemente, os efeitos de aceleração do material na zona de compressão. Portanto, a velocidade do material ao passar pela zona de compressão da prensa foi recalculada a partir da Equação 43, mostrada na Seção 4.1. A Tabela 13 compara a velocidade dos rolos e a velocidade do material durante os testes industriais utilizados (antes e após o ajuste dos *cheek plates*).

Tabela 13. Comparação de velocidades para os testes sem ajuste de *cheek plate* da Prensa 6

Ensaio	Velocidade dos Rolos (m/s) $U$	Velocidade do Material (m/s) $U_g$
IPF1	0,58	0,85
IPF 2	0,82	1,19
IPF 3	1,04	1,51
IPF 4	0,61	0,88
IPF 5	0,87	1,26
IPF 6	1,15	1,67
IPF 7	0,87	1,25
IPF 8	1,41	2,04
IPF 9	1,75	2,53

Os resultados apresentados neste trabalho mostram a previsão de testes realizados nas prensagens para a prensa que opera na Usina 6 (Antes e após o ajuste de *cheek plates*) (Figura 39) e alguns testes de prensagem individual realizados na prensa piloto.

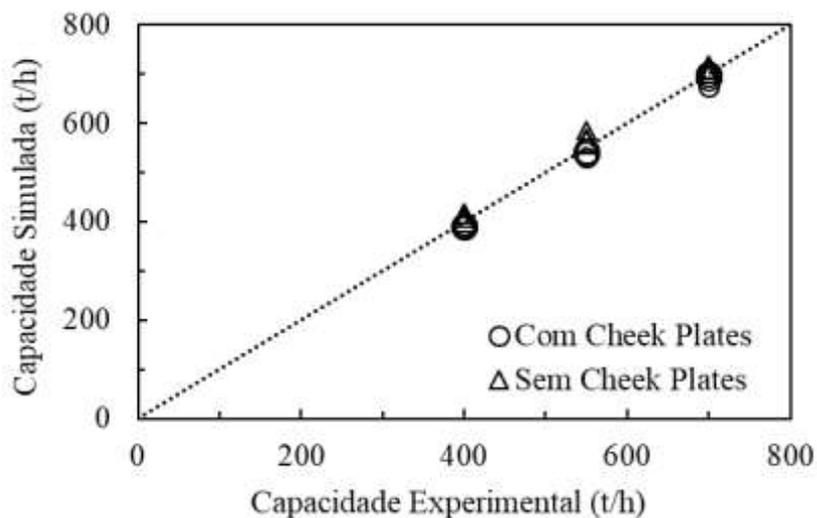


Figura 39. Comparação dos valores de capacidade experimental e previstas para a prensagem industrial (Prensa 6) de *pellet feed* pelo modelo modificado

Assim, também foram previstas as capacidades para seis testes de prensagem realizados na prensa piloto. Estas prensagens tiveram como intuito avaliar o comportamento da prensa de rolos em uma etapa de pré – moagem, sendo, portanto, utilizada uma alimentação com baixo teor de umidade (< 3%). Desta maneira, não houve aceleração do material na zona de compressão do equipamento, embora seu desvio pela lateral dos rolos tenha sido registrado com valor máximo de 17%. A Figura 40 mostra a comparação de capacidade experimental e prevista para a prensagem de *pellet feed* em escala piloto.

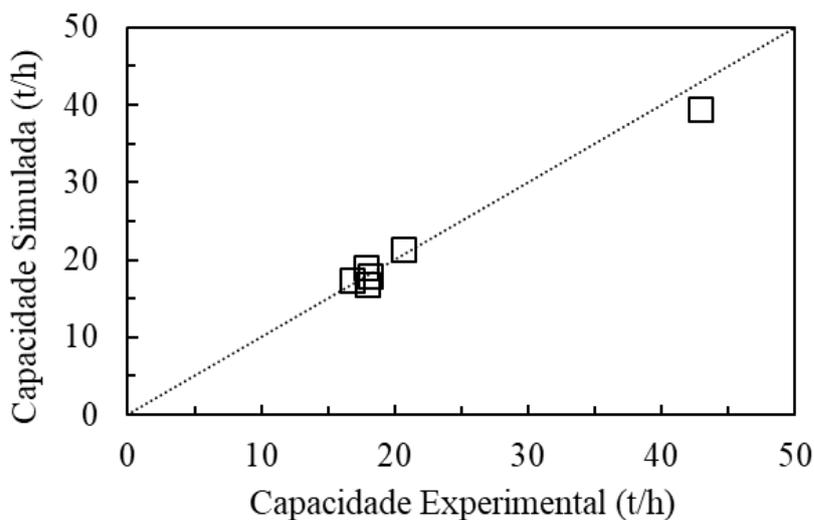


Figura 40. Comparação dos valores de capacidade experimental e previstas para a prensagem de *pellet feed* em escala piloto

### 4.3 Modificação do modelo de potência demandada

Como apresentado na Equação 18, Equação 19 e na Equação 20, Torres & Casali (2009) utilizaram uma abordagem para o cálculo da potência consumida que se baseia na força de compressão aplicada, na velocidade dos rolos e no ângulo de captura. Assim como na previsão da capacidade, trabalhos realizados na previsão da potência demandada em prensagens industriais de minério de ferro itabirítico e *pellet feed* mostraram que o modelo utilizado subestimava significativamente a previsão da potência demandada pela prensa de rolos (CAMPOS et al., 2016; CAMPOS et al., 2017). A Figura 41 apresenta a previsão inicial do modelo de Torres & Casali (2009) para tal variável de desempenho nos casos de prensagem citados.

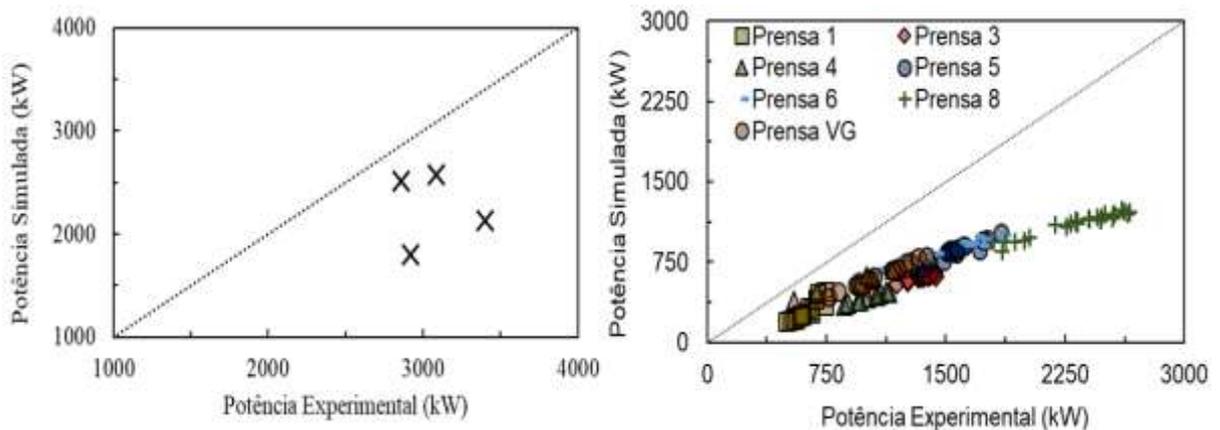


Figura 41. Comparação de valores experimentais e calculados para a potência demandada na prensagem de Minério de Ferro Itabirítico (a) e *Pellet Feed* (b) utilizando o modelo abordado originalmente por Torres & Casali (2009)

Entretanto, sabe-se que a umidade, a distribuição granulométrica da alimentação, as dimensões do silo de alimentação e até mesmo algumas propriedades reológicas do minério, podem influenciar diretamente o ângulo de captura, embora não sejam equacionados em nenhum dos modelos disponíveis na literatura e discutidos na seção 2.6. Portanto, o presente trabalho propõe a introdução de um parâmetro de ajuste para diferentes minérios a fim de corrigir a previsão do ângulo de captura e, assim, permitir que a potência demandada na prensagem seja melhor prevista. Como explicado na seção 2.4.5, o ângulo de captura geralmente situa-se no intervalo de 7 a 14° (DANIEL, 2002; KELLERWESSEL, 1996), o que

contribuiu para determinar um limite para o parâmetro utilizado para os diferentes minérios ensaiados.

Para determinação do fator de correção do ângulo de captura, foram utilizados diferentes resultados medidos de potência consumida para realizar o retrocálculo do ângulo a partir da Equação 20. A nova expressão obtida a partir do rearranjo da Equação 20 é dada por:

$$\alpha_{ipr} = \sin^{-1} \left( \frac{P_{Exp}}{2UF} \right) 2 \quad \text{Equação 45}$$

na qual  $\alpha_{ipr}$  é o ângulo de captura calculado,  $P_{Exp}$  a potência experimental,  $F$  a força de compressão e  $U$  a velocidade linear dos rolos. O fator de correção é obtido a partir da razão entre o ângulo de captura recalculado e o ângulo de captura obtido pela Equação 19. A expressão utilizada para o seu cálculo é dada pela Equação 46:

$$C = \frac{\alpha_{ipr}}{\alpha_{ip}} \quad \text{Equação 46}$$

A nova expressão para o cálculo da potência é apresentada na Equação 47, sendo o fator  $C$  multiplicado pelo ângulo de captura ( $\alpha_{ip}$ ) da Equação 20:

$$P = 2F \sin \left( \frac{C \alpha_{ip}}{2} \right) U \quad \text{Equação 47}$$

Graças à sensibilidade às mudanças nas dimensões das prensas, esse fator de correção apresentou uma pequena variação para o mesmo material quando utilizado na previsão da prensagem em diferentes escalas de operação. A Tabela 14 resume os resultados para os fatores de correção de algumas prensas utilizadas nos testes.

Tabela 14. Fatores de correção para as diferentes prensas de rolos

Equipamentos	Fator de Correção
Prensa Piloto – Itabirito Compacto	1,7
Prensa Piloto – Itabirito Friável	1,0
Prensa de Laboratório – Minério de Ferro Itabirítico	2,0
Prensa Industrial – Minério de Ferro Itabirítico	1,4
Prensa Piloto – <i>Pellet Feed</i>	2,8
Prensa 6 – <i>Pellet Feed</i>	2,0
Prensa 8 - <i>Pellet Feed</i>	2,0
Prensa VG - <i>Pellet Feed</i>	1,9

A análise dos resultados permite aferir que prensagens de *pellet feed* demandaram, em geral, os maiores fatores de correção quando comparadas com os valores demandados para a prensagem do minério de ferro itabirítico.

#### 4.4 Validação do modelo modificado de potência demandada

Como apresentado na seção 4.3, o modelo de cálculo da potência em operação demandou a introdução de um parâmetro de correção do ângulo de captura das prensagens. De fato, em uma mesma escala e para um mesmo material, não houve uma diferença significativa entre o parâmetro de correção, o que mostra a validade desse modelo, ainda que empírico.

Assim, para a prensagem de minério de ferro itabirítico foram validados os testes industriais apresentados na Tabela 6. A Figura 42 compara os valores experimentais e previstos para a potência durante a prensagem industrial de minério de ferro itabirítico, mostrando boa aderência entre os mesmos. Por outro lado, também foram previstas as potências para as prensagens piloto e laboratoriais de itabirito compacto e friável, como apresentado na Figura 43.

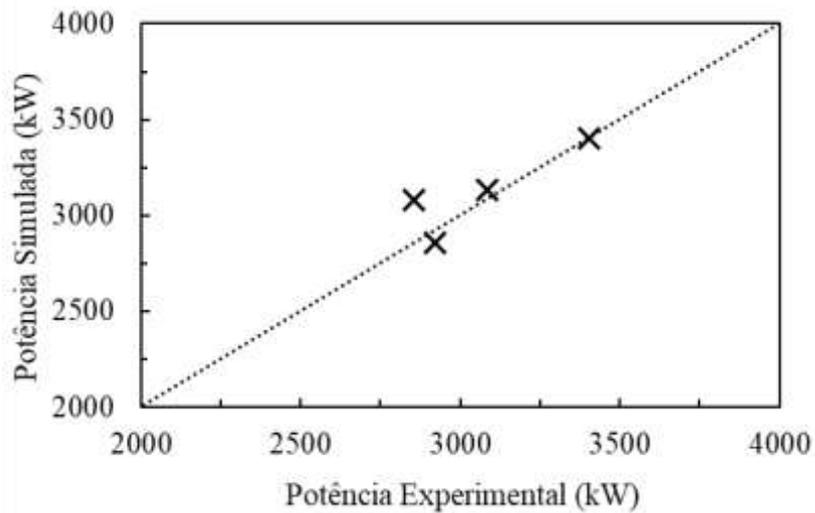


Figura 42. Comparação dos valores experimentais e simulados para potência consumida nas prensagens industriais de minério de ferro itabirítico

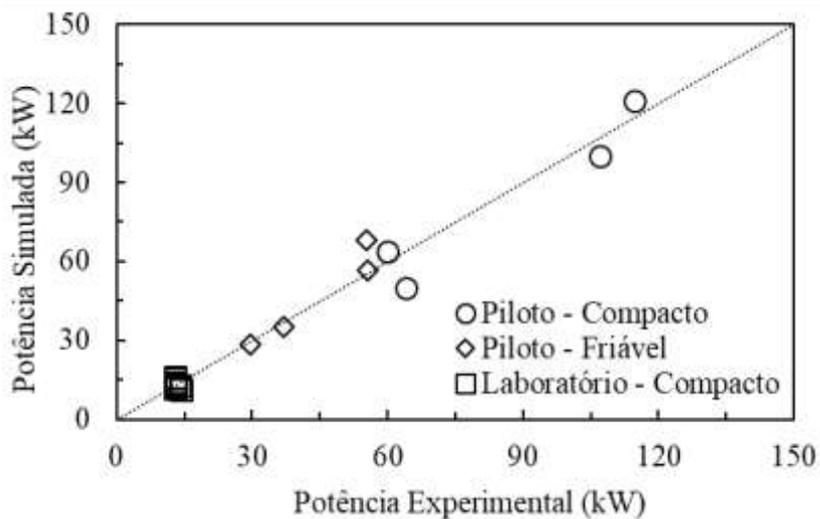


Figura 43. Comparação dos valores experimentais e simulados para potência consumida em escala piloto (círculo e losango) e de laboratório (quadrado) de itabirito compacto e friável

As previsões para a prensagem em escala de laboratório se mostraram relativamente dispersas em relação à potência medida experimentalmente. Alguns destes testes foram realizados com o sistema hidráulico da prensa operando com uma pressão de nitrogênio relativamente baixa em relação à pressão inicial de óleo. Na seção 2.3.1 foi apresentado uma relação ideal de operação onde há a pressão de nitrogênio deve ser de, aproximadamente, 75% da pressão de óleo para que se alcance uma performance mais eficiente na operação. Portanto,

a limitação encontrada na previsão do modelo nestes casos pode ser explicada por estas condições adversas.

Novamente para as prensagens de pellet feed, o modelo de potência foi validado com os resultados apresentados nas prensagens da Usina 6. De fato, o fator de correção nestes casos se mostrou bem próximo àquele das demais prensagens industriais (Usina 8 e Usina de Vargem Grande). A Figura 44 apresenta a previsão da potência comparada com os valores medidos experimentalmente em cada um dos testes de prensagem na Prensa 6.

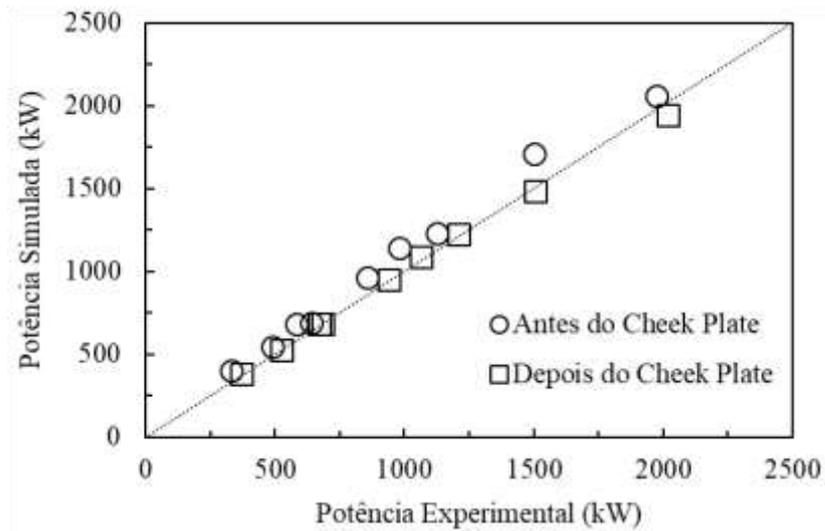


Figura 44. Comparação dos valores experimentais e simulados para potência consumida nas prensagens industriais de *pellet feed* na Prensa 6

Finalmente, para a prensa de rolos piloto, nos testes de prensagem de *pellet feed*, as correções propostas também foram validadas. A Figura 45 apresenta a comparação das potências experimentais e calculadas.

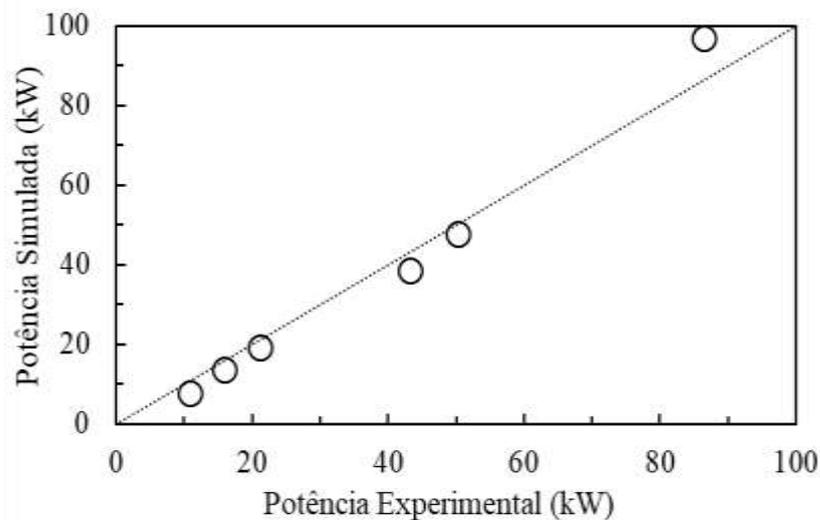


Figura 45. Comparação de potência experimental e calculada para a prensagem piloto de *pellet feed*

Os resultados das previsões mostraram boa aderência, tanto para os resultados de prensagem industrial quanto para as prensagens piloto. Em geral, o erro médio na previsão dos testes foi inferior a 8%, sendo relativamente mais alto em alguns casos de prensagem piloto e tendo valores mais baixos nos testes industriais.

#### 4.5 Modificação do modelo de distribuição granulométrica do produto

Assim como nos modelos de capacidade e potência consumida, o modelo de distribuição granulométrica do produto também mostrou desafios na previsão da distribuição granulométrica do produto de prensagem em algumas ocasiões (CAMPOS et al. 2016). Uma premissa do modelo de Torres e Casali e comum na aplicação do modelo do balanço populacional é presumir que a função quebra pode ser descrita de uma forma normalizável e independente do tamanho de partícula da alimentação. De fato, para alguns minérios de ferro, há uma redução da quebra de partículas ultrafinas que não é descrito adequadamente pela função quebra mostrada na seção 2.6.3 (AUSTIN & LUCKIE, 1972), tendo já sido identificado no caso de minérios de ferro brasileiros (FARIA, 2015). Portanto, para os cálculos do modelo de quebra, foi adotada a equação da função quebra não-normalizável proposta por King (KING, 2001) e expressa por:

$$B(x, y) = K \left( \frac{x}{y_0} \right)^{n_3} \left( \frac{x}{y} \right)^{n_1} + (1 - K) \left( \frac{x}{y} \right)^{n_2} \quad \text{Equação 48}$$

na qual,  $x$  é o tamanho de partícula dos fragmentos gerados pela quebra das partículas de tamanho  $y$  e  $K$ ,  $y_0$ ,  $n_1$ ,  $n_2$  e  $n_3$  são parâmetros de ajuste.

Contudo, como relatado na seção 2.6.3 e também afirmado por diversos autores (FUERSTENAU et al., 1991; AUSTIN et al., 1994; LIU & SCHÖNERT, 1996; MÜTZE, 2013), há uma série de efeitos de saturação de quebra não equacionados pelos modelos de quebra propostos nos modelos atualmente utilizados. Como defendido por Mütze (2007), velocidades muito altas prejudicam a eficiência do equipamento durante a prensagem do material. A Figura 46 mostra uma comparação de área superficial específica experimental e prevista pelo modelo para prensagens em escala industrial de *pellet feed*.

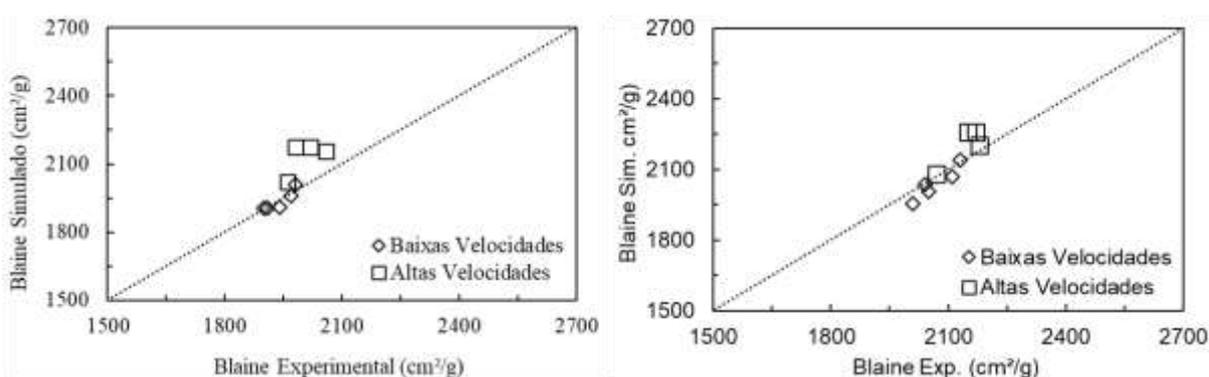


Figura 46. Comparação dos valores de área superficial específica calculada e experimental para as prensagens de *pellet feed* industrial com os *cheek plates* não ajustados (a) e com os *cheek plates* ajustados (b) operando em altas e baixas velocidades dos rolos

Em operações de prensagem de *pellet feed* um índice de eficiência é determinado a partir da razão entre o ganho de área superficial específica ( $\text{cm}^2/\text{g}$ ) e o consumo de energia específica ( $\text{kWh}/\text{t}$ ) durante a prensagem. A Figura 47 mostra a comparação do índice de eficiência com o aumento da velocidade para os testes de prensagem industrial de *pellet feed* com os *cheek plates* ajustados (Tabela 11). Os valores de velocidade variaram na faixa de 0,57 m/s à 1,75 m/s, de acordo com as condições apresentadas na Tabela 11.

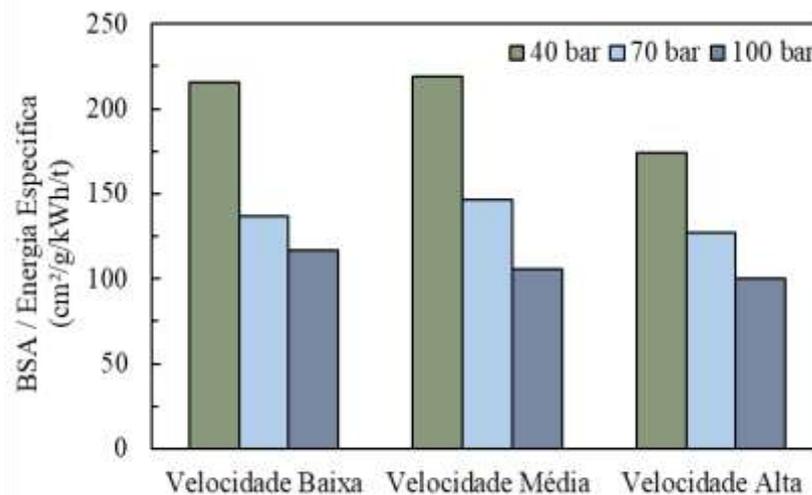


Figura 47. Variação do índice de eficiência com a velocidade dos rolos para a prensagem industrial de *pellet feed* com os *cheekplates* ajustados

De fato, é evidente que com o aumento da velocidade dos rolos, há uma redução significativa do ganho de área superficial em operação, o que reforça a necessidade de incorporar um efeito de ineficiência de prensagem no modelo de Torres & Casali.

Os resultados apresentados mostram que para altas velocidades o modelo superestima a quebra de partículas e conseqüentemente aumento de área superficial previsto na operação. De fato, o modelo de distribuição granulométrica considera que a potência consumida durante a prensagem é plenamente convertida em energia disponível para a quebra no leito de partículas, embora isto não aconteça experimentalmente.

Assim, se mostrou necessário incorporar ao modelo um efeito de ineficiência durante a prensagem que opera com alta velocidade dos rolos. Dentre os conjuntos de dados avaliados, observou-se que houve o aparecimento dessa ineficiência em altas velocidades para as prensagens de *pellet feed* em escala industrial, com apresentado na Figura 46.

Portanto, determinou-se uma potência efetiva necessária para que o modelo de quebra proposto por Torres & Casali (2009) fosse capaz de prever com exatidão a distribuição granulométrica do produto dos testes de alta velocidade. O procedimento adotado consistiu em reduzir a velocidade utilizada para o cálculo da potência na Equação 47 e, assim, garantir que houvesse uma nova potência utilizada na quebra que fosse suficiente para ajustar a previsão da granulometria do produto aos valores experimentais. A Tabela 15 apresenta os valores de velocidades e potências para os testes de prensagem industrial de *pellet feed* antes do ajuste dos *cheek plates*.

Tabela 15. Potência Calculada e Potência Efetiva para os testes industriais de prensagem de *pellet feed*

	Velocidade dos Rolos (m/s)	Potência Calculada (kW)	Velocidade Efetiva (m/s)	Potência Efetiva. (kW)
IPF 1	0,58	402	0,58	402
IPF 2	0,82	549	0,82	549
IPF 3	1,04	693	1,04	693
IPF 4	0,61	689	0,61	689
IPF 5	0,87	969	0,87	969
IPF 6	1,15	1238	1,15	1238
IPF 7	0,87	1151	0,82	1093
IPF 8	1,41	1726	1,13	1381
IPF 9	1,75	2076	1,26	1980

Atrelando estes resultados àqueles também previstos para a prensagem industrial de *pellet feed* com os *cheek plates* ajustados e para as prensagens em escala piloto, foi possível a proposição de uma função que correlaciona um fator de correção para a potência efetiva das prensagens com a velocidade dos rolos. O fator é definido pela Equação 49:

$$F_{Pot} = \frac{\text{Potência efetiva}}{\text{Potência dos rolos}} \quad \text{Equação 49}$$

na qual  $F_{Pot}$  é o fator de correção da potência aplicada à quebra de partículas e Potência dos Rolos a potência total consumida durante a prensagem. A Figura 48 apresenta a relação entre o  $F_{Pot}$  com a velocidade dos rolos em cada teste. Para equalizar os resultados, optou-se por trabalhar com a percentagem da velocidade máxima que se trabalha em operação em cada uma das prensas. Para as prensagens industriais, a velocidade máxima dos rolos da prensa 6 é de 1,9 m/s, enquanto que para a prensa piloto é de 0,89 m/s.

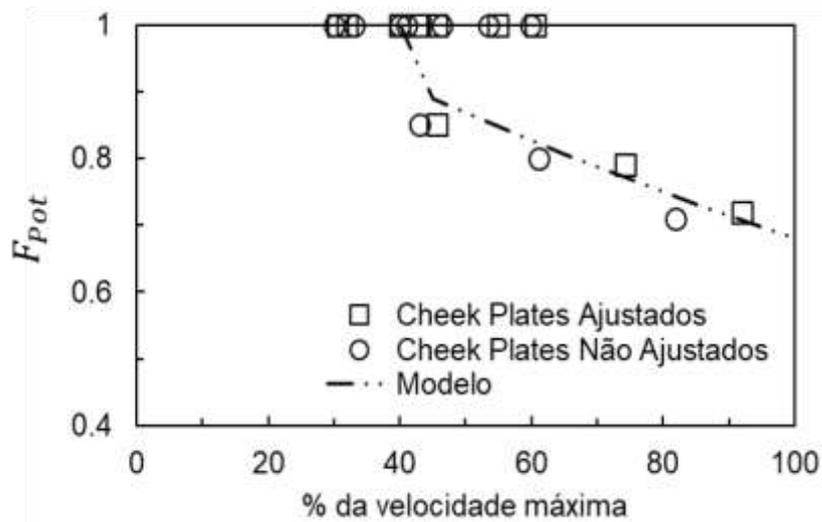


Figura 48. Relação entre o fator de potência e a percentagem da velocidade máxima de operação das prensas para os testes de prensagem de *pellet feed* industrial

A Equação 50 apresenta uma relação entre o  $F_{Pot}$  e a % da velocidade máxima. De fato, para velocidades dos rolos abaixo de 50% da velocidade máxima, não houve ineficiência nos testes de prensagem e, portanto, não houve correção da potência efetiva aplicada na cominuição. Acima de 50% da velocidade crítica, a relação teve um comportamento exponencial.

$$\begin{aligned}
 F_{Pot} &= 1 & V' < 50 \% \\
 F_{Pot} &= we^{(hV')} & V' \geq 50 \%
 \end{aligned}
 \tag{Equação 50}$$

na qual  $w$  e  $h$  são parâmetros e  $V'$  é a percentagem da velocidade máxima. A Tabela 16. Parâmetros do modelo de potência efetiva aplicada na quebra apresenta o valor para os parâmetros ajustados da Equação 50.

Tabela 16. Parâmetros do modelo de potência efetiva aplicada na quebra

Parâmetros	$w$	$h$
Valores	1,11	-0,0049

#### 4.6 Validação do modelo modificado de distribuição granulométrica do produto

O modelo modificado de distribuição granulométrica foi validado para diferentes conjuntos de dados. Primeiramente, levou-se em consideração os testes de prensagem de *pellet feed* nas escalas piloto e industrial, visto que com eles foi possível absorver as duas modificações propostas na Seção 4.5. Como parte final do trabalho, os testes de prensagem de minério de ferro itabirítico compacto e friável foram utilizados para complementar a validação proposta.

Entretanto, para realizar a validação e simulações dos testes de prensagem, foi necessário ajustar um conjunto de parâmetros ótimos para cada um dos conjuntos de dados utilizados. Assim como apresentado na Seção 3.5, foi ajustado um total de oito parâmetros, sendo três para a função seleção (HEBRST & FUERSTENAU, 1980) e cinco para a função quebra não-normalizável (KING, 2001) a partir de um teste de referência (Caso Base).

##### 4.6.1 Ajuste de parâmetros e validação na prensagem piloto de *Pellet Feed*

Para as prensagens de *pellet feed* em escala piloto foi utilizado o teste PPF4 como caso base para ajuste dos parâmetros. A Figura 49 apresenta o ajuste realizado para o caso base a partir da previsão da área superficial específica e do passante em 0,045 mm ao longo do eixo longitudinal do rolo.

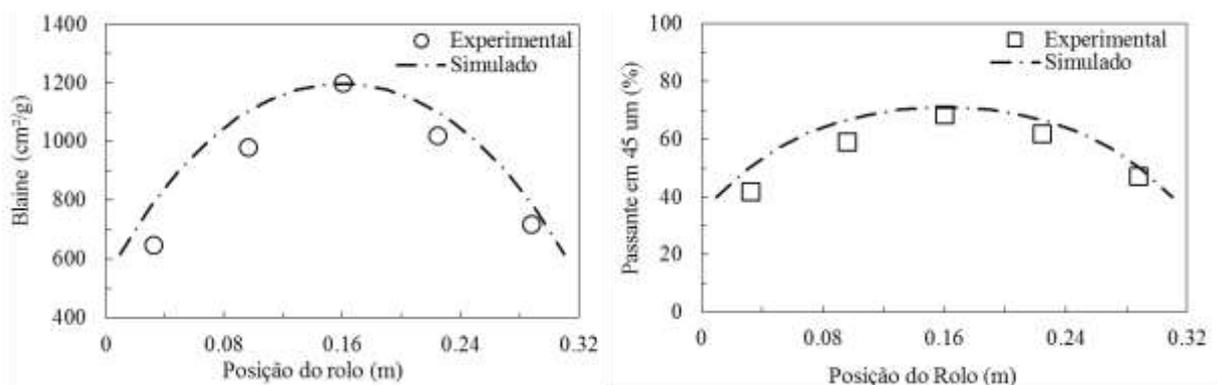


Figura 49. Comparação dos valores experimentais e simulados para a área superficial específica e passante em 0,045 mm para o teste PPF4 utilizado no ajuste dos parâmetros ótimos da prensagem piloto de *pellet feed*

De fato, foi obtida boa aderência dos valores ajustados aos valores experimentais. Portanto, a Figura 50 apresenta as funções quebra e seleção para o material utilizado. De maneira complementar, a Tabela 17 apresenta os parâmetros das funções ajustadas.

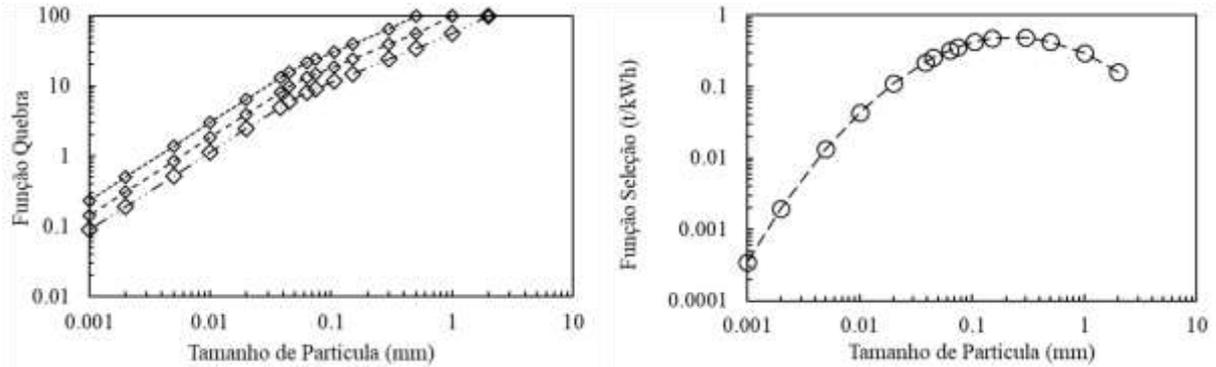


Figura 50. Função Quebra e Função Seleção para o *pellet feed* processado nos testes de prensagem em escala piloto

Tabela 17. Parâmetros ótimos para a prensagem de *pellet feed* em escala piloto

Parâmetros	$n_1$	$n_2$	$K$	$y_0$	$n_3$	$\xi_1$	$\xi_2$	$s(1)$
Valores	0,696	4,907	0,900	0,052	0,410	-1,048	-0,244	0,160

Portanto, utilizando os parâmetros ótimos ajustados, o modelo foi testado quanto à sua previsão da quebra nos testes de prensagem de *pellet feed* na escala piloto. As simulações foram realizadas para os seis testes (Tabela 7) e os resultados de área superficial específica são mostrados na Figura 51.

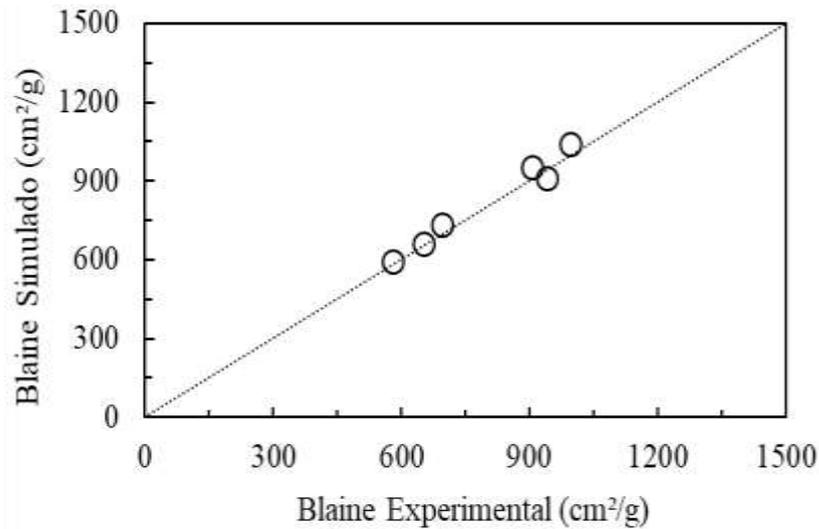


Figura 51. Comparação entre os valores experimentais e simulados para a área superficial específica das prensagens de *pellet feed* em escala piloto

A análise dos resultados mostrou que o modelo se comportou de maneira adequada para previsão da área superficial específica em todos os testes. É importante ressaltar que houve uma ampla faixa operacional abordada pelos testes piloto e o modelo se mostrou sensível e aderente à previsão da distribuição granulométrica do produto.

A fim de avaliar a previsão do modelo quanto ao produto gerado ao longo do eixo longitudinal do rolo, a Figura 52 apresenta a comparação entre os valores experimentais e simulados para o produto do centro e da borda no teste PPF3. Para definir os diferentes produtos, utilizou-se a caixa apresentada na Figura 28. Portanto, das cinco subdivisões, a central foi relacionada ao produto formado no centro enquanto as demais nomeadas como produtos da borda direita e borda esquerda.

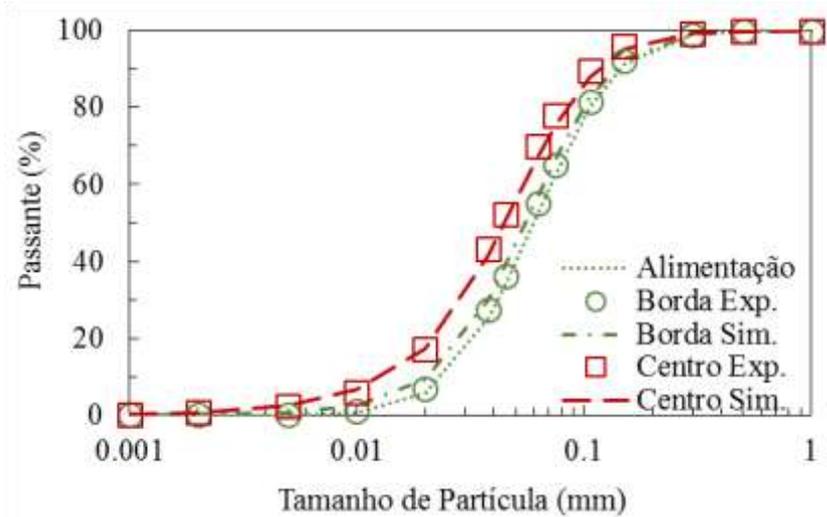


Figura 52. Comparação de valores experimentais e simulados para as distribuições granulométricas do centro e da borda para o teste PPF3

Os resultados apresentados na Figura 52 mostram que o modelo conseguiu prever de maneira aceitável os produtos gerados ao longo do eixo longitudinal do rolo, tendo uma boa aderência dos valores simulados tanto para o produto do centro quanto para o produto da borda.

#### 4.6.2 Ajuste de parâmetros e validação na prensagem industrial de *Pellet Feed*

Assim como nos testes de prensagem piloto, aqui também se definiu um teste como referência para ajustar os parâmetros ótimos do modelo. O caso base é apresentado na Tabela 10 e corresponde ao teste IPF5, sendo um teste com condições de velocidade dos rolos e pressão e abertura operacionais próximos à média dos nove testes realizados. Portanto, a Figura 53 apresenta o ajuste para o teste IPF5.

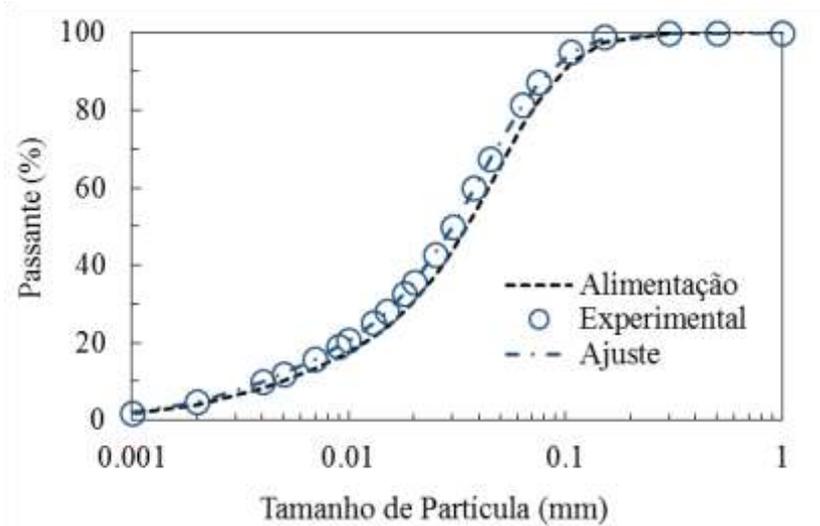


Figura 53. Curva de distribuição granulométrica ajustada para o teste de prensagem industrial de pellet feed IPF5 (Caso Base)

Assim como nos testes em escala piloto, houve um bom ajuste da curva de distribuição granulométrica do produto em relação às medidas experimentais ao longo de toda a curva. De fato, é fundamental que o modelo seja aderente à previsão da quebra em toda a extensão da distribuição, visto que isto é imprescindível para determinação da área superficial específica do mesmo. A partir do ajuste realizado, foi possível estimar os parâmetros da função quebra e seleção, as quais são apresentadas de forma gráfica na Figura 54.

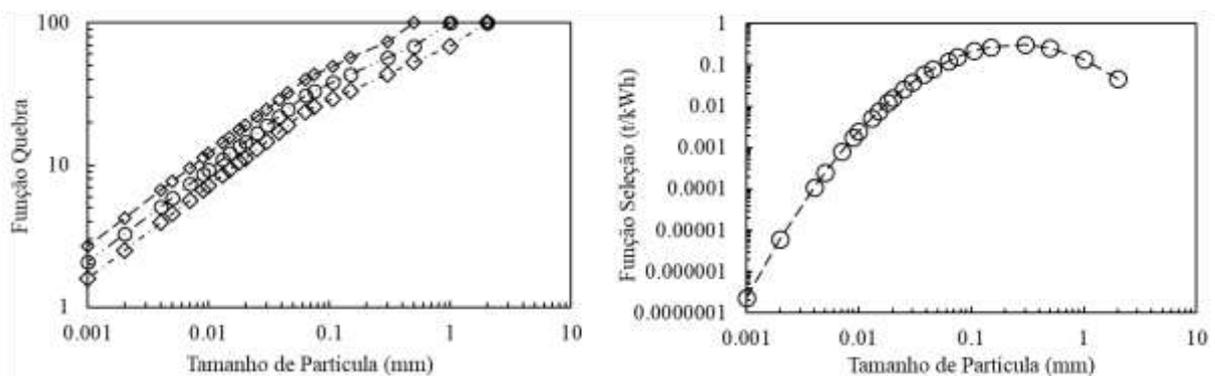


Figura 54. Função Quebra e Função Seleção ajustadas para a prensagem industrial de *pellet feed* a partir do Caso Base IPF5

Mais uma vez é importante ressaltar que houve um bom ajuste das funções e também uma coerência quanto à proposição inicial de se usar a função quebra não-normalizável a fim

de controlar a quebra das partículas finas. Os parâmetros obtidos são apresentados na Tabela 18.

Tabela 18. Parâmetros ótimos para a prensagem de *pellet feed* em escala industrial

Parâmetros	$n_1$	$n_2$	$K$	$y_0$	$n_3$	$\xi_1$	$\xi_2$	$s(1)$
Valores	0,380	8,693	0,896	0,067	0,270	-1,876	-0,458	0,045

A partir dos parâmetros ajustados foram realizadas as demais simulações para todos os testes de prensagem de *pellet feed* em escala industrial. A Figura 55 mostra os resultados da previsão de área superficial para os testes sem o ajuste dos *cheek plates*.

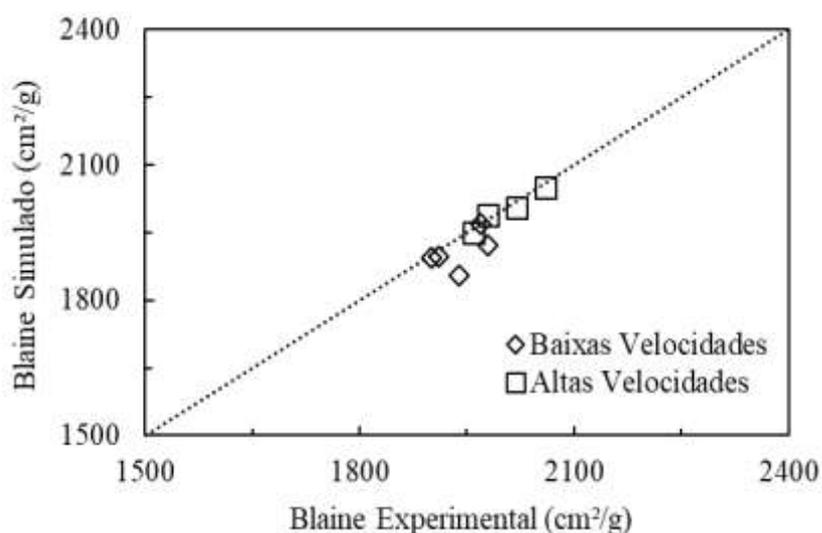


Figura 55. Comparação dos valores experimentais e simulados para área superficial dos produtos de prensagem industrial de *pellet feed* sem ajuste de *cheek plates*

É possível verificar que o modelo se mostrou aderente aos resultados apresentados e conseguiu de maneira aceitável prever a área superficial do produto. Além disso, foi possível, mais uma vez, observar que o modelo proposto para ineficiência da potência surtiu efeito para melhorar as previsões feitas. A Figura 56 apresenta as previsões para os testes com os *cheek plates* da prensa ajustados.



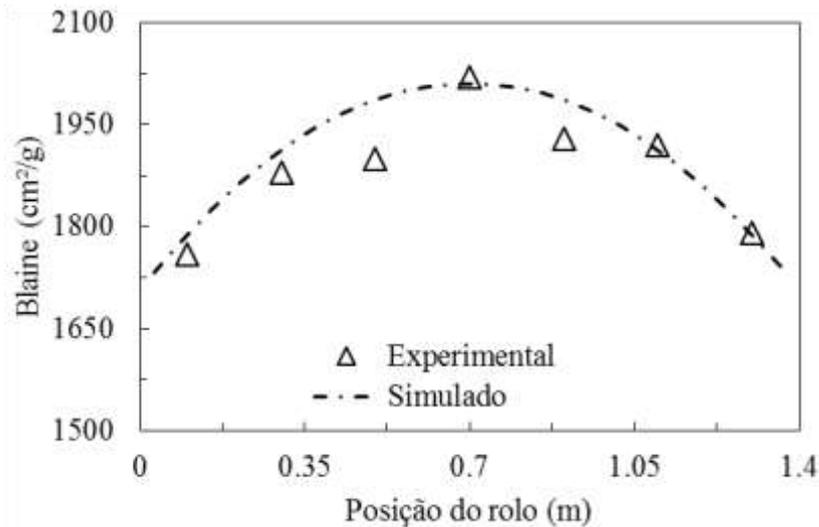


Figura 57. Comparação de valores experimentais e simulados para os produtos gerados ao longo do eixo longitudinal do rolo para o teste IPF3

#### 4.6.3 Ajuste de parâmetros e validação na prensagem laboratorial de itabirito compacto

Para os testes em escala de laboratório foi utilizado minério de ferro itabirítico compacto. Dentre os testes experimentais realizados, o teste LC1 conforme apresentado na Tabela 3, foi utilizado como caso base para ajustar os parâmetros ótimos do modelo de quebra utilizado. A Figura 58 apresenta as funções quebra e seleções ajustadas para o minério de ferro itabirítico compacto.

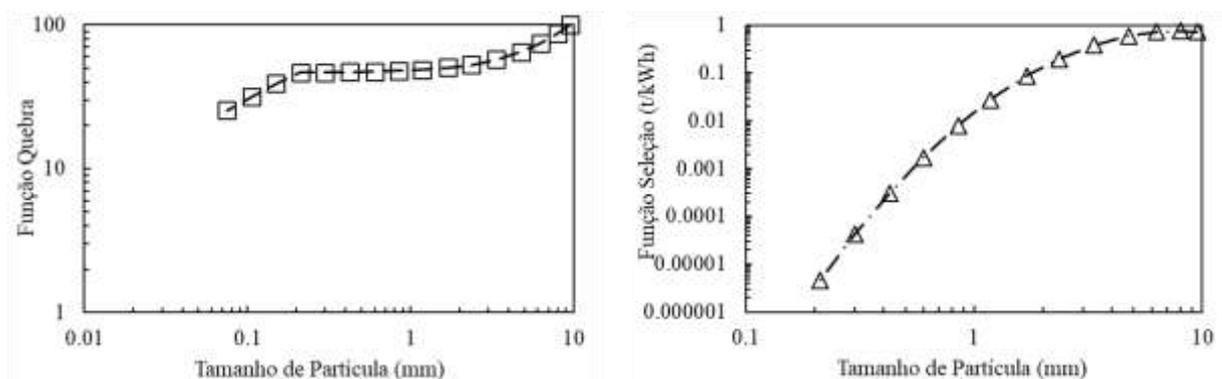


Figura 58. Função Quebra e Função Seleção ajustadas para a prensagem de itabirito compacto em escala de laboratório

Complementar à Figura 58, a Figura 59 apresenta o ajuste do teste LC1 com os valores experimentais para a distribuição granulométrica do produto. Portanto, foi possível obter um bom ajuste dos parâmetros para a prensagem de minério de ferro itabirítico compacto. A partir de tais parâmetros, listados na Tabela 19, foram feitas as demais simulações para os oito testes experimentais realizados em laboratório.

A Figura 60 mostra o resultado para a previsão da distribuição granulométrica do produto no teste LC3. Nesta simulação os resultados previstos superestimaram levemente os resultados obtidos experimentalmente para a distribuição granulométrica. Isto se deve ao fato dos testes experimentais terem sido realizados com o sistema hidráulico da prensa operando com uma pressão de nitrogênio relativamente baixa em relação a pressão inicial de óleo (pressão de nitrogênio menor que 75% da pressão de óleo). Fato este que, como relatado na seção 2.3.1, pode gerar certa ineficiência na quebra promovida pelo equipamento. Portanto, como o modelo não é sensível a este tipo de variação de parâmetros operacionais, houve uma superestimação da quebra no teste LC3.

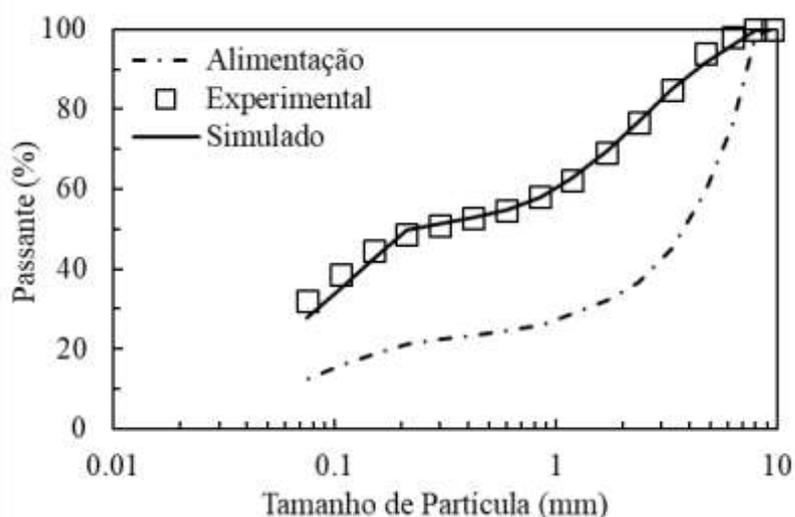


Figura 59. Curva de distribuição granulométrica ajustada para o teste de prensagem laboratorial em minério de ferro itabirítico compacto LC1

Tabela 19. Parâmetros ótimos para a prensagem de itabirito compacto em laboratório

Parâmetros	$n_1$	$n_2$	$K$	$y_0$	$n_3$	$\xi_1$	$\xi_2$	$s(1)$
Valores	0,002	1,55	0,468	0,200	0,615	-0,343	-0,917	0.723

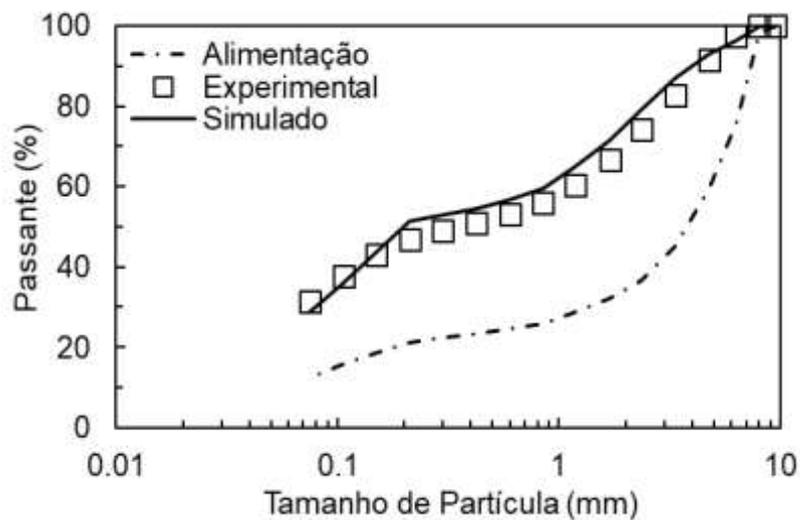


Figura 60. Comparação dos valores experimentais e simulados de distribuição granulométrica do produto para o teste LC3

#### 4.6.4 Ajuste de parâmetros e validação das prensagens piloto de itabirito compacto

Assim como os testes realizados em escala de laboratório, os testes em escala piloto também foram realizados com o minério de ferro itabirítico compacto. Portanto, as simulações realizadas com estes testes foram feitas com base nos parâmetros ajustados para o teste PC1, cujos valores estão apresentados na Tabela 20.

Tabela 20. Parâmetros ótimos para a prensagem de itabirito compacto piloto

Parâmetros	$n_1$	$n_2$	$K$	$y_0$	$n_3$	$\xi_1$	$\xi_2$	$s(1)$
Valores	0,094	5,7278	0,312	0,107	0,388	-0,9495	-0,5096	1,2158

Os parâmetros apresentados na Tabela 20 representam os parâmetros das funções quebra e seleção expostas abaixo (Figura 61).

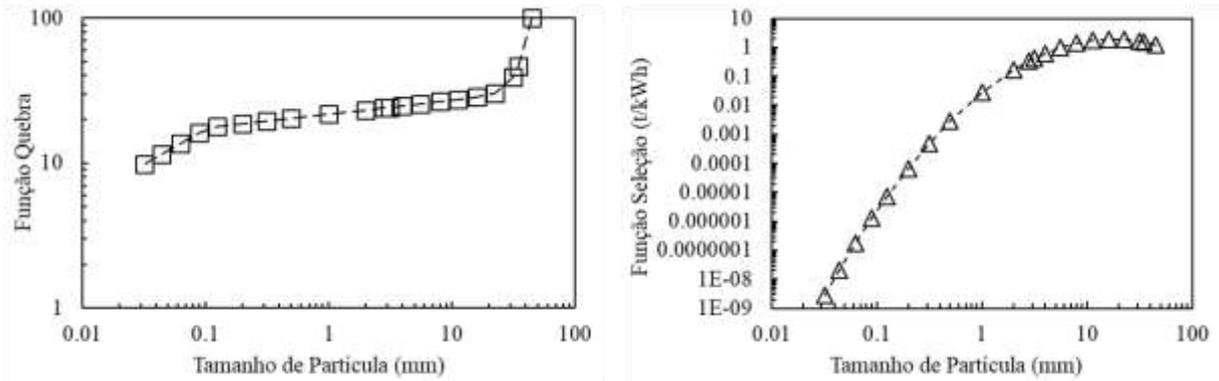


Figura 61. Função Quebra e Função Seleção ajustadas para a prensagem de itabirito compacto em escala de piloto

Já a Figura 62 apresenta o ajuste para o teste LC1, utilizado com caso base para os testes de prensagem de itabirito compacto.

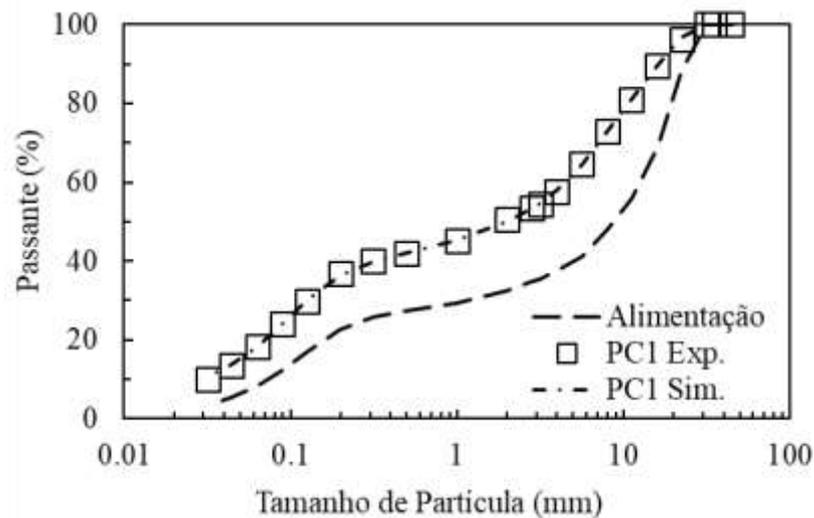


Figura 62. Curva de distribuição granulométrica ajustada para o teste de prensagem piloto de minério de ferro itabirítico compacto

A partir dos ajustes feitos, foram simulados os testes para prensagem apresentados na Figura 63, sendo os testes PC2 e PC3, nos quais as condições de pressão operacional variaram enquanto a velocidade dos rolos se manteve constante.

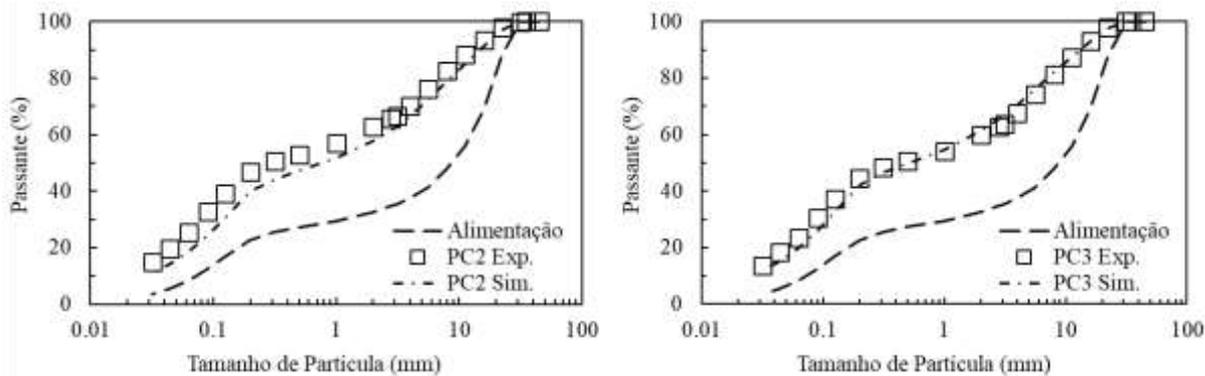


Figura 63. Comparação dos valores simulados e experimentais para a distribuição granulométrica do produto dos testes de prensagem piloto PC2 (60 bar) e PC3 (80 bar)

Os resultados apresentados mostram que o modelo conseguiu prever de maneira aceitável os diferentes produtos obtidos em condições de pressão diferentes. Houve uma boa aderência dos resultados simulados em relação aos resultados medidos experimentalmente.

Por outro lado, foi simulado um teste de prensagem onde houve variação da velocidade dos rolos, mantendo a pressão operacional em 40 bar (Tabela 4). A Figura 64 apresenta os resultados dessa simulação e sua comparação aos resultados experimentais.

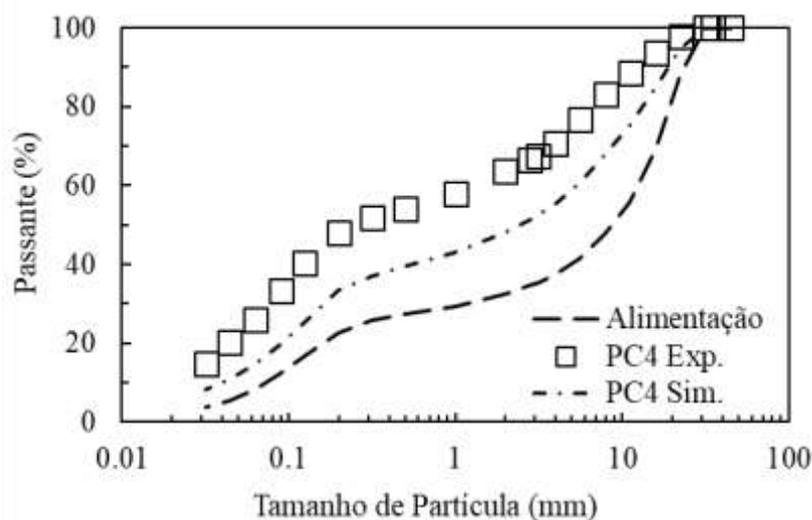


Figura 64. Comparação dos valores simulados e experimentais para a distribuição granulométrica do produto do teste de prensagem piloto PC4 (0,4 m/s)

Apesar do aparecimento de um maior desvio no teste onde houve redução da velocidade dos rolos, a aderência do modelo foi relativamente boa ao longo dos testes apresentados. De

fato, acredita-se que houve um erro de amostragem durante as análises experimentais dos testes apresentados na Tabela 4, visto que, apesar de ser o teste com menor energia específica aplicada na prensagem, foi o que obteve a distribuição granulométrica do produto mais fina.

#### 4.6.5 Ajuste de parâmetros e validação da prensagem industrial de itabiritos

Para as prensagens industriais, foram utilizadas diferentes blendagens de minério de ferro itabirítico. Portanto, foi necessário novamente encontrar os parâmetros ótimos para este conjunto de testes. O teste utilizado como caso base foi o IC1 (Tabela 6) e o ajuste para este teste é apresentado na Figura 65.

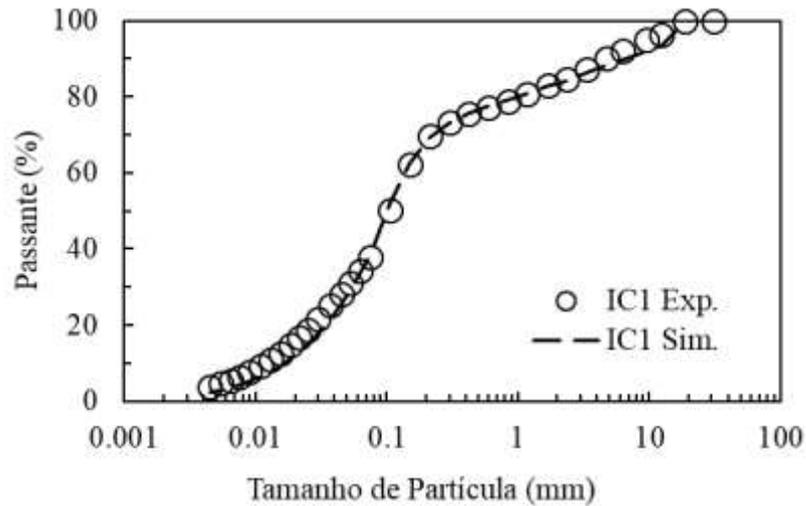


Figura 65. Curva de distribuição granulométrica ajustada para o teste de prensagem industrial em minério de ferro itabirítico IC1

O ajuste feito se mostrou aderente e próximo aos valores experimentais medidos. Os parâmetros da função quebra e seleção são apresentados na Tabela 21.

Tabela 21. Parâmetros ótimos para a prensagem industrial de minério de ferro itabirítico

Parâmetros	$n_1$	$n_2$	$K$	$y_0$	$n_3$	$\xi_1$	$\xi_2$	$s(1)$
Valores	0.761	18.646	0.863	0.107	0.5	-0.844	-0.140	0.126

Para simular os demais testes industriais (Tabela 6) foram utilizados os parâmetros ótimos obtidos no ajuste. A curva da função quebra e função seleção para este material são apresentadas na Figura 66.

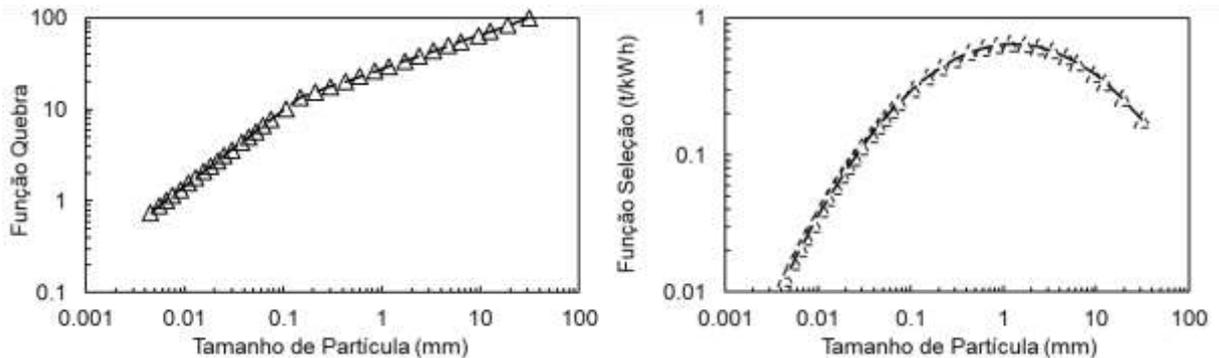


Figura 66. Função Quebra e Função Seleção ajustadas para a prensagem industrial de minério de ferro itabirítico

Portanto, foram realizadas as simulações para os testes de prensagem de itabirito compacto em escala industrial (Tabela 6). Neste caso, foram utilizados dois conjuntos de testes com pressões, aberturas operacionais e velocidade dos rolos próximas umas das outras. O primeiro conjunto de testes apresentou o teste IC1 (Caso Base) e o teste IC2, os quais tinha as condições operacionais relativamente próximas. A Figura 67 apresenta a simulação para os testes IC2 (Tabela 6), comparando os resultados experimentais e previsto para a distribuição granulométrica do produto.

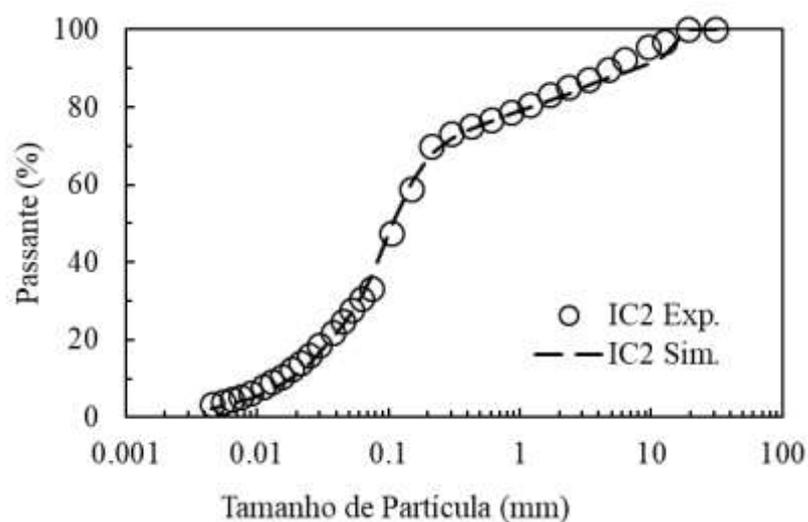


Figura 67. Comparação dos valores simulados e experimentais para a distribuição granulométrica do produto do teste de prensagem industrial IC2

Para este teste houve uma boa previsão da distribuição granulométrica do produto. É válido ressaltar que o modelo conseguiu prever de maneira aceitável a distribuição granulométrica ao longo de todo o espectro de tamanho de partícula avaliado. Por outro lado, também foram simulados os testes industriais IC3 e IC4, os quais são apresentados na Figura 68.

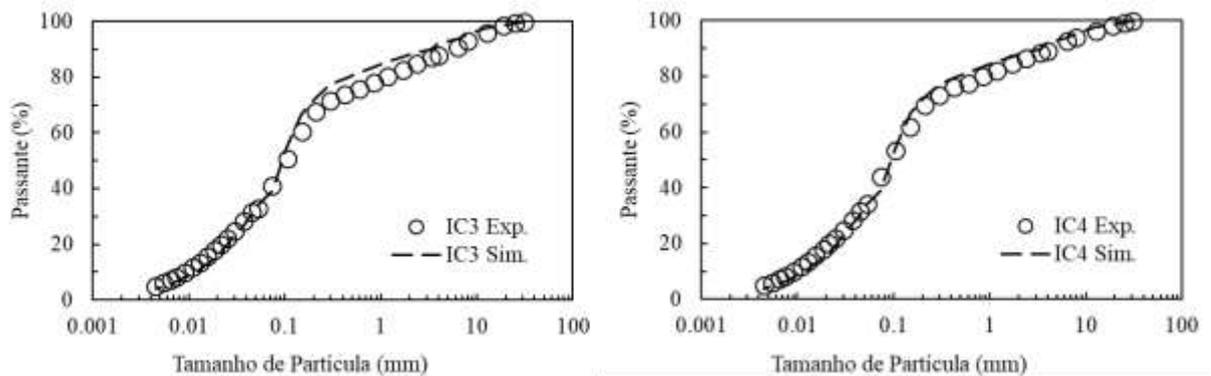


Figura 68. Comparação dos valores simulados e experimentais para a distribuição granulométrica do produto dos testes de prensagem industrial IC3 e IC4

Assim como nas previsões anteriores, aqui o modelo também se mostrou aderente aos valores experimentais medidos. Embora exista uma pequena dispersão já na parte grossa da distribuição granulométrica para ambos os testes, ainda assim é válido afirmar que o modelo conseguiu prever com fidelidade os produtos de prensagem industrial de minério de ferro itabirítico.

#### 4.6.6 Ajuste de parâmetro e validação da prensagem piloto de itabirito friável

Assim como nos testes de prensagem de itabirito compacto, para o minério friável também foram ajustados os parâmetros ótimos do modelo. Neste caso, optou-se por utilizar o teste PF1 como caso base para determinar os melhores ajustes da função quebra e seleção do minério de ferro abordado. A Figura 69 mostra os resultados do ajuste para o teste PF1 (Tabela 5).

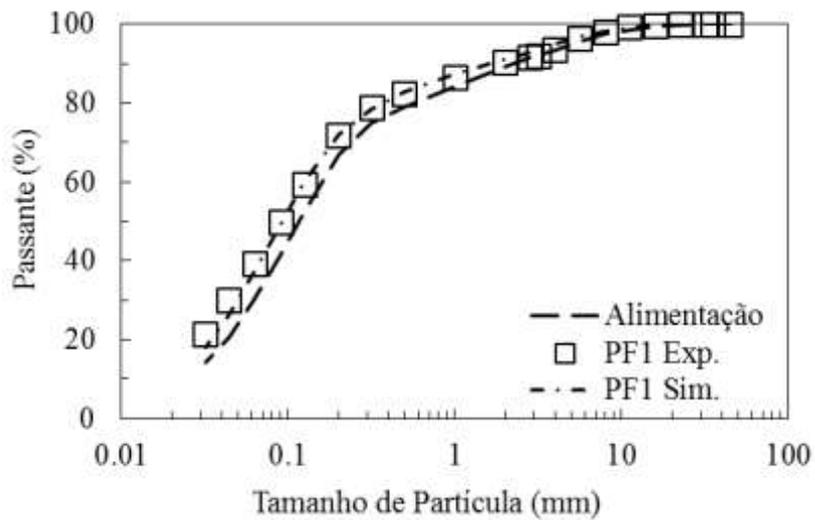


Figura 69. Curva de distribuição granulométrica ajustada para o teste de prensagem piloto em itabirito friável PF1

O ajuste e análise das curvas de distribuição granulométrica permitem aferir que houve uma boa aderência da curva ajustada aos resultados experimentais. Os parâmetros ótimos ajustados são apresentados na Tabela 22.

Tabela 22. Parâmetros ótimos para a prensagem piloto de itabirito friável

Parâmetros	$n_1$	$n_2$	$K$	$y_0$	$n_3$	$\xi_1$	$\xi_2$	$s(1)$
Valores	0,575	8,621	0,622	0,132	0,420	-0,029	-0,011	0,921

As demais simulações foram realizadas para garantir que houvesse validação do modelo quanto à previsão da quebra do itabirito friável. Portanto, utilizou-se os parâmetros ajustados e apresentados na Tabela 22 para simular os três testes experimentais realizados na prensa piloto com o minério em questão. A Figura 70 apresenta as funções quebra e seleção utilizadas nas simulações.

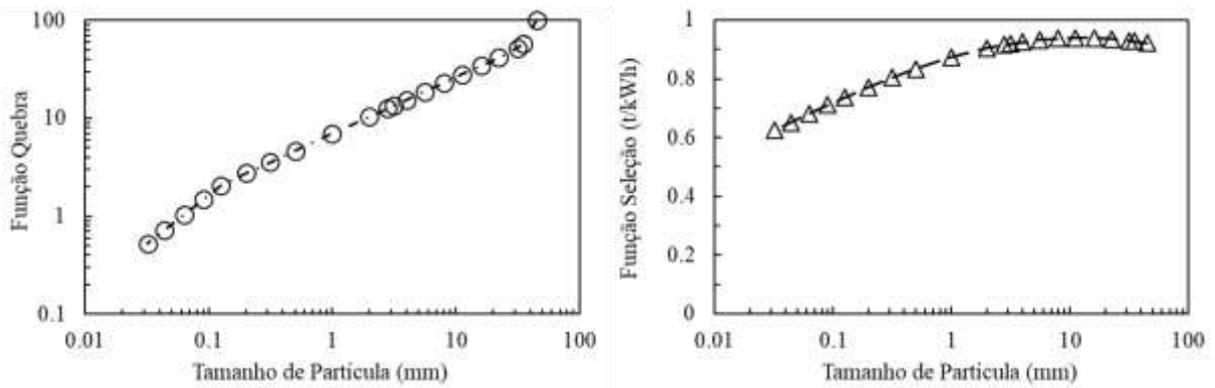


Figura 70. Função Quebra e Função Seleção ajustadas para a prensagem piloto itabirito friável

De fato, a menor taxa de quebra observada na abordagem da função seleção específica pode ser explicada pela distribuição granulométrica mais fina do material em comparação aos resultados de itabiritos compactos, onde há uma granulometria mais grossa da alimentação. A Figura 71 compara os resultados das simulações para os testes PF3 e PF2 aos dados experimentais.

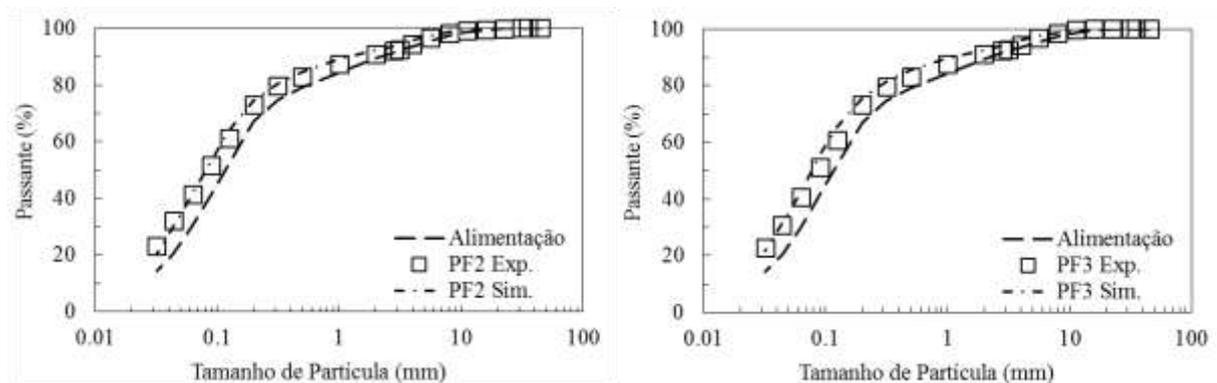


Figura 71. Comparação dos valores experimentais e simulados para a distribuição granulométrica dos testes PF2 e PF3

Os resultados apresentados são correspondentes a dois testes realizados com as mesmas velocidades dos rolos e pressões operacionais diferentes (PF2 com 65 bar e PF3 com 80 bar). Portanto, foi possível observar que os testes se mostraram aderentes quanto à previsão da prensagem nestas duas condições. O modelo se mostrou sensível à variação de pressão e conseguiu prever a diferenças entre os produtos obtidos experimentalmente.

Por outro lado, também foi simulado um teste com pressão operacional de 65 bar e velocidade dos rolos de 0,4 m/s. Os resultados desta simulação são apresentados na Figura 72. Novamente, o modelo se mostrou sensível à previsão da quebra com variações das condições operacionais de prensagem. É importante ressaltar que em todos os testes a prensagem resultou em apenas uma pequena razão de redução e o modelo se mostrou sensível em todos os casos para prever com fidelidade a distribuição granulométrica do produto.

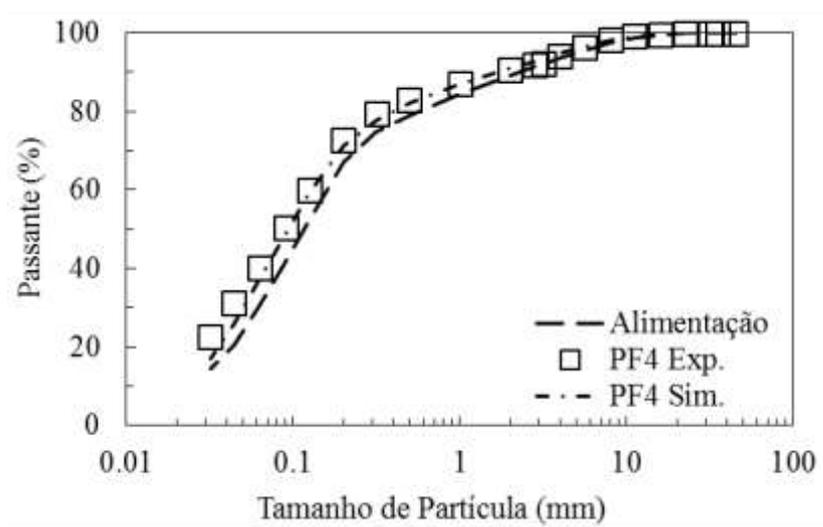


Figura 72. Comparação dos valores experimentais e simulados para a prensagem de itabirito friável no teste PF4

## 5 CONCLUSÕES

Os resultados do trabalho permitiram avaliar os efeitos da prensagem de minério ferro itabirítico e de *pellet feed* em diferentes escalas de operação e em diferentes cenários industriais. De fato, a limitada capacidade de previsão inicial dos modelos inicialmente utilizados comprometia a sua eficácia quanto a determinação das variáveis de desempenho do equipamento.

As modificações propostas no modelo de capacidade se mostraram eficazes e foram validadas para diferentes operações. Como já retratado previamente por alguns autores (LIM et al., 1998; LIM & WELLER, 1997), efeitos de extrusão do material pelas laterais dos rolos e também de aceleração ao longo da zona de compressão do equipamento são cruciais para determinação final da sua capacidade de produção. As equações empíricas propostas para modelar estes fenômenos foram cruciais para prever esta variável de desempenho da prensa e foram validadas para diferentes escalas de prensagem.

Por outro lado, a modificação proposta para corrigir o modelo de potência demandada na prensagem também foi validado. Apesar de tal modificação abordado um fator de correção para o cálculo do ângulo de captura, foi possível validá-la para diferentes testes e em diferentes escalas de prensagem. Além disso, a correção foi baseada em alguns fatores não abordados na fenomenologia do modelo, como a umidade da alimentação, a distribuição granulométrica da alimentação, as dimensões do silo de alimentação e etc.

Finalmente, as modificações do modelo do balanço populacional conforme proposto por Torres e Casali (2009) se mostraram extremamente importantes para a previsão acurada dos produtos de prensagem. Nas operações com *pellet feed*, é importante ressaltar que foi realizada uma validação para o modelo de correção da potência aplicada ao processo de quebra e também para a opção por se utilizar a função quebra não normalizável. Para estas simulações, o modelo foi muito sensível a mudanças de condições operacionais e conseguiu de maneira aceitável prever o ganho de área superficial dos produtos em relação a alimentação.

De maneira complementar, o modelo também foi validado para as prensagens de minério de ferro itabirítico compacto e friável em escalas de laboratório, piloto e industrial. Tais previsões foram importantes para confirmar a eficácia do modelo modificado de capacidade, potência demandada e distribuição granulométrica do produto na prensagem de minério de ferro.

Portanto, o modelo se mostrou aderente à previsão do desempenho da prensa em diferentes escalas para a cominuição de minério de ferro a partir das modificações propostas. Finalmente, é importante ressaltar que o modelo na sua forma modificada foi capaz de prever a distribuição granulométrica dos produtos com distribuições granulométricas variando de 38 mm até 0,001 mm.

De fato, o presente trabalho aborda uma série de detalhes no equacionamento da prensa de rolos e proporciona uma análise crítica do modelo matemático de Torres & Casali quanto a sua previsão da prensagem de minério de ferro. Com os avanços obtidos, se torna viável avaliar diferentes fenômenos e características na previsão da performance da prensa, como a umidade da alimentação, diferentes perfis de potência e desgaste ao longo do eixo longitudinal do rolo e efeitos de ineficiência de prensagem a partir do empacotamento do leito de partículas na zona de compressão do equipamento. Em outro ponto de vista, também se torna viável aplicar o modelo em diferentes plataformas de simulação, tanto para aplicação de simulações em processo estacionário quanto para o desenvolvimento de um algoritmo de simulação dinâmica.

## 6 REFERÊNCIAS

- 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.; TRUBELJAL, M. P.; VON SEEBACH, H. M. Capacity of high-pressure grinding rolls. **Minerals and metallurgical processing**, n. May, p. 65–73, 1995.
- 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.
- 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. **Modelagem da Prensa de Rolos Usando o Método dos Elementos Discretos com Acoplamento Dinâmico e o Modelo de Substituição de Partículas**. [s.l.] Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2015
- 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.
- BEARMAN, R. High-Pressure Grinding Rolls Characterizing 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.
- CAMPOS, T.M.; BARRIOS, G.K.P.; SALAZAR, J. S.; MAZZINGHY, D.B.; RUSSO, J.C.; TAVARES, L.M. Comparação de Modelos Matemáticos na Prensagem de Rolos de Minério de Ferro Itabirítico. **46º Seminário de Redução/ 17º Minério de Ferro/ 4º Aglomeração**, 2016, Rio de Janeiro. p. 737.

CAMPOS, T. M.; BARRIOS, G. K.P.; BUENO, G.; TAVARES, L.M. Desafios na modelagem da capacidade e potência consumida da prensa de rolos. **XXVII Encontro Nacional de Tratamento de Minérios e Metalurgia Extrativa**, 2017, Belém, 2017. v. 1. p. 1743-1753.

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

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.

DARLING, P. **SME Mining Engineering Handbook**, Third Edition. p. 1912, 2011.

DHAWAN, N. et al. Evaluation of scale up factors in a lab scale high pressure grinding roll. **26th International Mineral Processing Congress, IMPC 2012: Innovative Processing for Sustainable Growth - Conference Proceedings**, n. 406, p. 1171–1188, 2012.

DIETER, G. E.; BACON, D. J. **Mechanical metallurgy**. New York: McGraw-hill, 1986.

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.

FUERSTENAU, D. W.; ABOUZEID, A.-Z. M. the Performance of the High Pressure Roll Mill: Effect of Feed Moisture. **Fizykochemiczne Problemy Metalurgii**, 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.

HAWKINS, R. A **Piston and Die Test to Predict Laboratory-scale HPGR Performance**. [s.l.] University of Queensland, 2007.

HILDEN M, SUTHERS SP. **Comparing energy efficiency of multi-pass high pressure grinding roll (HPGR) circuits**. In: XXV International Mineral Processing Congress (IMPC 2010). Brisbane; 2010. p. 1–20.

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.

KING, R.P., Modeling and Simulation of Mineral Processing Systems, **Butterworth-Heinemann**, 2001.

KLYMOWSKY, I. B.; LIU, J. Towards the Development of a Work Index for the Roller Press. **SME Comminution Practices symposium**, n. x, p. 99–105, 1997.

KLYMOWSKY, R., PATZELT, N., KNECHT, J., BURCHARDT, E. An overview of HPGR technology. **International Conference on Autogenous and Semiautogenous Grinding Technology**, p. 11-26, 2006.

KLYMOWSKY, R., PATZELT, N., KNECHT, J., BURCHARDT. Selection and sizing of high pressure grinding rolls. **Mineral processing plant design, practice and control proceedings**, v. 1, p. 636-668, 2002.

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.

- LIM, W. I. L.; CAMPBELL, J. J.; TONDO, L. A. Extrusion Effects in the High Pressure Grinding Rolls. **Comminution Practices**, n. 1 990, p. 293–301, 1996.
- LIM, W. I. L.; WELLER, K. R. Some benefits of using studded surfaces in high pressure grinding rolls. **Minerals Engineering**, v. 12, n. 2, p. 187–203, 1999.
- LIU, J.; SCHÖNERT, K. Modelling of interparticle breakage. **International Journal of Mineral Processing**, v. 44-45, p. 101–115, 1996.
- LUBJUHN, U.; SCHÖNERT, K. Material Flow in the Acceleration Zone and Throughput of High Pressure Roller Mills. **XVIII International Mineral Processing Congress (IMPC)**, n. May, p. 161–168, 1993.
- 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.
- MORLEY, C. HPGR—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.
- MÜTZE, T. Modelling the stress behaviour in particle bed comminution. **International Journal of Mineral Processing**, v. 156, p. 14–23, 2016.
- MÜTZE, T.; HUSEMANN, K. Compressive stress: Effect of stress velocity on confined particle bed comminution. **Chemical Engineering Research and Design**, v. 86, n. 4, p. 379–383, 2008.
- MÜTZE, T. Energy dissipation in particle bed comminution. **International Journal of Mineral Processing**, v. 136, p. 15–19, 2015.
- NAPIER-MUNN, T. J. et al. **Mineral Comminution circuits: Their operation and optimization**. 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.

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.

RASHIDI, S.; RAJAMANI, R. K.; FUERSTENAU, D. W. A review of the modeling of high pressure grinding rolls. **KONA Powder and Particle Journal**, v. 2017, n. 34, p. 125–140, 2017.

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. 139

SCHNEIDER, C. L.; ALVES, V. K.; AUSTIN, L. G. Modeling the contribution of specific grinding pressure for the calculation of HPGR product size distribution. **Minerals Engineering**, v. 22, n. 7–8, p. 642–649, 2009.

SCHONERT, K. The Role of fracture physics in understanding comminution phenomena. **Society 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. 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.

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; FERROUS, A. Technical Report Improved Minas Rio Simulator from Crushing to Desliming – Anglo Core 12 March 9th 2018. 2018.

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.

VAN DER MEER, F. P. Pellet feed grinding by HPGR. **Minerals Engineering**, v. 73, p. 21–30, 2015.

VAN DER MEER, F. High pressure grinding rolls scale-up and experiences. **XXV International Mineral Processing Congress 2010, IMPC 2010**, v. 2, n. September, p. 1319–1331, 2010.

VAN DER MEER, F. P. Roller Press Grinding of Pellet Feed. Experiences of KHD in the Iron Ore Industry. **AusIMM Conference on Iron Ore Resources and Reserves Estimation**, n. September, p. 1–15, 1997.

ZHANG, Y. M.; NAPIER-MUNN, T. J. Effects of particle size distribution, surface area and chemical composition on Portland cement strength. **Powder Technology**, v. 83, n. 3, p. 245–252, 1995.

WEDAG, H; MINERALS, W; FERROUS, A. **Test Report on HPGR Grinding of Iron Ore from Chile for Anglo American Ferrous**. 2012.

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

## APÊNDICE A

Para prensagem de pellet feed, é fundamental que os resultados de distribuição granulométrica sejam relacionados com área superficial específica (*Blaine*), visto que esta informação é utilizada operacionalmente como uma das variáveis de desempenho do equipamento. Entretanto, os modelos expostos na seção 2.6, assim como o modelo abordado no presente trabalho (TORRES & CASALI, 2009), fornecem apenas a distribuição granulométrica do produto como variável de desempenho relacionada ao tamanho de partículas do produto da prensa de rolos.

Portanto, para determinar o número de *Blaine* abre-se mão dos modelos matemáticos que abordam a distribuição de tamanho de partículas. Zhang e Napier-Muun (1995) propuseram um modelo para estimar a área superficial específica de um conjunto de partículas baseado em um banco de dados com, aproximadamente, 150 medidas de área superficial para diferentes usinas de cimento. A relação proposta se mostrou aderente aos dados experimentais a qual foi calibrada e é exposta a seguir (ZHANG & NAPIER-MUUN, 1995).

A área superficial específica teórica ( $S_s$ ) é calculada a partir da Equação 51 e é dada em  $m^2/kg$ .

$$S_s = \frac{6}{\rho} \sum_{i=1}^n \frac{w_i}{x_i} \quad \text{Equação 51}$$

onde  $\rho$  é a massa específica do material ( $kg/m^3$ ),  $w_i$  a fração retida em cada classe de tamanhos,  $x_i$  a média harmônica do tamanho, dada pela Equação 52.

$$x_i = \left[ \frac{(x_h^2 + x_j^2)(x_h + x_j)}{4} \right]^{\frac{1}{3}} \quad \text{Equação 52}$$

onde  $x_h$  e  $x_j$  são, respectivamente, o tamanho superior e o tamanho inferior do intervalo.

Finalmente, para converter o valor de área superficial teórica para o valor observado em analisadores *Blaine* é dado pela Equação 53.

$$O_S = 1,45S_S + 29$$

Equação 53

onde  $O_S$  é a área superficial observada ( $\text{kg/m}^2$ ).

Entretanto, para previsão da área superficial de *pellet feed* de minério de ferro foi necessário calibrar a Equação 53, visto que há uma interferência de um fator de forma das partículas nesta previsão. Portanto, a partir de um banco de dados com medidas de área superficial para alimentações e produtos de prensagem em escala piloto e industrial de *pellet feed*, a Equação 53 foi calibrada, obtendo-se a Equação 54 como nova conversão de área superficial específica estimada para área superficial específica observada.

$$O_S = 1,11S_S + 22,17$$

Equação 54

A Figura 73 apresenta uma comparação entre os valores calculados e experimentais para a área superficial específica do conjunto de dados utilizado para calibrar a Equação 53.

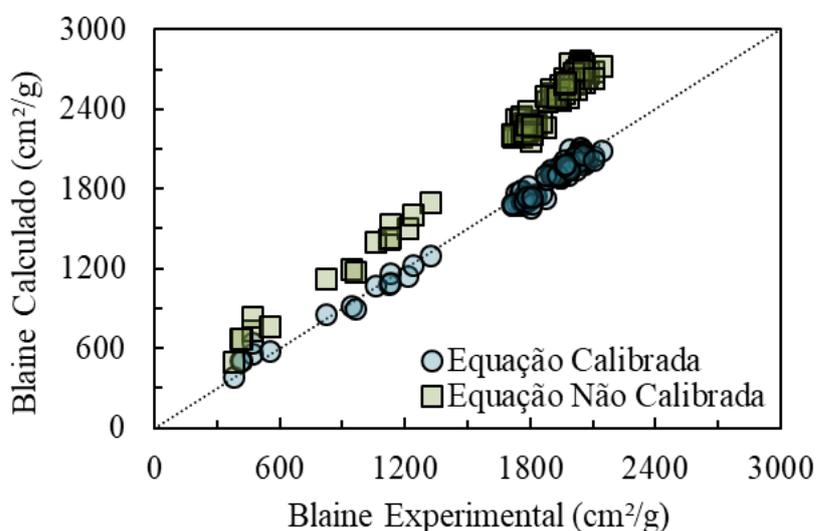


Figura 73. Comparação dos valores experimentais e calculados para área superficial específica ( $\text{cm}^2/\text{g}$ ) para diferentes amostras de *pellet feed*

De fato, a calibração do modelo a partir do conjunto de dados de *pellet feed* foi suficiente para melhorar a previsão do modelo (Equação 54) e assim garantir uma boa adesão dos resultados calculados em relação aos valores medidos experimentalmente.