

SIMULAÇÃO DA DEGRADAÇÃO MECÂNICA DE PELOTAS DE MINÉRIO DE FERRO EM FORNO DE REDUÇÃO DIRETA USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS DISCRETOS

Fernando Oliveira Boechat

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

Orientador: Luís Marcelo Marques Tavares

Rio de Janeiro Dezembro de 2013

SIMULAÇÃO DA DEGRADAÇÃO MECÂNICA DE PELOTAS DE MINÉRIO DE FERRO EM FORNO DE REDUÇÃO DIRETA USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS DISCRETOS

Fernando Oliveira Boechat

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

Examinada por:

Prof. Luís Marcelo Marques Tavares, Ph.D.

Eng. Rodrigo Magalhães de Carvalho, D.Sc.

Prof. José Carlos D'Abreu, D.Sc.

Eng. Anderson Willian de Souza Baltazar, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL DEZEMBRO DE 2013 Boechat, Fernando Oliveira

Simulação da degradação mecânica de pelotas de minério de ferro em forno de redução direta usando o método dos elementos discretos/Fernando Oliveira Boechat. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2013.

XXII, 151 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Luís Marcelo Marques Tavares

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 2013.

Referências Bibliográficas: p. 128-135.

Método dos elementos discretos 2. Redução direta 3.
 Minério de ferro. I. Tavares, Luís Marcelo Marques. II.
 Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. III. Título

À minha amada esposa Fabiola, por toda compreensão e apoio irrestrito na busca de meus sonhos.

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu orientador, o Professor Luís Marcelo Tavares, pela paciência e dedicação em repassar seu conhecimento, além de sua ajuda irrestrita durante toda caminhada para conclusão desta importante etapa de minha vida, a conclusão deste mestrado.

Agradeço ao Engº Rodrigo Magalhães de Carvalho, que contribuiu de forma decisiva para conclusão deste trabalho do qual, sem sua participação, não poderia ser concluído.

Agradeço ao Eng^o Gabriel e Emerson pela ajuda e importantes dicas dadas ao longo da finalização desta dissertação.

Ao técnico Rangler Irineu por toda amizade e ajuda que diminuíram minha distância para o UFRJ.

Agradeço aos amigos Yemcy, Mariana, Evandro, Juliana, Ligia, Alessandro, Adail e toda equipe do Laboratório de Tecnologia Mineral pelo carinho e ajuda.

Agradeço à Universidade Federal do Rio de Janeiro, principalmente ao Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais pela oportunidade de poder fazer parte deste tão conceituado programa de pós graduação.

Agradeço a equipe da CTF-Vale, principalmente na pessoa do Eng^o Anderson de Souza Baltazar, pelo apoio e informações fornecidas e a DEM Solutions pelo suporte prestado no uso do EDEM.

Por fim gostaria de agradecer a minha família pelo apoio na conclusão de mais esta etapa de minha vida, principalmente de minha esposa Fabiola que, no pior momento de minha carreira, não me deixou desistir de meu sonho. Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

SIMULAÇÃO DA DEGRADAÇÃO MECÂNICA DE PELOTAS DE MINÉRIO DE FERRO EM FORNO DE REDUÇÃO DIRETA USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS DISCRETOS

Fernando Oliveira Boechat

Dezembro/2013

Orientador: Luís Marcelo Marques Tavares

Programa: Engenharia Metalúrgica e de Materiais

O presente trabalho tratou da simulação, usando o método dos elementos discretos, do movimento da carga de pelotas de minério de ferro no interior de fornos de redução direta (tipo Midrex) avaliando as energias decorrentes das colisões em seu interior. Estes resultados foram utilizados na previsão da degradação mecânica de pelotas no interior do forno, que previu a geração de 1,2 a 2,6% de finos gerados em um forno Minimod®, dependendo das premissas usadas. Foi ainda simulada a interação entre clusters de pelotas e os diferentes quebradores existentes no interior do reator, concluindo-se que a presença deste promovem o aparecimento de maiores energias de choque que podem, com isto, resultar na maior geração de finos no reator.

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

SIMULATION OF MECHANICAL DEGRADATION OF IRON ORE PELLETS IN DIRECT REDUCTION FURNACE USING THE DISCRETE ELEMENT METHOD

Fernando Oliveira Boechat

December/2013

Advisor: Luís Marcelo Marques Tavares

Department: Metallurgical and Materials Engineering

The present work dealt with simulation, using the discrete element method, of the motion of iron ore pellet charge in a direct reduction furnace (Midrex) evaluating the energies arising from collisions that occur inside the furnace. These results were used to predict the mechanical degradation of pellets inside the furnace, which yielded 1.2 to 2.6% of fines inside a Minimod® Midrex furnace depending on the assumptions considered. The interaction between clusters of pellets and the different existing burdenfeeders inside the reactor was simulated, concluding that these generate collisions of such magnitude that can promote additional generation of fines in the reactor.

SUMÁRIO

1	. INTRODUÇÃO	1
2	. OBJETIVOS	7
3	. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	8
	3.1. Visão Geral da Pelotização	8
	3.1.2. Insumos utilizados na formação das pelotas	. 11
	3.1.3. Aspectos ligados ao controle da qualidade	. 12
	3.2. Processo de redução direta	.14
	3.2.1. Processo de redução MIDREX	. 14
	3.3. Tipos de processos de degradação	. 20
	3.4. Formação de <i>Cluster</i>	. 30
	3.5. Modelamento e Simulação computacional	. 34
	3.5.1. Método dos Elementos Discretos (DEM)	. 36
	3.5.2. Equação do movimento - DEM	. 38
	3.5.3. Modelo mecânico de contato - DEM	. 40
	3.5.4. Abordagem computacional - DEM	. 44
	3.5.5. Software EDEM	. 46
	3.5.6. Limitações do uso do DEM	. 49
	3.5.7. Aplicações de DEM	. 50
	3.6. Modelagem do processo de quebra de pelotas	. 55
4	. METODOLOGIA	. 58
	4.1. Caracterização de partículas individuais	. 58
	4.2. Construção do modelo do forno	. 63
	4.3. Criação e calibração dos <i>Clusters</i>	. 66
	4.4. Construção das simulações	.70
	4.4.1. Região 01- Alimentação do forno	. 72
	4.4.2. Região 02- zona de redução do forno	. 74
	4.4.3. Região 03 - Quebrador Superior	. 76

4.4.4. Região 04 - Quebrador intermediário	78
4.4.5. Região 05 - Quebrador inferior	81
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO	
5.1. Avaliação das Forças Compressivas	
5.1.1. Região 01 - Alimentação do forno	
5.1.2. Região 02 – Zona de redução do forno	
5.1.3. Região 03 – Quebrador Superior	
5.1.4. Região 04 – Quebrador Intermediário	
5.1.5. Região 05 – Quebrador inferior	
5.1.6. Comparação das forças compressivas	
5.2. Avaliação das Energias de Colisão	
5.2.1. Região 01 - Alimentação do forno	100
5.2.2. Região 02 – Zona de redução do forno	
5.2.3. Região 03 – Quebrador Superior	
5.2.4. Região 04 – Quebrador Intermediário	105
5.2.5. Região 05 – Quebrador inferior	106
5.2.6. Comparação das energias de colisões	
5.3. Previsão da Geração de Finos no Interior do Forno Midrex	
5.4. Avaliação da Presença de Clusters nas Regiões dos Quebradores	115
6. CONCLUSÕES	
6.1. Sugestão de trabalhos futuros	
7. REFERÊNCIAS	
APÊNDICE I – Análise da movimentação da carga no forno	
APÊNDICE II – Magnitude e Frequência da Dissipação Normal de Energia	

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Evolução da produção de aço bruto via as rotas convencionais
(Adaptado de World Steel Association, 2013)
Figura 2 – Produção mundial de ferro esponja por ano (MIDREX, 2013)
Figura 3 - Participação da produção de DRI em fornos MIDREX (MIDREX, 2013) 4
Figura 4 - Fluxograma simplificado da produção de pelotas de minério de ferro9
Figura 5 – Processo Midrex para produção de ferro-esponja (MIDREX®, 2012) 15
Figura 6 – Zonas do forno MIDREX – Adaptado de VERA (2005)16
Figura 7 – Evolução da dimensão dos fornos e aumento da produtividade anual
(ATSUSHI, 2010)19
Figura 8 - Mecanismos de fragmentação de partículas (TAVARES, 2005)20
Figura 9 – Relação entre mudança de volume e resistência à compressão durante a
redução do oxido de minério de ferro (MEYER, 1980)23
Figura 10 – Força compressiva e grau de redução versus o tempo de redução.
HUANG et al (2012)24
Figura 11 – Relação entre tempo de redução e micro dureza para diferentes áreas
da pelota. HUANG et al (2012)25
Figura 12 - Curva de Burghardt - GUDENAU e WALDEN apud FONSECA (2003)26
Figura 13 – Influência do teor de ganga e basicidade da pelota no inchamento
(MEYER, 1980)27
Figura 14 – Influência do teor de MgO no inchamento e no índice de degradação
sob redução (DWARAPUDI et al. 2012)28
Figura 15 – Influência da temperatura de queima na resistência à compressão das
pelotas queimada e em suas propriedades sob redução (MEYER, 1980)29
Figura 16 – Efeito da temperatura de redução no índice de colagem de pelotas em
diferentes atmosferas redutoras (YI et al., 2013)
Figura 17 – Tensão de cisalhamento versus temperatura de redução (WONG,
1999)
Figura 18 – Tensão de cisalhamento versus composição do recobrimento (WONG,
1999)
Figura 19 – Intensidade de união entre as partes coladas, da menor para a maior
(BAILON et al, 2011)34
Figura 20 - "Hard-spheres" e "Soft-spheres" (O'SULLIVAN, 2011)
Figura 21 – Esquema de colisão entre duas partículas (ROCK et al., 2008)38

Figura 22 – Forças de contato entre duas partículas seguindo o modelo de soft-	
spheres (FERNANDEZ et al. 2012)41	
Figura 23 – Diagrama da sequência para o cálculo de uma simulação em DEM	
(O'SULLIVAN, 2011))
Figura 24 – EDEM workflow (Adaptado de SCHARPF, 2008)47	,
Figura 25 – Exemplo de aplicações de DEM: a) Formação de fluxos em chute de	
transferência (SILVEIRA et al. 2010); b) Análise da velocidade das	
particulas em um chute de transferência (GRIMA et al, 2012); c)	
Avaliação do fluxo e transferência de energia em um britador de impacto	
de eixo vertical (CUNHA et al, 2013) e d) Simulação da carga de bolas	
em moinhos piloto (CARVALHO e TAVARES, 2009)52	•
Figura 26 – Caixa de diálogo de abertura do LTM Mill Analyst (CARVALHO, 2013)54	
Figura 27 – Estrutura do modelo matemático da degradação de TAVARES e	
CARVALHO (2010))
Figura 28 – Formato da pelota: a) Pelota real; b) Modelo de esferas sobrepostas e	
c) Modelo de esfera (BARRIOS et al. 2013)58	;
Figura 29 - Distribuição de energias de fratura para pelotas de 12,5 mm (dados de	
pelotas reduzidas estimados considerando perda de 75% de resistência). 60)
Figura 30 – Resultados experimentais para calibração da curva de geração de	
finos60)
Figura 31 – Grau de metalização em função da profundidade em um forno de	
redução direta (PARISI e LABORDE, 2004)62	•
Figura 32 – Relação entre a profundidade normalizada estimada do forno e o fator	
de redução de dureza superficial62	
Figura 33 – Visão geral do forno de redução direta. Esquema fornecido (esquerda);	
projeto em CAD 3D no centro e direita, representando as vistas de frente	
e lateral64	
Figura 34 – Formato dos quebradores construídos em CAD: a) Superior b)	
Intermediário e c) inferior65	,
Figura 35 – Dimensões do tambor de abrasão simulado67	,
Figura 36 – Formato do Cluster utilizado para calibração67	,
Figura 37 – Número de ligações quebradas em função tempo de revolução do	
tambor quando alterado a rigidez normal e de cisalhamento por unidade	
de área68	
Figura 38 – Número de ligações quebradas em função tempo de revolução do	
tambor quando alterado o esforços normal e cisalhante críticos69	
Figura 39 – Regiões simuladas do reator MIDREX71	

Figura 40	 Vazão mássica simulada para velocidade de descida da carga de 	
	0,031m/s	72
Figura 41	 Vista da região 01(região de Alimentação) simulada. Em azul a área 	
	efetiva preenchida com pelotas	73
Figura 42	- Silo e alimentador do forno MIDREX	74
Figura 43	- Vista da região 02 (região de redução) simulada. Em azul a área efetiva	
	preenchida com pelotas	75
Figura 44	 Vista da região 03 (quebrador superior) simulada. Em azul é 	
	representada a área efetiva preenchida com pelotas	77
Figura 45	- Formato do Cluster utilizado para simulação do quebrador superior	78
Figura 46	 Vista da região 04 simulada (quebrador intermediário). Em azul é 	
	destacada a área efetiva preenchida com pelotas	79
Figura 47	 Formato dos Clusters utilizados para simulações do quebrador 	
	intermediário	80
Figura 48	- Vista da região 05 simulada (Quebrador inferior). Em azul é ilustrada a	
	área efetiva preenchida com pelotas	81
Figura 49	- Formato dos Clusters utilizados para simulações do quebrador inferior	83
Figura 50	 Corte do Silo de alimentação mostrando o perfil de força compressiva 	
	da região simulada	85
Figura 51	- Velocidade das pelotas durante a alimentação	85
Figura 52	- Perfil de força compressiva média do silo (à esquerda) e do sistema de	
	alimentação (à direita)	87
Figura 53	- Corte da Região 02 com zoom na camada inferior da coluna mostrando	
	o perfil das forças compressivas	88
Figura 54	 Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e 	
	raio do forno (região 02)	88
Figura 55	- Corte da região 03 mostrando o perfil de forças compressivas. Primeiro	
	quebrador, da esquerda pra direita, está representado em sua forma	
	sólida e o segundo está representado transparente	90
Figura 56	- Corte da região 03 mostrando o perfil de forças compressivas entre os	
	quebradores (figura a esquerda) e na região do quebrador (figura a	
	direita)	90
Figura 57	 Corte da região 03 mostrando o perfil de forças compressivas vista de 	
	cima	90
Figura 58	 Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e 	
	raio do forno (região 03)	91

Figura 59	- Corte da região 04 mostrando o perfil de forças compressivas. Primeiro	
	quebrador, da esquerda pra direita, está representado em sua forma	
	sólida e o segundo está representado transparente	. 92
Figura 60	- Corte da região 04 mostrando o perfil de forças compressivas entre os	
	quebradores (figura a esquerda) e na região do quebrador (figura a	
	direita)	. 92
Figura 61	- Corte da região 04 mostrando o perfil de forças compressivas vista de	
	cima	. 93
Figura 62	- Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e	
	raio do forno (região 04) cluster	. 93
Figura 63	- Corte da região 05 mostrando o perfil de forças compressivas	. 94
Figura 64	- Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e	
	raio do forno (região 05)	. 95
Figura 65	 Distribuição acumulada da força compressiva nas cinco regiões 	
	simuladas	. 96
Figura 66	- Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e	
	raio do forno (região 05), com velocidade de giro do quebrador padrão	
	(esquerda) e aumentada em 50% (direita)	. 98
Figura 67	 Distribuição acumulada da força compressiva na região 05 variando o 	
	tamanho das pelotas	. 99
Figura 68	- Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e	
	raio do forno (região 05), com pelotas de 25,0 mm (esquerda) e pelotas	
	de 12,5 mm (direita)	100
Figura 69	 Energia normal média transferida às partículas em função da altura e 	
	do raio do silo (à esquerda) e sistema de alimentação (à direita)	101
Figura 70	 Distribuição da dissipação da energia transferida às pelotas na região 	
	01	102
Figura 71	 Energia normal média transferida às partículas em função da altura e 	
	do raio do reator na região 02	103
Figura 72	 Energia normal média transferida às partículas em função da altura na 	
	região 03	105
Figura 73	 Energia normal média transferida às partículas em função da altura na 	
	região 04	106
Figura 74	 Energia normal média transferida às partículas em função da altura na 	
	região 05	106
Figura 75	 Distribuição acumulada da dissipação da energia nas cinco regiões 	
	simuladas comparada a energia de fratura de pelotas de 12,5 mm	107

Figura 76	 Perfil da magnitude média da dissipação de energia normal em função
	da altura e raio do forno (região 05), sem a presença de cluster, com
	velocidade de giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em
	50% (direita)
Figura 77	 Distribuição acumulada da dissipação da energia na região 05 variando
	o tamanho das pelotas110
Figura 78	 Evolução da geração de finos em relação à profundidade do forno na
	região de redução111
Figura 79	 Comparação da evolução da geração de finos em relação à
	profundidade do forno na região 05 com aumento do movimento do
	quebrador
Figura 80	 Comparação da evolução da geração de finos em relação à
	profundidade do forno na região 05 com uso de pelotas de 25,0 e 12,5
	mm
Figura 81	 Comparação da evolução da geração de finos em relação à
	profundidade do forno na região 02 com o efeito da perda de resistência
	causado pela redução113
Figura 82	 Posição dos clusters dentro da região 03, quebrador superior. Clusters
	de pequeno tamanho (esquerda) e bloco de cluster na área superior
	(direita) em azul
Figura 83	 Posição dos clusters dentro da região 04, quebrador intermediário.
	Clusters de pequeno tamanho (esquerda) e cluster de grande tamanho
	(direita) em azul
Figura 84	 Posição dos clusters dentro da região 05, quebrador inferior. Clusters
	de pequeno tamanho (esquerda) e cluster de grande tamanho (direita)
	em destaque de azul116
Figura 85	 Forças atuando nos clusters inseridos na simulação. Clusters de
	pequeno tamanho (esquerda) e bloco de cluster na área superior
	(direita)117
Figura 86	 Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e
	raio do forno (região 03) com clusters pequenos (à esquerda) e cluster
	em toda sua área superior (à direita)118
Figura 87	 Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e
	raio do forno (região 04) com clusters pequenos (à esquerda) e grandes
	(à direita)118

Figura 88 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e	
raio do forno (região 05) com Cluster de tamanho pequeno (esquerda) e	
grande (direita)1	18
Figura 89 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e	
raio do forno (região 05) com cluster de tamanho grande em um dos	
lados do forno 1	19
Figura 90 – Energia média transferida às partículas em função da altura da região	
05 sem clusters (à esquerda) e cluster grandes (à direita)12	20
Figura 91 – Energia média transferida às partículas em função da altura (direta),	
com Cluster de tamanho grande em um dos lados do forno12	21
Figura 92 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e	
raio do forno (região 05), com a presença de cluster, com velocidade de	
giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em 50% (direita)12	23
Figura 93 – Perfil da magnitude média da dissipação de energia em função da	
altura e raio do forno (região 05), com a presença de cluster, com	
velocidade de giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em	
50% (direita)12	23
Figura 94 – Evolução da geração de finos em relação à profundidade do forno na	
região do quebrador inferior12	24
Figura 95 – Comparação da evolução da geração de finos em relação à	
profundidade do forno na região 05 com aumento do movimento do	
quebrador	24
Figura 96 – Perfil da velocidade média das pelotas no silo (à esquerda) e no	
sistema de alimentação (à direita) (região 01)13	36
Figura 97 – Perfil da velocidade média das pelotas em função da altura e raio do	
forno na região de redução (região 02)13	38
Figura 98 – Perfil da velocidade das partículas em função da altura e raio do forno	
no quebrador superior (região 03) sem cluster1	39
Figura 99 – Perfil da velocidade média das pelotas na região do quebrador superior	
(região 04) com a presença de cluster pequeno (esquerda) e com bloco	
de cluster (direita)13	39
Figura 100 – Perfil da velocidade das partículas em função da altura e raio do forno	
no quebrador intermediário (região 04) sem Cluster14	40
Figura 101 – Perfil da velocidade média das pelotas na região 04 sem a presença	
de Cluster (esquerda) e com Cluster (direita)14	41
Figura 102 – Perfil da velocidade das partículas em função da altura e raio do forno	
no quebrador inferior (região 05) sem cluster14	42

Figura 103 – Perfil da velocidade das partículas em função da altura e raio do forno
no quebrador inferior (região 05) com cluster de tamanho pequeno
(esquerda) e grande (direita)143
Figura 104 – Distribuição acumulada velocidade das pelotas nas cinco regiões
simuladas sem a presença de Cluster143
Figura 105 – Perfil da magnitude média da velocidade das pelotas em função da
altura e raio do forno (região 05), sem a presença de cluster, com
velocidade de giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em
50% (direita)
Figura 106 – Perfil da magnitude média da velocidade das pelotas em função da
altura e raio do forno (região 05), com a presença de cluster, com
velocidade de giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em
50% (direita)
Figura 107 – Perfil da magnitude média da velocidade das partículas em função da
altura e raio do forno (região 05), com pelotas de 25,0 mm (esquerda) e
pelotas de 12,5 mm (direita)146
Figura 108 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função
da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função
da altura (direta) da região 01 – Silo de alimentação
Figura 109 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função
da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função
da altura (direta) da região 01 – Sistema de alimentação
Figura 110 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função
da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função
da altura (direta) da região 02 - Zona de redução com velocidade padrão.148
Figura 111 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função
da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função
da altura (direta) da região 02 - Zona de redução com velocidade
aumentada em 50%148
Figura 112 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função
da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função
da altura (direta) da região 02 - Zona de redução com velocidade
aumentada em 100%148
Figura 113 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função
da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função
da altura (direta) da região 03 – Quebrador superior sem a presença de
clusters

Figura 114 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função
da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função
da altura (direta) da região 03 – Quebrador superior com a presença de
cluster pequenos14

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Produção mundial de aço (World Steel Association, 2013)	1
Tabela 2 – Carga metálica no FEA ao longo dos anos (HASSAN, 2011)	3
Tabela 3 – Características físicas e metalúrgicas de granulados e pelotas de	
minério de ferro para o Processo MIDREX (MIDREX, 2012)	5
Tabela 4 – Ensaios usados no controle de qualidade das pelotas de minério de ferro	13
Tabela 5 – Mudança de estrutura e volume durante a redução do minério de ferro –	
Adaptado de Edstrom apud ElKasabgy (1978)	.23
Tabela 6 – Parâmetros de contato descritos por BARRIOS et al. (2013) para pelotas	;
no formato esférico	. 59
Tabela 7 – Resultados baseados nos trabalhos de HUANG et al (2012) e PARISI e	
LABORDE (2004)	.62
Tabela 8 – Vazão mássica do forno MIDREX utilizada	. 65
Tabela 9 – Parâmetros operacionais utilizados para os quebradores	.65
Tabela 10 – Parâmetros de rigidez, por unidade de área, utilizados na simulação	.68
Tabela 11 – Parâmetros de rigidez, por unidade de área, utilizados na simulação	.69
Tabela 12 – Parâmetros de entrada para o bonded-particle model utilizados	. 70
Tabela 13 – Valores de velocidade e taxa de alimentação para a simulação da	
região 02 (zona de redução)	.76
Tabela 14 – Simulações da região 03 (quebrador superior)	. 78
Tabela 15 – Simulação da região 04 (quebrador intermediário)	.80
Tabela 16 – Simulação da região 05	.82
Tabela 17 – Resumo das forças compressivas na região 01	.86
Tabela 18 – Resumo das forças compressivas na região 02	.89
Tabela 19 – Resumo das forças compressivas na região dos quebradores	.91
Tabela 20 – Resumo das forças compressivas na região 02 para diferentes	
velocidades de descida da carga	. 97
Tabela 21 – Resumo das forças compressivas na região 05 avaliando influência da	
velocidade de giro do quebrador	. 98
Tabela 22 – Resumo das forças compressivas na região 05 avaliando influência do	
tamanho das pelotas	.99
Tabela 23 – Resumo da dissipação da energia total por colisões na região 01 1	101
Tabela 24 – Resumo da dissipação da energia total por colisões na região 02 1	103
Tabela 25 – Resumo da dissipação da energia total por colisões na região dos	
quebradores1	104

Tabela 26 – Resumo da dissipação da total energia por colisões na região 02 para
diferentes velocidades de descida da carga108
Tabela 27 – Resumo da dissipação da energia por colisões na região 05 avaliando
a velocidade de giro do quebrador sem a presença de clusters109
Tabela 28 – Resumo da dissipação da energia por colisões na região 05 avaliando
influência do tamanho das pelotas110
Tabela 29 – Resumo das forças compressivas das simulações com clusters 116
Tabela 30 – Resumo da dissipação da energia por colisões na região dos
quebradores120
Tabela 31 – Resumo das forças compressivas e dissipação de energia na região 05
avaliando influência da velocidade de giro do quebrador com presença
de cluster

LISTA DE SIMBOLOS

Símbolos latinos

a _{ij}	função quebra das particulas degradadas por abrasão
a_n^i	aceleração da partícula <i>i</i> em <i>n</i> incrementos de tempo
С	ponto de contato de duas particulas
ст _і	massa de <i>i</i> partículas ligadas
С	matriz de amortecimento
CI	índice de colagem
b _{ij}	função quebra das partículas
е	coeficiente de restituição
eE _k	energia efetiva recebida pelas partículas
Е	módulo de Young
E*	modulo equivalente de elasticidade média do contato de duas
	esferas
E _{50u}	energia de fratura das partículas que não sofrem quebra
E _k	energia de impacto ou de fratura
E _n	energia normal transferida
E_t	energia tangencial transferida
f_n^i	força aplicada no limite da partícula/corpo da partícula
f_n	força normal de contato
f_t	força tangencial de contato
F	força de contato
F _{ajust}	fator de ajuste de perda de redução pela profundidade do forno
F_n^d	força de amortecimento normal
F_i	a distribuição de energias de fratura de partículas de tamanho <i>i</i>
F _n	força normal
F_s	somatória das forças de contato e externas
F_t	força tangencial
$F_{i,n+1}(E)$	distribuição de energia de fratura das partículas contidas na classe
	de tamanhos <i>i</i> após o evento de impacto <i>n</i>
$F^*_{i,n+1}(E)$	distribuição de energias das partículas que sofrem dano
F_j^c	vetor da força de contato no ponto de contado c

F_t^d	força de amortecimento tangencial
Gs	modo de cisalhamento de uma partícula
G*	modo de cisalhamento equivalente para duas partículas em contato
I _i	momento de inércia
k	proporção de finos gerados
<i>k_{ajust}</i>	proporção de finos gerados ajustado pelo $F_{a_{just}}$
<i>k</i> _j	proporção de material degradado por abrasão
n	número do evento de colisão
<i>m</i> *	massa equivalente
m _i	massa de uma partícula <i>i</i>
m_p	número de pontos de contado para uma partícula p
М	massa
Ν	numero de partículas de um elemento representativo de volume
Р	resultante das forças de contato
R	raio de uma partícula
R*	raio médio de duas partículas em contato
R_i	vetor de posição da partícula <i>i</i>
R_{j}	distância do ponto de contato de uma partícula até o centro de
	massa
S_n	resistência normal
S_t	resistência tangencial
t	tempo
V_i	velocidade linear da partícula <i>i</i>
v_n^i	velocidade da partícula <i>i</i> em <i>n</i> incrementos de tempo
T_i	torque que age sobre uma partícula <i>i</i>
W _i	fração de partículas na classe de tamanho <i>i</i>
Xi	posição do centro de massa
x_i^c	posição do vetor no ponto de contato <i>c</i>
\mathbf{x}_{n}^{i}	posição da partícula <i>i</i> em <i>n</i> incrementos de tempo

Símbolos gregos

β	fator obtido em função do coeficiente de restituição							
γ	parâmetro de ajuste para equação de geração de finos a ser							
	calibrados a partir de dados experimentais.							
$\bar{\varepsilon}_{ij}$	tensão de deformação							
$\boldsymbol{\Theta}_i$	orientação da partícula i							
μ _r	coeficiente de atrito por rolamento							
μ_s	coeficiente de atrito estático							
$ar{\sigma}_{ij}$	tensão média							
ν_i	coeficiente de Poisson da partícula							
$v_n^{\overrightarrow{rel}}$	componente normal da velocidade relativa							
$v_t^{\overrightarrow{rel}}$	componente tangencial da velocidade relativa							
$ au_i$	torque aplicado a superfície de contato							
ω _i	velocidade angula da partícula <i>i</i>							
δ _n	taxa de deformação normal							
δ_t	taxa de deformação tangencial							

1. INTRODUÇÃO

Nos últimos anos, apesar das crises nos mercado americano e europeu, o mundo tem produzido aço em quantidades cada vez maiores (Tabela 1). Este crescimento tem sido impulsionado, principalmente, pelas altas demandas de países emergentes, como por exemplo, a China.

Produção de aço em milhões de toneladas (Mton)		2007	2008	2009	2010	2011	2012	Crescimento de 2011 para 2012 (%)
Europa		365,0	344,6	266,1	314,7	329,6	319,5	-3,2%
	União Europeia	210,2	198,6	139,4	172,8	177,7	168,6	-5,4%
	Comunidade dos Estados Independentes	124,2	114,3	97,6	108,2	112,7	111,0	-1,5%
America do Norte		132,6	124,5	82,6	111,6	118,7	121,6	2,4%
	Apenas EUA	98,1	91,4	58,2	80,5	86,4	88,7	2,6%
América do Sul		48,2	47,4	37,8	43,9	48,2	46,4	-3,9%
Africa		18,7	17,0	15,4	16,6	15,7	15,3	-2,6%
Oriente Médio		16,5	16,6	17,8	20,0	23,0	24,7	6,9%
Asia		758,4	784,0	811,4	917,8	994,6	1011,7	1,7%
	Apenas China	489,7	512,3	577,1	638,7	702,0	716,5	2,0%
	Apenas Japão	120,2	118,7	87,5	109,6	107,6	107,2	-0,4%
Oceania								
	Australia / Nova Zelandia	8,8	8,4	6,0	8,1	7,2	5,8	-24,1%
Mundo		1348,1	1342,6	1237,0	1432,8	1537,0	1545,0	0,5%

Tabela 1 – Produção mundial de aço (World Steel Association, 2013)

Segundo BENIQUE (2011), após a recessão econômica de 1998 e a recuperação do sudeste asiático, o processo de produção de aço passou a ser dividido pela rota BOF (Basic Oxigen Furnace) e pela rota via FEA (Forno Elétrico a Arco), como pode ser observado na Figura 1. Este crescimento da fabricação de aço via FEA, segundo Araujo (2007), foi devido aos custos de operação e de capital. Estes estão atrelados ao menor impacto ambiental e à melhor economia em relação às rotas integradas (Altos fornos/BOF). Além destes fatores, a disponibilidade de a sucata e preço de energia elétrica favorece este crescimento.



Figura 1 – Evolução da produção de aço bruto via as rotas convencionais (Adaptado de World Steel Association, 2013).

Por sua vez a produção de aço via FEA tem sido alavancada pelo crescimento da fabricação de aços planos que passam por um maior controle dos teores de elementos residuais (por exemplo, Cu, Ni, Mo, Cr e Sn). Desta forma, para poder controlar estes elementos presentes no aço bruto produzido, é necessário o uso de sucatas de alta qualidade e o uso de cargas metálicas virgens, como o ferro gusa e/ou o ferro esponja. A partir dessa tendência, a demanda de ferro esponja (também conhecido como DRI, do inglês, *Direct Reduced Iron*) está aumentando como substituto da sucata e de outras fontes de ferro. Isto é feito visando à diluição de elementos contaminantes presentes na carga, uma vez que as sucatas de alta qualidade têm se tornado escassa ou o seu custo tem se elevado.

Esta tendência pode ser observada pelo aumento da produção de DRI no mundo (Figura 2). Segundo Estimativas da MIDREX (HASSAN, 2011), a percentagem da carga de ferro esponja no FEA deverá subir dos atuais 15,4% para 17,4% em 2015 (Tabela 2). Segundo dados apresentados por ARAÚJO (2007), a porcentagem de ferro esponja na carga do FEA chega a mais de 60% na Argentina e em países da região do Oriente médio.



Figura 2 – Produção mundial de ferro esponja por ano (MIDREX, 2013).

Milhões de toneladas	2000	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2015	2020
Produção de aço	848	1.146	1.248	1.346	1.329	1.227	1.370	1.588	1.890
Produção por FEA	287	365	392	415	407	345	406	498	627
% FEA	39,0%	31,9%	31,5%	30,8%	30,6%	28,1%	29,6%	31,3%	33,2%
Carga metalica necessária	316	402	433	456	447	379	447	548	690
Fontes Metalicas									
Tontes Metaneas									
Sucata	245	305	333	344	332	283	337	404	515
Sucata Total de Ferro esponja (cativo e Mercado)	245 41	305 53	333 57	344 64	332 65	283 61	337 69	404 95	515 120
Sucata Total de Ferro esponja (cativo e Mercado) outras fontes (ferro gusa, "hot metal")	245 41 30	305 53 43	333 57 43	344 64 48	332 65 50	283 61 35	337 69 41	404 95 48	515 120 55

Tabela 2 – Carga metálica no FEA ao longo dos anos (HASSAN, 2011).

A maior parte da produção de ferro esponja se dá por meio de processos industriais que utilizam fornos do tipo cuba (Figura 3), gás natural e minérios de ferro (granulado natural e pelotas). Destes processos, o maior destaque é o processo

MIDREX¹ (**Mid**land **R**oss **Ex**perimental) que corresponde a 60,5% da produção mundial de ferro esponja.



Figura 3 – Participação da produção de DRI em fornos MIDREX (MIDREX, 2013).

Dentre as cargas metálicas usualmente utilizadas em fornos MIDREX podemse citar os granulados e as pelotas de minério de ferro. ARAÚJO (2007) comenta que os fornos MIDREX são alimentados em média com 80% de pelotas e, em alguns casos, podem chegar a 100% da carga metálica. Tais valores são justificados pelas seguintes características das pelotas:

- Baixos níveis de degradação física;
- Grande homogeneidade de tamanho de partículas;
- Boa estabilidade da qualidade química;
- Altos níveis de redutibilidade.

De fato, como se pode observar na Tabela 3, a resistência à degradação durante o manuseio e sob redução de pelotas é superior à de granulados, o que contribui para o seu maior uso em fornos MIDREX. Outro fator que colabora para o maior uso de pelotas é o fato delas não serem suscetíveis ao fenômeno de crepitação² que ocorre nos granulados.

¹ O processo MIDREX[®] utiliza gás natural ou gás de síntese para converter minério de ferro em ferro diretamente reduzido.

² Fenômeno de estilhaçamento por choque térmico do minério ao primeiro contato com gases a temperatura.

	Pelotas	Minério Granulado
Caracteristicas Fisicas		
Tamanho nominal	6 - 16 mm	10 - 35 mm
Fração 10 - 35 mm (%)	-	85 min.
Fração 9 - 16 mm (%)	95 min.	-
Fração menor 5 mm (%)	3 max.	5 max.
Resistência a compressão (kgf)	250 min	Não avaliado
Fração menor que 50 kgf (%)	2 max.	Não avaliado
Caracteristicas Metalúrgicas		
Linder Midrex Test (760 ^º C)		
Metalização	93 min.	93 min.
Fração menor que 3,36 mm (%)	2 max.	5 max.
Hot Load Test (815 ^º C)		
Tamboramento (Fração acima de 6,73 mm)	90 min.	85 min.
Resistência a compressão (kgf)	100 min.	Não avaliado
Clustering (fração acima de 25 mm após 10 revoluções)	0	0

Tabela 3 – Características físicas e metalúrgicas de granulados e pelotas de minério de ferro para o Processo MIDREX (MIDREX, 2012)

Estas vantagens das pelotas contribuem para melhorar a estabilidade operacional e para atingir ganhos de produtividade e/ou metalização, tornando esta carga mais atrativa para os produtores de ferro esponja.

Entretanto, embora apresentem maior resistência à degradação sob redução, as pelotas ainda sofrem com este problema, embora em menor magnitude que granulados. A ocorrência da degradação implica em perda de produtividade do forno pelo fato que a geração de finos prejudica a permeabilidade do leito de pelotas, aumentando o tempo de residência da carga e/ou contribuindo para uma menor metalização desta. A resistência mecânica das pelotas diminui durante a sua redução tanto devido a alterações na sua microestrutura quanto devido às condições ao qual o óxido de ferro estará sujeito. Como resultado destas alterações as pelotas ficam sujeitas aos fenômenos de degradação e inchamento. Estes fenômenos, aliados ao aumento de temperatura dos fornos MIDREX (visando ganho de produtividade), resultam na maior tendência à formação de cachos ou *clusters*. Esta colagem entre as pelotas parcialmente reduzidas, o *Clustering*, torna mais difícil o fluxo de carga e a permeabilidade do leito, prejudicando a continuidade do processo de redução e a metalização. A fim de minimizar este problema, é comum o uso da aspersão de um elemento que iniba esta colagem entre as pelotas, processo esse chamado de revestimento ou *coating*. Entretanto esta operação perde sua eficiência quando as pelotas em redução sofrem fraturas ou geram finos por abrasão, sendo este um dos maiores impedimentos para um maior aumento de produtividade dos fornos que atualmente se encontram em operação.

2. OBJETIVOS

Simular, por meio do método dos elementos discretos, o movimento da carga de pelotas de minério de ferro no interior de um forno de redução direta, avaliando as forças e energias aplicadas às pelotas a fim de prever a degradação mecânica durante o processo.

Investigar a interação de *clusters* com quebradores dispostos no interior do forno, a fim de avaliar as forças e energias aplicadas de modo a determinar sua influência na geração de finos.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. Visão Geral da Pelotização

A pelotização de minérios de ferro é um processo de aglomeração realizado devido à necessidade de reaproveitamento dos finos e da escassez de minério granulado de boa qualidade. Segundo MEYER (1980), em uma primeira etapa de seu desenvolvimento, o processo de pelotização foi utilizado como uma alternativa à sinterização para o aproveitamento dos finos (fração menor que 0,15 mm) gerados durante a lavra, o transporte e o manuseio do minério de ferro.

A partir de 1940, o processo de pelotização passou a ser adotado devido à necessidade de aproveitarem-se minérios mais pobres, os quais eram sujeitos à concentração, que por sua vez necessitavam de cominuição mais intensa do minério e, portanto, maior geração de finos (Meyer, 1980). Desde então a pelotização vem crescendo em importância no panorama mundial. O desenvolvimento de novas tecnologias de redução também contribuiu para o aumento da utilização de pelotas. Exemplos dessas tecnologias são os processos Midrex e Hyl, os quais necessitam de cargas com qualidade física e química mais controlada.

De uma forma geral pode-se definir a pelotização como um processo de aglomeração, realizado a frio e a quente, de finos de minério de ferro com emprego de um processamento térmico a elevadas temperaturas (1300-1350 °C) em atmosfera oxidante. Ele possibilita o aproveitamento econômico de partículas com tamanhos menores que 0,150 mm geradas durante a lavra e o beneficiamento de minérios de ferro, bem como o ajuste da qualidade química e física e agregação de valor às cargas metálicas de altos fornos e reatores de redução direta.

3.1.1. Processo produtivo

O processo de produção de pelotas pode ser dividido nas etapas de extração do minério, beneficiamento, separação sólido-líquido, formação da pelota crua e endurecimento (Figura 4). Cada etapa deste processo é interligada, tendo impacto direto nas etapas subsequentes.



Figura 4 – Fluxograma simplificado da produção de pelotas de minério de ferro.

Na mineração, o minério pode ser extraído em minas a céu aberto ou subterrâneas, sendo a primeira forma a mais utilizada no Brasil, nas quais o transporte pode ser realizado com o auxílio de correias ou caminhões. A extração é efetuada de forma a atender às necessidades do processo seguinte, que é o beneficiamento.

Normalmente o minério lavrado necessita de um beneficiamento prévio que será escolhido de acordo com as características intrínsecas do minério. Nos casos em que o teor de ferro do minério *in situ* não atinge os padrões estabelecidos pelo mercado, ou seja, teores inferiores a, aproximadamente, 50%, e/ou que apresentar quantidades significativas de elementos deletérios como SiO₂, P, As, Ti, Cr, Cl, F, por exemplo, se torna necessária a remoção destes elementos e compostos. Assim, no caso dos minérios de alto teor de ferro, a etapa de beneficiamento do minério se restringe à britagem, moagem e classificação do material. Já no caso dos minérios de baixo teor de ferro, tem-se, além das etapas de britagem e moagem, a etapa de

concentração do minério, a fim de remover os elementos e compostos indesejados, se faz necessário, além da moagem final.

O transporte do concentrado, na forma de polpa contendo, tipicamente, 70% de água em massa, até a etapa seguinte é realizado por meio de mineroduto, enquanto o transporte de concentrados com teores de umidade inferiores a 15% é efetuado com o auxílio de transportadores de correia ou trens.

A separação sólido-líquido pode consistir de várias etapas, dependendo do processo produtivo adotado. Normalmente ela é composta de adensamento ou espessamento, o qual permite a redução até aproximadamente 30% de água, da polpa e filtração. Ainda dentro desta etapa, têm-se os tanques homogeneizadores que visam estabilizar a concentração química, estocar o material e, em alguns casos, facilitar a dosagem de carvão para se obter um percentual de carbono fixo adequado para o processo de queima que ocorrerá *a posteriori*. Por fim, tem-se a filtração, que resulta em tortas com umidades entre 9 e 11%, as quais são transportadas para a etapa de adição de insumos.

Antes de iniciar-se a etapa de pelotamento, propriamente dita, o material, ou *pellet feed* como é chamado, recebe a adição de insumos que irão colaborar na formação das pelotas cruas e em sua queima. Assim que a mistura está pronta, ela segue para o pelotamento. Esta é a etapa de formação de pelotas cruas, que no pelotamento industrial é realizado com o auxílio de discos ou tambores (MEYER, 1980).

Dentre os fatores críticos para uma boa formação da pelota crua pode-se citar (MEYER, 1980):

- Umidade da mistura
- Granulometria e superfície específica
- Gênese dos minérios (mineralogia e textura)
- Tipo e quantidade de aglomerante
- Equipamento e condições operacionais

Uma vez formadas, as pelotas seguem para a etapa de endurecimento. Nessa etapa é realizada a queima das pelotas formadas, de forma que possam resistir às operações de manuseio e transporte e também para que suportem às pressões e aos choques térmicos aplicados no interior do forno de redução, durante sua

transformação em ferro gusa (por alto-forno) ou ferro-esponja (por redução direta). Após o resfriamento as pelotas são estocadas e posteriormente transportadas para sua utilização nos reatores de redução direta ou indireta.

3.1.2. Insumos utilizados na formação das pelotas

Os insumos utilizados na mistura, segundo MEYER (1980), a ser pelotada podem ser divididos em:

- Aditivos (fundentes e combustíveis sólidos);
- Aglomerantes;

Os fundentes têm como objetivo aumentar a resistência das pelotas cruas e queimadas evitando a quebra da pelota crua durante a secagem no forno, e reduzindo a temperatura de queima necessária para a ligação da ganga ácida com as partículas de minério de ferro. Os fundentes utilizados são fontes de CaO como a cal hidratada, o calcário calcítico e o dolomítico.

Os combustíveis sólidos têm como principal finalidade a introdução de energia térmica no processo de endurecimento da pelota, resultando em uma redução parcial do consumo de combustível do forno. Além de ser um importante contribuinte de energia para o processo, o carvão permite otimizar a distribuição de calor no interior da pelota durante a etapa de queima, contribuindo para uma melhoria da sua integridade física, assim como para o aumento da produtividade do processo.

Os aglomerantes são responsáveis por promover e facilitar o pelotamento do concentrado de minério de ferro, melhorando a resistência mecânica a seco e a úmido da pelota crua. Uma das características importantes de um aglomerante é a de possibilitar um melhor controle do teor de umidade das pelotas cruas devido à sua capacidade de absorção de água. Destacam-se como aglomerantes mais usuais a bentonita e os aglomerantes orgânicos. Essa adição é importante para a formação de uma boa estrutura na pelota crua, para o controle da formação dos capilares e do tamanho das mesmas.

3.1.3. Aspectos ligados ao controle da qualidade

A avaliação da qualidade de pelotas é realizada por meio de diferentes tipos de ensaios e análises:

- Análises químicas,
- Testes físicos,
- Ensaios metalúrgicos.

Basicamente todos os ensaios realizados para controle da qualidade da qualidade das pelotas de minério de ferro na indústria seguem padrões internacionais de qualidade, neste caso, a normas do "*International Organization for Standardization*" (ISO).

Análises químicas têm, além do controle do teor de ferro na pelota, o objetivo de determinar os percentuais dos principais elementos químicos e alguns compostos que formam a estrutura das pelotas. A partir dos teores destes compostos é possível prever o comportamento físico e metalúrgico de uma carga. Nos testes físicos avaliase a granulometria e são medidos parâmetros associados à resistência física das pelotas, que devem resistir ao manuseio desde a produção até o seu carregamento nos fornos de redução. Nos ensaios metalúrgicos procura-se avaliar o comportamento das pelotas durante a redução nos reatores metalúrgicos.

Apesar destes testes serem padronizados, muitas vezes eles não são capazes de representar corretamente as condições de carregamento às quais pelotas são sujeitas. O resultado é limitado pela previsibilidade da degradação de pelotas a partir dessas informações, uma vez que estes testes não conseguem prever qual a quantidade de finos que será gerada no processo de manuseio e transporte das pelotas. Além dos testes físicos, PENNA (2010) afirma que os testes metalúrgicos normalizados também não são capazes de estabelecer relação com resultados industriais.

Na Tabela 4 são listados os principais ensaios utilizados no controle de qualidade das pelotas de minérios de ferro.

Tabela 4 – Ensaios usados no controle de	qualidade das	pelotas de minério	de ferro
------------------------------------------	---------------	--------------------	----------

Ensaio	Norma utilizada comercialmente	Descrição
Análise Granulométrica	ISO 4701	Teste realizado visando conhecer a distribuição granulométrica da pelota a fim de controlar que o material tenha um mínimo possível de partículas nas extremidades de sua distribuição.
Tamboramento	ISO 3271	Teste realizado visando conhecer a degradação da pelota causada por efeito de seu manuseio e de seu transporte.
Resistência à compressão	ISO 4700	Realizado com o objetivo de conhecer a resistência da pelota à aplicação de uma carga continua sobre a mesma.
Determinação Relativa do Grau de Inchamento	ISO 4698	Consiste em submeter à redução uma amostra de pelota para avaliar o aumento de volume.
Degradação Dinâmica a Baixa Temperatura (LTD)	ISO/DIS 13930	Simula a degradação das pelotas na região superior dos altos fornos, onde a atmosfera tem baixo potencial redutor e temperatura.
Determinação Relativa da Redutibilidade	ISO 7215	Este ensaio consiste em determinar a perda de peso de uma amostra de pelota de minério de ferro, provocada pela remoção do oxigênio combinado com o ferro, através da ação de um gás redutor a alta temperatura.
Determinação das propriedades da redução sob a carga (Delta P)	ISO 7992	Este ensaio possibilita um conhecimento da resistência e a permeabilidade das pelotas durante o processo de redução, devido às mudanças na fase escória e estrutura dos grãos de óxido de ferro. Delta P é a diferença de pressão dos gases antes e após uma camada de pelotas, que está submetida a uma determinada pressão.
Determinação do índice de <i>Cluster</i> ing	ISO 11256	Permite conhecer o índice de colagem da pelota (<i>Clustering</i>) que é a formação de cachos de pelotas de minério de ferro, um fenômeno superficial, que ocorre durante a redução do minério.
Determinação da Desintegração e Metalização (LMT)	ISO 11257	Este ensaio tem o objetivo de avaliar o grau de metalização do minério de ferro e, simultaneamente, submeter as amostras às ações de tamboramento, choque térmico em atmosferas de alto potencial redutor.
Liberação de Enxofre em pelotas.	IAS № 09-11606	Este ensaio, desenvolvido pelo IAS (Instituto Argentino de Siderurgia), tem por objetivo quantificar o enxofre liberado durante a redução do minério de ferro.
Teste de Queda (Shatter Test)	JIS M 8711	Este ensaio visa determina a distribuição granulométrica do material (desenvolvido para sínter) submetido a quatro quedas sucessivas de 2m de altura.

3.2. Processo de redução direta

O processo de redução do minério de ferro consiste em obter o ferro metálico a partir de óxidos de ferro (SILVA, 2010), normalmente hematita e magnetita. No processo de redução direta não há necessidade de fundir a carga, de forma que ao final do processo, o produto obtido é o ferro esponja ou DRI (*Direct Reduced Iron*).

Segundo Araujo (1997), o processo de redução direta MIDREX foi concebido de modo a converter os óxidos de ferro, contidos nas pelotas ou granulados de minério de ferro, em um produto sólido altamente reduzido, denominado ferro-esponja. O ferro esponja é utilizado juntamente com a sucata metálica na fabricação do aço via aciaria elétrica. Esta redução se faz com uma mistura gasosa altamente redutora contendo H₂ e CO, a partir da qual além do ferro-esponja obtém-se H₂O e CO₂ como produtos das reações de redução.

3.2.1. Processo de redução MIDREX

Segundo FEINMAN (1978) e ARAÚJO (2007), nesse processo a carga ferrífera (composta normalmente por pelotas e/ou minério granulado) é alimentada de forma continua em um forno no qual o gás redutor se desloca em contracorrente. O forno é do tipo cuba, sendo cilíndrico em sua parte mais superior e em forma de cone invertido em sua parte mais inferior (Figura 5), sendo feita a descarga em sua extremidade inferior, dependendo do destino a ser dado à carga.

O tempo de residência da carga, desde a sua alimentação até a descarga, varia entre seis e oito horas. ARAÚJO (2007) ressalta que durante todo percurso apenas coexistem as fases sólidas e gasosas, tendo em vista o objetivo de evitar no processo a formação de fase liquida. Os produtos obtidos com esta tecnologia são:

 Ferro esponja descarregado a frio (CDRI ou simplesmente DRI): este produto ao ser descarregado do reator pode ser armazenado em silos para carregamento em aciaria ou preparado para transporte e exportação;
- Ferro esponja briquetado a quente (HBI): produto este que é oriundo da briquetagem que ocorre quase imediatamente após a descarga do material do reator para reduzir a superfície especifica do material. Isto reduz riscos e facilita a estocagem e transporte deste material para que ele possa ser exportado até aciarias existentes em outras localidades;
- Pré-reduzido descarregado a quente (HDRI), sem a etapa de briquetagem e que é transferido de forma desenvolvida para manter o material a temperatura ainda alta (aproximadamente 650ºC) para uma aciaria contida em um sistema integrado.



Figura 5 – Processo Midrex para produção de ferro-esponja (MIDREX[®], 2012).

Segundo VERA (2005), o forno MIDREX pode ser dividido em três zonas conforme a Figura 6: zona de redução, de transição e de resfriamento.



Figura 6 – Zonas do forno MIDREX – Adaptado de VERA (2005)

A carga metálica (óxidos de ferro) ingressa na zona de redução por meio de um sistema de distribuição para garantir a homogeneidade do leito na parte superior do forno cuba, bem como para controlar seu nível. Nesta região as temperaturas podem atingir valores superiores a 850°C próximo a injeção dos gases e pressões da ordem de 1,5 bar, sendo as temperaturas mais altas próximo à parede e mais baixas próximo do centro do forno. A carga movimenta-se de forma gradual no sentido descendente ao longo da zona de redução. A carga é aquecida pela mistura gasosa redutora em contracorrente, sendo reduzida a ferro metálico. O fluxo gasoso é composto por uma atmosfera redutora rica em hidrogênio e monóxido de carbono, obtidos externamente em um reformador na proporção de, aproximadamente, 55% de H₂ e 35% de CO. Nesta região ocorrem as reações de redução, que podem, quimicamente e estequiometricamente, ser equacionadas como (PELTON E BALE, 1999, apud ARAÚJO, 2007):

$3Fe_2O_3(s) + CO(g) = 2Fe_3O_4(s)+CO_2(g)$	$\Delta H^{\circ} = -12470 \text{ cal/mol}$	Eq. (1)
---------------------------------------------	---------------------------------------------	---------

 $Fe_{3}O_{4}(s) + CO(g) = 3FeO(s) + CO_{2}(g)$ $\Delta H^{o} = +4100 \text{ cal/mol}$ Eq. (2)

FeO (s) + CO (g) = Fe (s) + CO₂ (g)
$$\Delta H^{\circ} = -4300 \text{ cal/mol}$$
 Eq. (3)

$$3Fe_2O_3(s) + H_2(g) = 2Fe_3O_4(s) + H_2O(g) \quad \Delta H^\circ = -7794 \text{ cal/mol}$$
 Eq. (4)

$$Fe_3O_4(s) + H_2(g) = 3 FeO(s) + H_2O(g)$$
 $\Delta H^\circ = +12750 \text{ cal/mol}$ Eq. (5)

FeO (s) + H₂ (g) = Fe (s) + H₂O (g) $\Delta H^{\circ} = +4350 \text{ cal/mol}$ Eq. (6)

Costuma-se introduzir certa quantidade de gás natural através do fluxo gasoso que ingressa na zona de redução, à custa de certo consumo energético. Isto permite que ocorra a geração de uma quantidade adicional de gases redutores (H₂ e CO) dentro do próprio reator. Este processo é chamado de reforma *in situ*. O processo utiliza o ferro metálico no leito como catalisador para a conversão de gás natural em gases redutores. O minério de ferro reduzido alcança um grau de metalização típico entre 93 a 95% na zona de redução.

Após a etapa de redução, a carga já metalizada passa à zona de transição. Esta região está localizada aproximadamente à meia altura do forno de cuba e imediatamente abaixo da zona de redução, mais especificamente logo abaixo da linha de injeção do chamado gás *bustle* (mistura de todos os gases que ingressa na zona de redução). ARAÚJO (2007) cita que, em algumas operações, uma quantidade maior de gás natural pode ser injetada através da zona de transição com o objetivo de realizar uma reforma "*in situ*" adicional. A carburização do ferro metalizado que passa por esta região é também conseguida por esta prática. Além disso, provavelmente em função do caráter endotérmico das reações de reforma do gás natural, algum resfriamento da carga sólida pode ocorrer na região de transição. Nesta região há um conjunto de quebradores (Quebrador Superior) projetados para oscilar através de ângulos pré-determinados com uma velocidade que é ajustada de forma a promover o movimento transversal uniforme da carga e limitar o tamanho de *Clusters* (aglomerados) formados.

Quando o objetivo é obter ferro esponja a baixas temperaturas, logo após a zona de transição a carga metalizada recebe a injeção de uma mistura gasosa em contrafluxo (CH₄ (~80%) e H₂ (~10%) em condições não oxidantes à temperatura de, aproximadamente, 50°C. Nesta região ocorre a carburização do ferro esponja. Esta região é chamada zona de resfriamento (parte mais inferior do forno). Uma vez resfriado o ferro esponja, a sua descarga é efetuada de forma gradual, contínua e controlada, atingindo-se temperaturas na descarga da ordem de 40° C. Nesta região ainda existem mais dois conjuntos de quebradores que têm como função promover o movimento transversal uniforme da carga e limitar o tamanho dos *clusters* formados durante a redução da carga (Quebrador Intermediário e Quebrador Inferior).

Nos processos em que objetiva-se a produção de ferro esponja na forma de briquetes (HBI) ou em que o material alimentará diretamente a aciaria, não há a injeção desta mistura gasosa na região de resfriamento. O ferro espoja é descarregado ou briquetado a temperaturas da ordem de 700°C, quase imediatamente após a descarga do reator.

Segundo Araujo (2007), em anos recentes tem sido adotada a injeção de oxigênio no fluxo gasoso oriundo do reformador objetivando-se um acréscimo na temperatura do gás *bustle* pela combustão parcial do gás reformado. Devido a esta injeção de O₂, os fornos MIDREX que operavam em temperaturas de 760º a 850º atualmente operam a temperaturas na região de injeção do gás *bustle* superiores a 950°C. Este aumento de temperatura na zona de redução tem trazido ganhos significativos de produtividade nos reatores. Para tal, é necessário que a carga metálica passe pelo procedimento de recobrimento (*coating*) antes de entrar no reator. Este procedimento minimizará a colagem e, consequentemente, a formação de cachos. Outra forma de aumento de produtividade está ligada ao maior diâmetro dos novos fornos instalados (Figura 7).



Capacidade (ton/ano)

Figura 7 – Evolução da dimensão dos fornos e aumento da produtividade anual (ATSUSHI, 2010).

Um fator que influencia negativamente a produtividade nos reatores Midrex é a degradação de sua carga metálica durante seu manuseio até seu carregamento no forno, e durante a etapa de redução do minério. PENNA (2010) cita que a geração de finos pode ser prejudicial ao processo por tornar menos permeável o leito. Devido à presença dos finos pode ocorrer o aparecimento de caminhos preferenciais dos gases redutores que levará à perda de eficiência do processo de redução com o aumento dos custos. A geração de finos é detectada no processo por meio da avaliação do aumento da pressão interna no reator. Uma vez que seja detectado este aumento de pressão, ações envolvendo desde o aumento da injeção de gás reformado no reator, pela alteração na composição química da carga, até a redução na taxa de alimentação da carga metálica, são realizadas.

Os finos gerados durante a redução da carga devem ser retirados, por peneiramento, quando se trata da produção de ferro esponja a frio. Segundo a MIDREX (2011), nas plantas de redução que produzem ferro esponja a frio, a taxa de geração de finos no peneiramento da descarga do forno é da ordem de 2 a 4%.

3.3. Tipos de processos de degradação

Pelotas são sólidos que possuem uma estrutura interna definida quando de sua formação, de sua composição e de seu tratamento térmico. Esta estrutura pode ser quebrada pela aplicação de esforços externos fragmentando as pelotas. Segundo TAVARES (2005) a fragmentação de uma partícula depende da direção e intensidade dos esforços aplicados. Desta forma, quando a força normal aplicada é insuficiente para causar a ruptura e/ou o cisalhamento na superfície, a fragmentação será superficial gerando pequena redução no tamanho da partícula original. Este mecanismo é também conhecido como abrasão (Figura 8, a). Quando a energia aplicada é ainda baixa, porém superior à energia de fratura do material, o mecanismo que predomina é o da clivagem, por meio do qual os fragmentos gerados são uma fração relativamente grossa e outra fração de partículas mais finas (Figura 8, c). Já quando a intensidade da energia aplicada é alta (Figura 8, b), é promovida a fragmentação total ou estilhaçamento da partícula, gerando diversos fragmentos de tamanhos variados.



Figura 8 - Mecanismos de fragmentação de partículas (TAVARES, 2005).

Esta fragmentação poderá ocorrer em duas etapas, pelo manuseio/transporte desde a usina de pelotização até o forno e pelo processo de redução ao qual esta pelota será submetida. No primeiro caso os agentes causadores da degradação serão apenas externos, enquanto no segundo caso haverá influência de alterações internas, como por exemplo, associados à mudança de estrutura cristalina durante a redução.

Durante o manuseio/transporte depois de sua fabricação até o processo de redução as pelotas são sujeitas a diferentes esforços que, dependendo de diversos fatores durante sua fabricação, poderá leva-las a se fragmentar. Estes esforços estão ligados às operações de transporte em correias, chutes de transferência, operações de rechego³, além do carregamento e descarregamento de navios e trens. Outro agente que não provoca a fragmentação direta da pelota, mas que atua de modo a fragilizar sua estrutura é a ação das intempéries durante sua estocagem (chuva, umidade do ar, etc.). Este fenômeno recebe o nome de envelhecimento de pelotas. Segundo Leite apud FONSECA (2003) ele está ligado à decomposição dos ferritos de cálcio (nCaO.mFe₂O₃) que resultam da lixiviação. FONSECA (2003) propõe um mecanismo para o fenômeno de envelhecimento e comprova a existência de ciclos de envelhecimento, influenciados pela água de chuva e/ou a empregada para minimizar a emissão de particulados. Este fenômeno também foi estudado mais recente por MARTINS (2013).

A quantidade de finos a ser gerada pela degradação durante o manuseio/transporte dependerá dos esforços a que estas pelotas forem submetidas. Entretanto, quanto maior for o número de defeitos e tensões residuais presentes na estrutura das pelotas, mais suscetíveis elas serão à fragmentação. A presença desses defeitos está ligada diretamente à produção deste aglomerado. Muitos são os fatores que influenciam na perda de resistência mecânica das pelotas, podendo-se citar:

- Distribuição granulométrica do *pellet feed* utilizado (FONSECA, 2004; MEYER, 1980);
- Distribuição granulometria dos insumos utilizados (COSTA, 2008; BOECHAT *et al.*, 2011);
- Teor de carvão na pelota verde (MEYER, 1980; FONSECA et al., 2009);0

³ Expressão utilizada em portos, que caracteriza a movimentação de cargas a granel entre pátios, feita por tratores e/ou outros equipamentos de movimentação.

- Teor de CaO na pelota verde (MEYER 1980; ABOUZEID et al., 1985; FAN et al., 2010);
- Teor de MgO na pelota verde (MEYER, 1980; ABOUZEID et al., 1985; FAN et al., 2010; DWARAPUDI et al., 2011);
- Utilização de aglomerantes orgânicos e/ou inorgânicos (MEYER, 1980; ABOUZEID et al., 1985);
- Condições de queima das pelotas (MEYER, 1980; WRIGHT, 1976);
- Basicidade binária da pelota queimada (MEYER, 1980; FAN et al., 2010; UMADEVI et al., 2011; DWARAPUDI et al., 2011);
- Características mineralógicas do minério (MEYER, 1980; SÁ, 2004).

O controle destas variáveis durante o processo de fabricação irá colaborar para a melhoria da resistência mecânica do aglomerado e, por conseguinte, da redução da degradação durante o manuseio.

A outra forma em que a pelota pode se fragmentar é sob redução. A fragmentação será resultado da fragilização da estrutura após a redução da mesma. HUANG *et al.* (2012) descrevem esta fragilização da estrutura como sendo causada por dois fatores, o estresse interno e térmico. O primeiro é função da mudança de estrutura cristalina, e o segundo é decorrente do fato que a temperatura da periferia da pelota é maior do que a do núcleo no interior do forno, de modo que a periferia expande-se para fora.

Segundo Edstrom apud ELKASABGY (1978), a expansão volumétrica que ocorre durante a redução se deve ao rearranjo da estrutura hexagonal da hematita para a estrutura cúbica da magnetita que resulta em distorções na rede cristalina (Tabela 5). Tal expansão é menos sentida na redução da magnetita para a wustita, devido ao fato de ambas apresentarem estrutura cúbica. Na redução da wustita para o ferro metálico, a mudança volumétrica está associada à contração devido ao menor volume molar do ferro em comparação ao óxido de ferro. Isso é valido na ausência de nucleação heterogênea.

Tabela 5 – Mudança de estrutura e volume durante a redução do minério de ferro – Adaptado de Edstrom apud ElKasabgy (1978)

Fase	Fe_2O_3	Fe ₃ O ₄	FeO _x	Fe
Estrutura	Hexagonal	Cúbica de face centrada	Cúbica de face centrada	
Volume aparente	100	125	132	127

EDSTROM apud MEYER (1980) demonstram, por meio de experimentos, que a resistência à compressão de pelotas diminuiu até próximo de zero quando são reduzidas a wustita (Figura 9). Por outro lado, eles observaram que, quando a wustita é reduzida a ferro metálico, ocorreu um acréscimo na resistência das pelotas. A perda de resistência física das pelotas, desta forma, está ligada ao seu inchamento.



Figura 9 – Relação entre mudança de volume e resistência à compressão durante a redução do oxido de minério de ferro (MEYER, 1980).

Durante uma primeira etapa da redução (entre 20 e 30%) todos os tipos de pelotas sofrem um aumento de volume, seguido de um decréscimo a partir deste ponto. Por outro lado, as pelotas podem apresentar um acréscimo anormal de volume para uma redução entre 25 e 75% (ELKASABGY, 1978). Este acréscimo de volume acima do normal é caracterizado pelo surgimento e crescimento de finas redes de filamentos de ferro na superfície da pelota. Estes filamentos também são conhecidos

como *whiskers* (NICOLLE e RIST, 1979). A formação destes filamentos é causada pela presença de óxidos básicos (Na₂O, CaO e K₂O) e por maiores temperaturas de redução.

O estudo de HUANG *et al.* (2012) mostra uma redução em, aproximadamente, 75% na resistência à compressão das pelotas quando submetidas a redução (Figura 10). Assim, após ter sido reduzida a wustita, uma pelota com resistência de 2970 N/pelota passa a apresentar resistência à compressão de 740 N/pelota. Ainda neste estudo, foi avaliada a microdureza (kg.mm⁻²) na extremidade, no meio e no centro de uma pelota (Figura 11). Conforme descrito na Figura 11, a extremidade da pelota sofre uma maior fragilização que o meio e o centro da pelota, devido à maior cinética de redução nesta área. Com o tempo, à micro dureza tende a se igualar nas três regiões, apresentando uma redução de aproximadamente 50% da original.



Figura 10 – Força compressiva e grau de redução versus o tempo de redução. HUANG et al (2012).



Figura 11 – Relação entre tempo de redução e micro dureza para diferentes áreas da pelota. HUANG et al (2012).

Este aumento de volume das pelotas e enfraquecimento da estrutura da pelota recebe o nome de "inchamento" e pode ser maior, ou menor, dependendo de vários fatores, como por exemplo:

- Basicidade binária (CaO/SiO₂),
- Teor de SiO₂, de CaO e de MgO,
- Composição e temperatura do gás redutor (WANG et al. 2012).

A influência da basicidade binária (Cao/SiO₂) pode ser observada pela curva de Burghardt (Figura 12) na qual pode-se observar que, com basicidades inferiores a 0,7 o inchamento da pelota é superior a 20%. O estudo de FRAZER *et al.* (1975) mostrou que pelotas ácidas (com basicidade inferior a 0,1) sem adição de materiais com cálcio e de alta basicidade (superior a 0,8) têm inchamento inferior a 20%. Por outro lado, as pelotas com basicidade entre 0,2 e 0,8, ou seja, com média basicidade e com emprego mais usual na indústria, têm valores superiores a 60%.



Figura 12 - Curva de Burghardt - GUDENAU e WALDEN apud FONSECA (2003).

O comportamento apresentado na Figura 12 pode ser explicado (FRAZER *et al.* 1975) pelo fato que, em basicidades binárias mais elevadas, a recristalização da hematita durante a queima, para o endurecimento da pelota, forma uma estrutura que contém poros mais fechados. Isto dificulta a difusão do gás no interior do grão durante a redução da mesma. Como consequência desta baixa difusão do gás, haverá a formação de camadas de ferro metálico, magnetita e wustita. A camada de ferro metálico exterior produz uma resistência adicional à pelota, o que ajuda a reduzir o inchamento. Entretanto, tensões internas podem ser desenvolvidas, o que aumenta a degradação à baixa temperatura. Por outro lado, as pelotas com basicidade média e baixa formam uma estrutura com poros mais abertos durante a queima permitindo que ocorra uma difusão gasosa rápida durante a redução. Com isto, não ocorre à formação de camadas de ferro metálico, mas a redução inicial de magnetita e wustita ocorrerá ao longo de todo o volume e a redução final para o ferro metálico se dará somente após a pelota ser substancialmente reduzida à magnetita e wustita.

Além do efeito da basicidade binária, o teor dos elementos que a compõem (SiO₂ e CaO) influencia diretamente no inchamento das pelotas. FONSECA (2003) descreve o CaO na formação das pelotas de minério de ferro como sendo o agente do processo de difusão atômica, aumentando a mobilidade de elétrons na estrutura. Isto ocorre devido à reação do CaO com a hematita e com a sílica, formando uma fase liquida que produz um caminho de transporte que é geometricamente o mesmo caminho pelo contorno do grão na sinterização de fase sólida. Além deste composto, também são formados ferritos de cálcio (CaO.Fe₂O₃), de baixo ponto de fusão, os

quais difundem para os poros e defeitos formados durante a queima da pelota. Entretanto, a presença de CaO promove o aparecimento do ferro fibroso (ŞEŞEN, 2001 e LI *et al.*, 2010). Este efeito pode ser explicado pelo aumento da capacidade de transporte dos íons de ferro e pela dilatação da rede atômica da wustita, fazendo com que a produção contínua de ferro seja substituída pelo crescimento de uma fase de ferro fibroso. Desta forma o CaO presente no reticulado cristalino irá acelerar a formação e crescimento de cristais capilares de ferro metálico, que resultará em um inchaço anormal das pelotas.

MEYER (1980) demonstrou (Figura 13) que, quando muito baixos, os teores destes componentes nas pelotas (oriundos da ganga do minério) tendem a aumentar o inchamento, independente da basicidade utilizada. Por outro lado, o aumento do teor de ganga tende a reduzir o inchamento das pelotas, independente da basicidade utilizada.



Figura 13 – Influência do teor de ganga e basicidade da pelota no inchamento (MEYER, 1980).

De uma forma geral, basicidades entre 0,0 e 0,6 precisam de um teor de ganga entre 5 e 10% para controlar o inchamento das pelotas, enquanto basicidades acima de 0,6 podem ter o teor de ganga controlado abaixo de 5%. É importante lembrar que o aumento do teor de ganga muitas vezes não é desejado devido à redução do teor de ferro contido na pelota, que é o objetivo comercial deste produto.

Pelotas com alta basicidade (acima de 1,15) tendem a ser mais frágeis a altas temperaturas (800 a 900 °C) devido ao fato que parte do CaO e SiO₂ converte em uma fase vítrea cristalizada, chamada wollastonita (CaSiO₃) (UMADEVI *et al.* 2011). Durante esta conversão, trincas são formadas nas bordas do silicato. Nesta temperatura, esta fase é sólida e não reduz as tensões causadas pela redução do oxido de ferro, fazendo com que as pelotas possam quebrar facilmente. Pelotas com menores basicidades tendem a não formar esta fase, devido ao fato que CaO e SiO₂ reagem com outros componentes da ganga, como, por exemplo, alumina, álcalis, fósforo, etc.

A adição de MgO promove a formação de fases silicatadas (2(Fe,Mg)O.SiO₂), resultantes da dissolução do MgO e simultânea precipitação do FeO nos silicatos durante o processo de queima da pelota. Esses silicatos, por estarem enriquecidos em MgO, têm seu ponto de fusão aumentado. Fases denominadas de "magnésio-ferritos" promoverão o endurecimento das pelotas (FONSECA, 2003). O MgO aumentará o ponto de fusão da escória ou silicatos formados entre os óxidos (DWARAPUDI *et al.*, 2011) contribuindo para que haja uma força de ligação suficiente para suportar as tensões durante a redução da carga. Desta forma, o índice de inchamento e o RDI (*Reduction Degradation Index*) serão mais aceitáveis (Figura 14).



Figura 14 – Influência do teor de MgO no inchamento e no índice de degradação sob redução (DWARAPUDI *et al.* 2012)

As pelotas com adição de MgO terão uma tendência de inchamento reduzida devido à formação de escórias com maior ponto de fusão, aumentando a resistência devido às tensões resultantes da redução (DWARAPUDI *et al.*, 2012). A degradação sob redução também será reduzida devido à formação de uma maior quantidade de silicatos e "magnesio-ferrita", mais estável sob as condições de redução.

Além destes fatores, a resistência das pelotas à degradação sob redução também será afetada pelos fatores, anteriormente mencionados, que afetam a resistência das pelotas queimadas. Isto se deve ao fato que, uma vez que o aglomerado já esteja com sua estrutura fragilizada ao entrar no reator, ele se torna mais suscetível à geração de finos. Por exemplo, MEYER (1980) demonstra como a temperatura de queima da pelota afeta sua resistência à compressão e como esta, por sua vez, tem relação com suas propriedades sob redução (Figura 15).



Figura 15 – Influência da temperatura de queima na resistência à compressão das pelotas queimada e em suas propriedades sob redução (MEYER, 1980).

3.4. Formação de Cluster

Segundo PEREIRA (2012), o processo de colagem e formação de cachos (*Clusters*) em minérios granulados ou pelotas de minério de ferro é um fenômeno superficial, sendo resultado da reação de sinterização das partículas de ferro metálico, evidenciada a partir do entrelaçamento entre precipitados de ferro fibroso de duas pelotas sob redução. Além deste entrelaçamento, outros mecanismos envolvendo morfologias muito porosas e superficiais podem ocorrer para a formação de cachos.

A tendência de partículas de um minério de ferro colar durante a redução, segundo LOPES (2004), tem se mostrado bastante relacionada à formação de ferro fibroso ou precipitado de ferro formado sobre a superfície do óxido de ferro. Para que ocorra a colagem algumas condições são requeridas. As mais comuns estão relacionadas com a metalização do minério e com o tipo de minério, estas aliadas à alta temperatura, tamanhos das partículas (geralmente pequenos) e à composição dos gases.

YI *et al.* (2013) demonstram que temperaturas de redução mais elevadas (acima de 900 ℃) e composições de gases mais ricas em CO promovem a colagem de pelotas de minério de ferro (Figura 16).



Figura 16 – Efeito da temperatura de redução no índice de colagem de pelotas em diferentes atmosferas redutoras (YI *et al.*, 2013).

KHODAK et al. (1990) apud LOPES (2004) mostraram que a formação de cachos de pelotas de minério de ferro no curso de redução ocorre em uma faixa de temperatura de 700º a 900ºC. Esta formação ocorre com o aparecimento de ferro metálico na superfície das pelotas desde que haja contato umas com as outras. A resistência da zona de contato aumenta com o aumento da temperatura, do grau de redução das pelotas e da carga externa aplicada. Este fenômeno de metalização e colagem é acompanhado pelo fenômeno de coalescência das pelotas. Isto faz com que ocorra a obstrução da passagem dos gases e a impermeabilização do forno de redução, impactando diretamente na redução da carga e na produtividade do reator. Outro experimento conduzido por KHODAK et al. (1990) apud LOPES (2004) diz respeito a utilização de hidrogênio como gás redutor. Neste experimento foi observada a formação de uma casca metálica, de baixa porosidade, envolvendo os grãos de wustita e dificultando sua redução. A deformação da casca altera o ponto de contato de um volume esférico para uma superfície plana. A presença de uma superfície de minério de ferro plástica entre a pelota deformada conduz a uma intensa difusão de átomos e uma penetração mútua das partículas e o crescimento na zona de contato. A ação de forças interatômicas e pressões externas faz com que os átomos da superfície desloquem-se para a região de contorno. Com o decréscimo da porosidade e com o aumento da superfície de contato devido à deformação plástica causada pela pressão externa, o aumento dos micro-contatos dos grãos dentro dos contornos e também o aumento da resistência das ligações.

WONG (1999), em seu experimento, demonstra a relação entre a força de cisalhamento necessário para quebrar a ligação entre duas pelotas unidas após redução e a temperatura de redução (Figura 17). Além da temperatura, é demonstrado que o aumento do tempo de residência a temperatura favorece uma maior colagem entre as pelotas.



Figura 17 – Tensão de cisalhamento versus temperatura de redução (WONG, 1999).

Segundo PEREIRA (2012), a demanda crescente de produtividade pelos aciaristas forçou as usinas de redução direta a aumentarem a temperatura e vazão dos gases dos fornos a fim de garantir o fornecimento de ferro esponja. Esta elevação da temperatura está diretamente relacionada com a tendência à colagem de pelotas gerando problemas para a operação dos fornos de redução direta. Entre os problemas pode-se citar a diminuição da permeabilidade do leito à passagem de gases, a formação de canais preferenciais para esse fluxo, a aderência do material nas paredes do reator e da descarga, interrupções da operação, e a redução da produtividade e da qualidade do ferro esponja produzidos.

LOPES (2004) cita algumas maneiras que se tem utilizado para diminuir a força adesiva ou a área de contato dos finos de minério na colagem. Reduzir a temperatura do processo, inserir no leito de carga um minério que melhore a fluidez do leito, recobrir os minérios com carbono ou algum tipo de óxido refratário estão entre as ações testadas, sendo que o recobrimento da pelota tem sido o de maior emprego na indústria. Por exemplo, WONG (1999) demonstra que o aumento do teor de ganga na composição do agente de recobrimento tende a reduzir a força necessária para desfazer a ligação do *cluster* formado (Figura 18).



Figura 18 – Tensão de cisalhamento versus composição do recobrimento (WONG, 1999).

Apesar do recobrimento das pelotas mostra-se efetivo na redução a tendência de colagem, ele é um processo que atinge apenas a superfície da pelota durante sua aplicação. Desta forma, caso ocorra degradação da pelota devido às etapas de manuseio e/ou redução da carga, poderá ocorrer a exposição de faces internas sem recobrimento ou perda do recobrimento aplicado por abrasão. Outro fator que favorecerá o aumento da colagem será o aumento da superfície de contato provocado pela presença dos finos gerados a partir fragmentação do minério durante sua redução.

BAILON *et al.* (2011) mostra em seu trabalho, por meio da avaliação macro e microscópica das estruturas, que a intensidade da união entre partes degradadas (cacos/cacos) era maior se comparada às demais situações. No caso de união de pelotas integras (pelota/pelota) a resistência foi menor. A falta de uniformidade de distribuição do agente de recobrimento sobre a carga é apontada como um dos fatores responsáveis pela diferença nas forças de união entre as pelotas e os cacos formados.



Figura 19 – Intensidade de união entre as partes coladas, da menor para a maior (BAILON et al, 2011)

3.5. Modelamento e Simulação computacional

Em geral, modelos matemáticos podem ser classificados em (CONCHA, 1995):

- Empíricos;
- Fenomenológicos;
- Mecanicistas.

Modelos empíricos são baseados exclusivamente em dados experimentais obtidos no próprio processo, sendo correlacionados através de técnicas de regressão. Por meio deles são associados parâmetros de desempenho com variáveis operacionais e de projeto. Os modelos fenomenológicos estão relacionados com alguma descrição teórica simplificada do processo, utilizando valores de parâmetros obtidos no próprio processo, representando os fenômenos físicos sem tentar estabelecer uma descrição microscópica ou corpuscular com partículas elementares. Por fim, pode-se afirmar que modelos mecanicistas são os que consideram cada elemento envolvido e são construídos a partir do conhecimento do mecanismo físico básico que relaciona as variáveis do processo. Segundo ROCK *et al.* (2008), a modelagem teórica consiste em quatro passos, sendo o primeiro a construção do modelo matemático para corresponder ao problema físico baseado em suposições. Este modelo pode assumir uma forma diferencial ou equações algébricas. Como na maioria dos casos na engenharia esses modelos não podem ser resolvidos de forma analítica, é necessário que seja realizada uma solução numérica. Desta forma, uma segunda fase consiste em desenvolver um modelo numérico adequado ou uma aproximação através de modelagem matemática. Este modelo numérico, normalmente, precisa ser cuidadosamente calibrado e validado a dados existentes sobre o processo. O terceiro passo consiste em obter soluções pela implementação do modelo numérico. Por fim, o quarto passo é a interpretação dos resultados por meio de gráficos, tabelas ou outras formas que se mostrem convenientes.

Os modelos de partículas podem ser divididos em duas categorias: os de abordagem no contínuo a um nível macroscópico e da abordagem discreta a um nível microscópico (YU, 2004). Segundo LEWIS *et al.* (2005), os modelos continuos estão focados na deformação em uma escala média maior sem levar em consideração os contatos e interações entre as particulas. Já os primeiros modelos discretos envolvem estas interações, entretanto não são capazes de lidar com a deformação de uma maneira generalizada.

SITHARAM (2000) cita que o pressuposto de continuidade é usado como uma base para a descrição idealizada de muitos materiais, tais como solos, rochas, agregados, cimento e outros materiais de engenharia. Algumas técnicas para solução numérica fundamentam-se na suposição de continuidade, sendo ferramentas comprovadas e extremamente úteis para resolver muitos problemas complexos de engenharia. Dentro dessa categoria, pode-se citar:

- método dos elementos finitos (FEM Finite Element Methods),
- método das diferenças finitas (FDM Finite Difference Methods),
- método dos elementos de contorno (BEM Boundary Element Methods)
- método dos volumes finitos (FVM Finite-Volume Method)

Os modelos baseados na mecânica do continuo são fenomenológicos e estão voltados para a modelagem matemática do fenômeno observado sem preocupar-se

com fundamentos físicos significantes. Entretanto, no caso de materiais particulados, forças são transferidas por meio de contatos entre as partículas. A natureza granular de materiais particulados, sua deformação e suas imperfeições são causa de problemas que ocorrem como resultado do pressuposto da continuidade. Este comportamento discreto faz com que seja necessário compreender o meio complexo do particulado e que sejam realizados muitos testes em laboratório antes que possa ser modelado o processo físico (SITHARAM, 2000).

Portanto, no caso de materiais particulados é vantajoso tratar o meio como um conjunto de partículas que permitirá a exploração dos mecanismos reais envolvidos, e não como um processo contínuo. Nestes casos, outras técnicas devem ser utilizadas. A principal dessas é o método dos elementos discretos (DEM – do inglês *Discrete Element Methods*), analisada em maior detalhe a seguir.

3.5.1. Método dos Elementos Discretos (DEM)

O Método dos Elementos Discretos (DEM) é um modelo numérico capaz de manipular particulas de diferentes formatos, que foi originalmente desenvolvido por CUNDALL (1971 a 1974), para a análise de problemas de mecânica das rochas. Cundall e Strack incorporaram os métodos para o programa de computador chamado "BALL", e utilizaram o método para investigar as leis constitutivas para solos (CUNDALL E STRACK, 1979).

FERNANDEZ *et al.* (2012) definem o método dos elementos discretos como um método Lagrangiano originalmente desenvolvido para a simulação de sólidos a granel e que depois foi estendido a todo o campo de tecnologia de partículas. Este método aplica as equações de Newton de movimento de rotação e translação das partículas que consideram as forças de impacto entre as partículas e entre elas e o meio. Desta forma o DEM modela o movimento e as interações mecânicas de cada objeto no problema físico durante uma simulação e, em seguida, fornece uma descrição detalhada das velocidades, posições, e as forças que atuam sobre cada objeto em diferentes pontos no tempo durante a análise. Ele ainda permite que outras forças, como as magnéticas, eletrostáticas e Brownianas, sejam também implementadas, quando necessário. Assim, em contraste aos outros métodos citados, a massa de partículas não é modelada como um contínuo, em vez disso, mas como indivíduos rígidos (GNILSEN, 1989). As técnicas numéricas usadas no DEM podem ser divididas em duas categorias (DURAN e ZHU *et al.* apud O'SULLIVAN, 2011) (Figura 20):

- Hard-spheres, ou esferas rígidas.
- Soft-spheres, ou esferas moles;



Figura 20 – "*Hard-spheres*" e "*Soft-spheres*" (O'SULLIVAN, 2011).

A maior diferença entre as técnicas é que, no primeiro caso, não há penetração (ou deformação) quando ocorre o contato entre as partículas, que só ocorre uma vez para cada tempo analisado. Este modelo é governado pelas equações de momento e as forças de contato entre partículas não são explicitamente consideradas. No segundo caso, do modelo de esferas moles, esta deformação ou penetração é considerada durante o contato, e múltiplos contatos simultâneos podem ser resolvidos. Neste modelo são resolvidas, em incrementos de tempo discreto, as equações lineares e angulares do equilíbrio dinâmico das colisões ou contatos entre as partículas.

Em ambos os casos as simulações são transitórias, ou seja, dependem do tempo. Isto significa que a evolução do sistema durante um período de tempo é considerado pelo exame do estado do conjunto das partículas, durante intervalos de tempos distintos (O'SULLIVAN, 2011).

3.5.2. Equação do movimento - DEM

A segunda lei de Newton descreve a translação e rotação em três direções diferentes em cada partícula *i* no tempo *t* e esses movimentos são expressos pela Equação (7) na forma da força e do torque que agem no centro de uma partícula *i* (KAČIANAUSKAS *et al.*, 2007):

$$m_i \frac{d^2 x_i}{dt^2} = F_s$$
, $I_i \frac{d^2 \Theta_i}{dt^2} = T_i$ Eq. 07

Na qual m_i é a massa da partícula, I_i e o momento de inércia, x_i é a posição do centro de gravidade, Θ_i é a orientação da partícula i, F_s é o somatório das forças de contato e externas, enquanto T_i é o torque que age sobre a partícula *i*.

A Figura 21 representa a colisão entre duas partículas onde suas posições são definidas pelo vetor R₁ e R₂. Os blocos têm massa m₁ e m₂, e apresentam certa velocidade linear (v₁ e v₂) e velocidade angular (ω_1 e ω_2).



Figura 21 – Esquema de colisão entre duas partículas (ROCK et al., 2008).

A forma discreta da equação de movimento para uma partícula *i* pode ser expressa pela Equação 08, que pode ser resolvida por meio de diferentes algoritmos de integração numérica (ROCK *et al.*, 2008):

$$M_i a_n^i + C_i v_n^i + P_i(\mathbf{x}_n^i) = \mathbf{f}_n^i$$
 Eq. 08

na qual M_i é massa, C_i é a matriz de amortecimento, P_i é a resultante da força de contato, f_n^i é a força aplicada no limite da partícula/corpo da partícula e x_n^i , v_n^i e a_n^i são a posição, a velocidade e o vetor de aceleração de *i* partículas em *n* incrementos de tempo:

$$(\mathbf{x}_n^i)^T = [\mathbf{x}_n^i, \mathbf{y}_n^i, \mathbf{z}_n^i, \boldsymbol{\theta}_n^i]$$
$$(\mathbf{v}_n^i)^T = [\dot{\mathbf{x}}_n^i, \dot{\mathbf{y}}_n^i, \dot{\mathbf{z}}_n^i, \dot{\boldsymbol{\theta}}_n^i]$$
$$(\mathbf{a}_n^i)^T = [\ddot{\mathbf{x}}_n^i, \ddot{\mathbf{y}}_n^i, \ddot{\mathbf{z}}_n^i, \ddot{\boldsymbol{\theta}}_n^i]$$

Resolvendo-se a equação numericamente dentro de um domínio de tempo permitirá a estimação das acelerações, velocidades, deslocamentos e as forças resultantes para cada partícula. A partir de um conjunto discreto é possível obter a relação tensão-deformação. A tensão média pelo método do elemento de volume representativo (RVE – *Representative of Volume Element*) é obtida pela Equação 09:

$$\bar{\sigma}_{ij} = \frac{1}{V} \sum_{p=1}^{N} \sum_{c=1}^{m_p} x_i^c F_j^c$$
 Eq. 09

na qual x_i^c é a posição do vetor no ponto de contato c, F_j^c é o vetor da força de contato no ponto de contato c, N é numero de partículas de um elemento representativo de volume e m_p é o número de pontos de contato para uma partícula p. De maneira análoga, a tensão de deformação pelo método de elemento de volume representativo para deformação infinita pode ser descrita pela equação 10:

$$\bar{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left(F_{ij} + F_{ji} \right)$$
 Eq. 10

na qual F é a força de contato.

3.5.3. Modelo mecânico de contato - DEM

Segundo ROCK (2008), as forças de ligação ou de contato, incluindo as variáveis de cada partícula, devem ser definidas muito criteriosamente para representar precisamente as propriedades físicas de um determinado objeto, uma vez que o DEM discretiza o objeto em partículas individuais. Estas variáveis, que incluem o conjunto de partículas, a distribuição do tamanho de partículas, as massas específicas das partículas e a massa das partículas, podem ter comportamentos diferentes sob condições de carga diferentes.

As relações equivalentes entre a tensão, a deformação e o continuo de um objeto podem ser derivados a partir do estudo do comportamento da forçadeslocamento entre as partículas individuais, por meio do método do elemento de volume representativo (RVE). Os cálculos da força podem variar com base em diferentes problemas de engenharia, e podem incluir cálculos da força normal, da força de cisalhamento, do atrito, do momento, e da torção de cada partícula nos pontos de contato (ROCK *et al.*, 2008).

Segundo ROCK *et al.* (2008), os modelos de contato elásticos são, normalmente, os mais utilizados devido ao fato que as forças necessárias para se esmagar uma partícula individual serem maiores que a necessária para causar dano a um conjunto de partículas. A força necessária para a deformação de uma partícula individual é mais baixa do que a necessária para deformar todo o conjunto de

partículas. Um modelo de contato não linear elástico conhecido é o modelo de contato de Hertz-Mindlin.

No modelo Hertz-Mindlin, a componente de força normal é baseada na teoria de contato de Hertz, enquanto a componente de força tangencial baseia-se nos trabalhos de Mindlin-Deresiewicz. As forças normais e tangenciais têm componentes de amortecimento os quais são relacionados com o coeficiente de restituição. A força de atrito tangencial segue a lei de Coulomb para o modelo de atrito. O atrito de rolamento é aplicado como modelo de torque direcional constante de contato independentemente (EDEM, 2011).

Segundo O'SULLIVAN (2011) o modelo de Hertz-Mindlin considera um ponto inicial de contato entre dois corpos descrevendo o crescimento da área de contato, a variação das trações na superfície, as deformações de superfície e as tensões no interior das partículas. É presumido que os contatos são linearmente elásticos. Segundo ROCK *et al.* (2008) o modelo considera que os sólidos em contato são isotrópicos e elásticos, e que as dimensões representativas da área de contato são muito pequenas em comparação com os vários raios de curvatura dos corpos indeformados. Outro pressuposto do modelo de Hertz-Mindlin é que os dois sólidos são perfeitamente lisos. As forças de contato entre duas partículas para o modelo de *soft-spheres* pode ser representado pela Figura 22.



Figura 22 – Forças de contato entre duas partículas seguindo o modelo de soft-spheres (FERNANDEZ et al. 2012).

A relação entre a força normal (F_n) e o deslocamento (sobreposição) normal (δ_n) é descrita pela lei de Hertz-Mindlin como:

$$F_n = \frac{4}{3} E^* \sqrt{R^*} \delta_n^{\frac{3}{2}}$$
 Eq. 11

sendo *E*^{*} o módulo equivalente de elasticidade médio do contato de duas esferas (Modulo de Young), definido por:

$$\frac{1}{E^*} = \frac{(1 - v_i^2)}{E_i} + \frac{(1 - v_j^2)}{E_j}$$
 Eq. 12

na qual E_i e E_j são os módulos de Young de cada partícula, v_i e v_j são os coeficientes de Poisson de cada partículas e R^* é o raio médio das duas partículas em contato dado pela equação 13.

$$\frac{1}{R^*} = \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R_j}$$
 Eq. 13

na qual *R_i* e *R_j* são os raios de cada partícula.

A chave para o sucesso da modelagem usando DEM é a seleção apropriada do amortecimento e da rigidez das partículas envolvidas. A força de amortecimento (F_n^d) é obtida por:

$$F_n^d = -2\sqrt{\frac{5}{6}}\beta\sqrt{S_n m^*} v_n^{\overrightarrow{rel}}$$
 Eq. 14

Sendo m^{*} a massa equivalente, $v_n^{\overrightarrow{rel}}$ a componente normal da velocidade relativa e S_n (Resistência normal) são dados pelas Equações 15,16 e 17 respectivamente:

$$m^* = \left(\frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_i}\right)^{-1}$$
 Eq. 15

$$\beta = \frac{\ln e}{\sqrt{\ln^2 e + \pi^2}}$$
 Eq. 16

$$S_n = 2E^* \sqrt{R^* \delta_n}$$
 Eq. 17

sendo e o coeficiente de restituição.

A força tangencial pode ser obtida pela sobreposição tangencial (δ_t) e resistência tangencial (S_t) conforme a Equação 18:

$$F_t = -S_t \delta_t$$
 Eq. 18

sendo

$$S_t = 8G^* \sqrt{R^* \delta_n}$$
 Eq. 19.

na qual G^* é o modo de cisalhamento equivalente obtido por:

$$\frac{1}{G^*} = \frac{(2-v_i^2)}{G_{s1}} + \frac{(2-v_j^2)}{G_{s2}}$$
 Eq. 20.

sendo que G_{s1} e G_{s2} são os módulos de cisalhamento das partículas em contato *i* e *j*, respectivamente.

A força de amortecimento tangencial (Equação 21) pode ser obtida substituindo a resistência normal e a velocidade relativa normal pelas suas componentes tangenciais ($S_t \in v_t^{\overrightarrow{rel}}$) na Equação 14:

$$F_t^d = -2\sqrt{\frac{5}{6}}\beta\sqrt{S_t m^*} v_t^{\overrightarrow{rel}}$$
 Eq. 21

As leis de atrito propostas por Coulomb estabelecem a relação entre as força normal e a tangencial na região de escorregamento dado pela Equação (22). A superfície de contacto e f_n e f_t são as forças normal e tangencial, respectivamente. μ_s é o coeficiente de atrito estático:

$$f_t(r) = \mu_s f_n(r)$$
 Eq. 22

Para simulações em que o atrito por rolamento é importante, ele pode ser descrito com o auxílio da aplicação do torque na superfície de contacto pela Equação (23):

$$\tau_i = -\mu_r F_n R_i \omega_i$$
 Eq. 23.

na qual μ_r é o coeficiente de atrito por rolamento, R_j é a distância do ponto de contato até o centro de massa e ω_i é a velocidade angular unitária do objeto no ponto de contato.

3.5.4. Abordagem computacional - DEM

A formulação básica para o método dos elementos discretos para materiais granulares foi proposta e descrita por Peter Cundall e Otto Strack no final da década de 1970 (CUNDALL E STRACK, 1979), sendo que uma visão global da sequência de cálculos envolvendo o método é ilustrada na Figura 23. Segundo BIĆANIĆ (2007), uma sequência computacional utilizando DEM deve resolver as equações do movimento usando incrementos de tempo para atualizar as forças de contato consequentes das colisões.



Figura 23 – Diagrama da sequência para o cálculo de uma simulação em DEM (O'SULLIVAN, 2011).

De uma forma resumida, para efetuar a simulação por DEM, inicialmente devese introduzir a geometria do sistema a ser analisado e devem ser incluídas as coordenadas das partículas e dos limites. Normalmente as propriedades dos materiais, como rigidez e coeficiente de atrito, são incluídos através da especificação dos parâmetros do modelo. Deve-se especificar um tempo para a criação ou deformação das partículas no sistema e à medida que a simulação progrida é feita uma análise de todos os parâmetros em um dado incremento de tempo. A cada incremento de tempo, os contatos entre as partículas são identificados e a magnitude de sua interação é analisada. Desta forma, avaliam-se as forças resultantes e o momento ou o torque que está agindo em cada partícula do sistema. Conhecendo a inércia das partículas, as acelerações de translação e rotação das partículas podem ser calculadas. O deslocamento e a rotação das partículas ao longo de cada incremento de tempo subsequente podem ser então encontrados por meio de integração através do tempo. Usando estes deslocamentos incrementais e rotações, as posições e orientações de partículas são atualizadas, no intervalo de tempo seguinte. As forças de contato são calculadas utilizando a geometria atualizada, e a série de cálculos são repetidos (O'SULLIVAN, 2011).

Segundo BIĆANIĆ (2007), a forma de geometria de partícula simples (2D, forma circular, ou 3D, forma esférica), facilita a detecção de corpos em contato e a avaliação das forças de contato (tanto a magnitude, como o sentido) que atuam no contato. No entanto, pode ser necessário que haja interação de partículas de geometrias mais complexas. Isto faz com que a complexidade algorítmica para a detecção e avaliação das forças de contato entre os corpos aumente significativamente.

Para o sucesso da modelagem computacional utilizando DEM, este deve seguir três aspectos (ROCK *et al.* 2008):

- Representação do contato, que deve tentar estabelecer um modelo de contato que melhor represente as partículas discretas;
- Representação das propriedades dos materiais, com a definição de partículas ou blocos que sejam rígidos ou deformáveis;
- Detecção e revisão dos contatos, que deve estabelecer algoritmos capazes de avaliar contatos e tipos de contatos, independente da forma de partícula utilizada.

3.5.5. Software EDEM

O EDEM é um software baseado no Método dos Elementos Discretos (*Discrete Element Method*) desenvolvido pela DEM Solutions (Edimburgo, Escócia) projetado para simular e analisar o movimento de partículas dentro de processos industriais. É possível criar modelos de sólidos granulares a partir da inserção de parâmetros no programa para sua calibração. As partículas criadas são elementos esféricos indeformáveis. O software EDEM (EDEM, 2013) é formado por três componentes (Figura 24):

• o pré-processador - EDEM Creator,

- o solver EDEM Simulator, e
- o pós-processador EDEM Analyst.



Figura 24 – EDEM workflow (Adaptado de SCHARPF, 2008).

O EDEM Creator é utilizado para a criação do modelo representativo do material, onde as ferramentas são fornecidas para especificar os componentes do modelo incluindo o modelo de contato, a forma física das partículas e a distribuição de tamanho de modelo. Modelos CAD reais de partículas e geometrias podem ser importados e usados para aproximar as formas e calcular propriedades de inércia. *EDEM Simulator* é onde o usuário pode configurar e controlar o funcionamento do mecanismo de simulação. O EDEM tem capacidade de retroceder, permitindo refazer uma simulação a partir de qualquer ponto, com ou sem alterações no modelo. *EDEM Analyst* fornece algumas ferramentas de pós-processamento para análise, visualização e exportação de dados de simulação.

O EDEM oferece diferentes modelos de contatos que descrevem o comportamento das partículas e/ou geometrias quando entram em contato. EDEM inclui os seguintes modelos de contato integrados em sua versão 2.5:

• Hertz-Mindlin (no slip)

- Hertz-Mindlin (no slip) with RVD Rolling Friction
- Hertz-Mindlin with Bonding
- Hertz-Mindlin with Heat Conduction
- Hertz-Mindlin with JKR Cohesion
- Linear Cohesion
- Linear Spring
- Hysteretic Spring
- Moving Plane (Conveyor)

Os modelos utilizados neste trabalho são o *Hertz-Mindlin (no slip)* e o *Hertz-Mindlin with Bonding*. Um modelo modificado de *Hertz-Mindlin* é o modelo padrão do EDEM. Este modelo considera um componente de amortecimento na força normal e tangencial que tem a relação entre o coeficiente de amortecimento e o coeficiente de restituição descritos por TUSJI *et al.* (1992). A força de atrito tangencial segue a lei de Coulomb como exemplo em CUNDALL e STRACK (1979).

O modelo de *Hertz-Mindlin with Bonding* é utilizado para unir partículas com uma ligação de tamanho finito. Esta ligação pode resistir ao movimento tangencial e normal das partículas até que a tensão de cisalhamento normal e tangencial critica seja atingida. Este modelo e baseado no trabalho de POTYONDY e CUNDALL (2004).

Considerando o modelo de contato *Hertz-Mindlin* empregado no EDEM, se apenas a gravidade é considerada como força externa, as demais características e parâmetros de contato das partículas são:

- Formato da partícula;
- Tamanho da partícula;
- Densidade da partícula;
- Modulo de Cisalhamento (G) e coeficiente de Poisson (v);
- Coeficiente de atrito: estático e de rolamento, entre partícula-partícula e partícula-geometria;
- Material da partícula;
- Coeficiente de restituição: partícula-partícula e partícula-geometria do material;

3.5.6. Limitações do uso do DEM

Uma das limitações atuais ao uso do DEM está no processamento computacional. Outra limitação é a correta escolha dos parâmetros de entrada necessários à simulação.

MARIGO (2012) descreve, genericamente, o tempo computacional total gasto como combinação de múltiplos fatores, como:

- Número de partículas no sistema: Quanto maior o número de partículas, maior será a quantidades de pontos de contato a serem calculados;
- Formato da partícula: geralmente formas complexas são descritas por conjunção de partículas que causam um aumento no número de partículas dentro do sistema e, portanto, de tempo;
- Tamanho das partículas: para partículas menores usa-se timestep (iteração) menores;
- Escolha da propriedade do material: as propriedades do material influenciam diretamente o *timestep;*
- Total de tempo simulado desejado.

MARIGO (2012) cita como exemplo que uma simulação contendo um milhão de partículas não esféricas em uma geometria 3D não pode ser processada facilmente por um único processador. Uma forma esférica simples e um pequeno número de particulas podem ser manipuladas facilmente. Entretanto, comparado a um processo industrial real, no qual tem-se milhões de particulas irregulares com um distribuição de tamanho, a pricipal limitação passa a ser o processamento. Desta forma, a capacidade de modelamento será limitada principalmente pela capacidade de processamento computacional.

3.5.7. Aplicações de DEM

Segundo CLEARY (2010) o método dos elementos discreto (DEM) já está estabelecido como uma ferramenta usada por físicos e engenheiros nas áreas de geofísica, mineração e engenharias civil, mecânica e química. Entretanto, na década de 1970, o DEM era utilizado para modelar sistemas envolvendo um número muito pequeno de partículas. Nos 15 anos seguintes, a modelagem ficou, em parte, restrita a geometrias bidimensionais, tais como fluxo de rampa, funis pequenos e células de cisalhamento, principalmente com o objetivo de compreender os fundamentos do fluxo de materiais granulares. Na década de 1990, com o aumento da capacidade computacional, foi possível trabalhar em modelos um pouco mais complexos, de geometrias simples, mas bidimensionais ou tridimensionais.

Desde o início deste século, o DEM tem sido capaz de ser utilizado em grande escala, principalmente em aplicações industriais, com geometrias mais complexas em três dimensões (3D) (Figura 25). CLEARY (2004) cita como o DEM pode ser aplicado industrialmente em diversas áreas:

- Análise limite de tensões, para desenho mecânico e previsão fadiga/fratura (KREMMER e FAVIER, 2001; CLEARY, 2004; FLEISSNER *et al.*, 2007; JING e STEPHANSSON, 2007; MORRIS e JOHNSON, 2007; NASCIMENTO *et al* 2007; SITHARAM, 2000; RIOS, 2012; e CAMONES *et al.*, 2013);
- Distribuições e taxas de desgaste, para estimar a vida útil do equipamento e desgaste de componentes (CLEARY, 2003; KALALA e MOYS, 2004; HUANG and TUTUMLUER, 2011 e GRIMA *et al.*, 2012);
- Taxas de acreção, para a predição de acreção induzida por bloqueio, alterações na abertura de telas de peneiras (CLEARY, 2004 e 2009);
- Distribuições de força de colisão, freqüências de colisão, aspecto de absorção de energia, para compreensão da quebra e aglomeração de particulas (Cleary, 2004; KALALA e MOYS, 2004; LEWIS *et al.*, 2005; GAN e KAMLAH, 2010; CARVALHO e TAVARES, 2009; IWASAKI *et al.*, 2010; KEPPLER *et al.*, 2011; CARVALHO e TAVARES, 2012 e BARRIOS *et al.*, 2013);
- Consumo energético e predição de torque, para o projeto de equipamentos (MISHRA e RAJAMANI, 1992; CLEARY, 2003 e 2004; FLEISSNER *et al.*, 2007);
- Taxas de fluxo e estatísticas de fluxo, para a compreensão das características de fluxos complexo (CLEARY, 2003 e 2009; NOUCHI *et al.*, 2003; SILVEIRA *et al.*, 2010; FERNANDEZ *et al.*, 2012; GRIMA *et al.*, 2012);
- Taxas de mistura e segregação, para avaliar o progresso de processos de mistura e compreender o grau de segregação e seus efeitos sobre outros processos onde a segregação e/ou mistura não devam ocorrem (STEWART, 2001 e CLEARY, 2004 e 2009);
- Distribuições de tempo de residência, para avaliar a gama de tempos de que as partículas são expostas a diferentes ambientes dentro de um processo, como por exemplo, na aglomeração e moagem (Cleary, 2009 e KETTERHAGEN, 2011);
- Taxas de transporte axiais, para avaliar o fluxo axial ao longo de cilindros, rotativo ou estacionário, que são normalmente utilizados (KREMMER e FAVIER, 2001; CLEARY, 2009; OWEN e CLEARY, 2009; MINGYIN *et al.*, 2012).









d)

Figura 25 – Exemplo de aplicações de DEM: a) Formação de fluxos em chute de transferência (SILVEIRA *et al.* 2010); b) Análise da velocidade das particulas em um chute de transferência (GRIMA *et al.* 2012); c) Avaliação do fluxo e transferência de energia em um britador de impacto de eixo vertical (CUNHA *et al.* 2013) e d) Simulação da carga de bolas em moinhos piloto (CARVALHO e TAVARES, 2009).

Além das aplicações do DEM citadas, tem-se a utilização combinada do método dos elementos discretos com outras ferramentas de análise. Por exemplo, em casos que seja necessário simular fluxos multifásicos avaliando as forças hidrodinâmica (arraste, sustentação, torque) pode-se utilizar o modelo de dinâmica de fluidos computacional (CFD, do inglês *Computational Fluid Dynamics*).

Outra aplicação do DEM pode ser vista na associação com modelos de balanço populacional que são cruciais no campo da análise do processo de partículas. estes modelos permitem o cálculo da distribuição de tamanho, assim como a determinação dos mecanismos de granulação. Um exemplo desta utilização esta na modelagem da quebra de pelotas de minério de ferro durante o manuseio, no qual as informações do DEM são utilizadas para determinar funções que permitem estimar os termos de nascimento e morte das partículas.

Essa tarefa de estabelecer a interface entre o DEM e o modelo do balanço populacional, entretanto, não é trivial. A fim de facilitar essa tarefa, foi recentemente desenvolvido (CARVALHO, 2013) um software baseado em Matlab no Laboratório de Tecnologia Mineral da COPPE/UFRJ para pós-processamento de informações oriundas do EDEM, em particular aquelas resultantes da modelagem matemática de moinhos tubulares (Figura 26). Este software extrai diretamente resultados de simulação em DEM obtidas do software EDEM. Basicamente ele trata e analisa as informações extraídas de forma a facilitar a sua utilização na simulação da fragmentação. Embora tenha sido desenvolvido originalmente para simulação da moagem, o mesmo tem se mostrado útil no pós-processamento de dados do EDEM para qualquer tipo de aplicação que envolva a quebra de partículas.

J LTM mill analyst 2013	
Launch window Help	
Step 1 - Mill charge estimation	
Step 2 - EDEM® data conversion	
Step 3 - Create mill analysis report	COPPE UFRJ
Launch	

Figura 26 – Caixa de diálogo de abertura do LTM Mill Analyst (CARVALHO, 2013)

3.6. Modelagem do processo de quebra de pelotas

TAVARES e CARVALHO (2010) desenvolveram um modelo matemático que permite a previsão da degradação de granéis quando submetidos a impactos, como aqueles que ocorrem durante o manuseio. Esse modelo foi combinado ao método dos elementos discretos na previsão da degradação de pelotas durante o seu manuseio (SILVEIRA, 2012). O modelo baseia-se na determinação da resposta a uma carga/deformação resultante de um impacto de uma partícula esférica combinado com a mecânica de danos continua e teoria de contato de Hertz. O modelo é composto de um módulo principal e vários sub modelos que o alimentam (Figura 27).



Figura 27 – Estrutura do modelo matemático da degradação de TAVARES e CARVALHO (2010).

Para que seja simulada a degradação durante o manuseio, é necessário prever a distribuição completa de tamanhos de partículas após cada impacto, não apenas a proporção de material original que é fragmentado. A equação geral do balanço de massas (Equação 24) é obtida a partir do balanço de cada fração de tamanho após uma queda individual de todas as partículas:

$$w_{i,n+1} = w_{i,n} [1 - F_{i,n}(eE_{k,n})](1 - k_i) + \sum_{j=1}^{i} w_{j,n} [F_{j,n}(eE_{k,n})b_{ij}(eE_{k,n}) + k_j [1 - F_{j,n}(eE_{k,n})]a_{ij}]$$

Eq. 24

na qual w_i é a fração de partículas na classe de tamanho *i*, *n* é o número do evento de colisão, F_i é a distribuição de energias de fratura das partículas de tamanho *i*, eE_k é a energia efetiva recebida pelas partículas, b_{ij} é função quebra das partículas (distribuição dos fragmentos), k_j é a proporção de material degradado por abrasão e a_{ij} é a função quebra das partículas degradadas por abrasão. Essa função foi recentemente descrita pela relação (CARVALHO e TAVARES, 2011):

$$k = a \left(\frac{E_k}{E_{50u}}\right)^{\gamma}$$
 Eq.25

sendo que E_{50u} é a energia de fratura das partículas que não quebraram, $\gamma e a$ são parâmetros de ajuste a serem calibrados a partir de dados experimentais.

Após cada impacto, a distribuição de energia de fratura, específica em relação à massa, das partículas contidas em cada classe de tamanho *i* deve ser modificada, uma vez que algumas partículas contidas nesta classe de dimensão podem ter sido quebradas e as particulas que permaneceram integras podem ter sido enfraquecidas. Complementando, os fragmentos resultantes da quebra de partículas mais grossas podem ter passado para este tamanho *i*. A distribuição de energia de fratura das partículas contidas na classe de tamanhos *i* após o evento de impacto *n* é dada por:

$$F_{i,n+1}(E) = \frac{F_{i,n+1}^*(E)w_{i,n}[1 - F_{i,n}(E_{k,n})](1 - k_i) + F_{i,0}(E)\sum_{j=1}^i w_{j,n}[F_{j,n}(E_{k,n})b_{ij} + [1 - F_{j,n}(E_{k,n})]k_ja_i]}{w_{i,n+1}}$$

Eq. 26

na qual $F_{i,n+1}^{*}(E)$ é a distribuição de energias das partículas que sofrem dano (recebem impacto), mas não fraturam, e $F_{i,0}$ é a distribuição de energias das partículas originais (provenientes de caracterização em laboratório).

A simulação em DEM de uma operação de carregamento de forno de redução pode fornecer as informações necessárias para simulação da degradação também nesse tipo de equipamento. Isto tornará possível prever se há severidade suficiente nesta operação na geração de finos e cacos que alimentarão o forno. Além disto, o movimento durante a redução da carga pode gerar forças de contatos entre as pelotas capazes de degradar a carga, sem levar em consideração as forças resultantes da redução do minério. É importante lembrar que quanto mais finos e cacos de pelotas forem formados, mais prejudicada será a permeabilidade do leito e mais favorecida será a formação de cachos. Desta forma, a simulação da operação (carregamento e movimento no interior do forno) em DEM fornecerá as informações para avaliar a utilização de um modelo de quebra já desenvolvido.

4. METODOLOGIA

A metodologia empregada neste trabalho foi dividida em quatro partes. A construção e a calibração dos modelos foram feitos com base em trabalhos prévios de pesquisadores do LTM e disponíveis na literatura. Os critérios utilizados nas simulações foram estabelecidos com o objetivo de minimizar o tempo de processamento em cada etapa da simulação.

4.1. Caracterização de partículas individuais

Considerando o modelo de contato Hertz-Mindlin empregado no EDEM, foi necessário determinar os parâmetros descritos no item 3.5.5.

Para a utilização da simulação foi considerada como carga do forno apenas pelotas de minério de ferro para redução direta. Na prática isso nem sempre reflete a realidade, tendo em vista que as operações de manuseio que ocorrem desde a usina de pelotização e o cliente podem resultar em degradação (SILVEIRA, 2013). As pelotas apresentam formatos que aproximam-se de uma esfera, entretanto sua superfície é irregular. BARRIOS *et al.* (2013) determinou os parâmetros de contato a ser utilizados no EDEM com base em dois modelos de esferas (Figura 28).



Figura 28 – Formato da pelota: a) Pelota real; b) Modelo de esferas sobrepostas e c) Modelo de esfera (BARRIOS et al. 2013)

Apesar do modelo de esferas sobrepostas ser mais adequado às simulações de pelotas de minério de ferro, foi utilizado neste trabalho o modelo de esfera. Esta

escolha foi feita devido à necessidade de diminuir o tempo de processamento computacional, uma vez que a utilização de um modelo de esferas sobrepostas faria com que aumentasse significativamente o número de interações nas simulações. Por outro lado, como o modelo de esferas apresenta valores próximos ao de uma pelota real, sua utilização pode ser considerada como uma boa aproximação de um modelo real.

O tamanho da esfera a ser utilizada, também foi escolhido com base no objetivo de redução do tempo de processamento computacional. Para isto foi escolhido um tamanho único e utilizado pelotas com 25 mm de diâmetro. Este tamanho é aproximadamente o dobro do tamanho médio utilizado de pelotas de minério de ferro utilizadas industrialmente. Entretanto, foi realizada uma simulação com tamanho de 12,5 mm com o intuito de verificar o efeito do tamanho nos resultados.

A densidade (massa específica) das pelotas, bem como os demais parâmetros de contato para a pelota utilizando o modelo de esferas e material (aço) utilizado na geometria do forno foi baseados no trabalho de BARRIOS *et al.* (2013) (Tabela 6).

	Aço	Pelota	Pelota/Pelota	Pelota/Aço
Coeficiente de Poisson	0,3	0,25		
Modulo de cisalhamento (MPa)	7000	16		
Densidade (kg/m ³)	7800	3948		
Coeficiente de restituição			0,49	0,5
Coeficiente de Atrito estático			0,21	0,25
Coeficiente de Atrito por rolamento			0,48	0,39

Tabela 6 – Parâmetros de contato descritos por BARRIOS et al. (2013) para pelotas no formato esférico

No que diz respeito à resistência das pelotas à fragmentação volumétrica e superficial, utilizou-se resultados de ensaios previamente realizados no Laboratório de Tecnologia Mineral com pelotas de minério de ferro oriundas de uma usina pelotizadora da Vale instalada em Vitória (ES). No caso de pelotas contidas no

intervalo de 12,5 - 9,0 mm, a resistência média à compressão foi de 2550 N/pelota, ou 260 kgf/pelota. A distribuição de energias de fratura para essas pelotas é ilustrada na Figura 29.



Figura 29 - Distribuição de energias de fratura para pelotas de 12,5 mm (dados de pelotas reduzidas estimados considerando perda de 75% de resistência).

A suscetibilidade à fratura superficial (abrasão) foi descrita a partir de resultados de ensaios de queda livre de pelotas a diferentes alturas e ângulos de impacto, registrando-se a proporção de finos *k* gerada (Figura 30).



Figura 30 – Resultados experimentais para calibração da curva de geração de finos.

$$k = 0,002E_k^{1,1623}$$
 Eq. 27

na qual a energia efetiva de impacto E_k , em J/kg, é obtida pela composição da energia normal E_n e tangencial E_t , tal que

$$E_k = E_n + 0.2E_t$$
 Eq. 28

Os parâmetros da Equação 27, bem como a distribuição de energias de fratura da Figura 30, foram estimados considerando a pelotas não reduzidas. A fim de aplicar a Equação 27 e a distribuição de energias de fratura do material na simulação da degradação no forno foi considerada ainda a perda de resistência superficial da pelota, bem como da sua resistência à fratura com a redução. Para tal, foram utilizadas evidências encontradas nos trabalhos de HUANG *et al* (2012) e PARISI e LABORDE (2004) sobre esses efeitos.

No primeiro foi considerada a perda de resistência medida através da micro dureza superficial da pelota. Este resultado foi relacionado ao seu respectivo grau de redução (Figura 10 e Figura 11). Do trabalho de PARISI e LABORDE (2004) foi extraída a relação entre a profundidade da região de redução e o grau de redução do minério a partir do resultado de grau de metalização (Figura 31). Destas figuras foram extraídos os resultados encontrados na Tabela 7 e feito a relação entre a profundidade normalizada estimada do forno e o fator de redução de dureza superficial (Figura 32).



Figura 31 – Grau de metalização em função da profundidade em um forno de redução direta (PARISI e LABORDE, 2004).

Tabela 7 – Resultados baseados nos trabalhos de HUANG et al (2012) e PARISI e LABORDE (2004)

	Dados extraído	os da Figura 31	Dados extraídos das Figura 10 e 11				
Profundidade no forno (cm)	Profundidade no forno normalizada	Metalização	Grau de redução calculado (%)	Micro dureza (HV,kg.mm ⁻²)	Grau de redução (%)	Fator de redução de dureza superficial	Profundidade normalizada estimada
0	0,00	0,00	0,00	820	0,00	0,00	0,00
100	0,11	0,13	8,69				
				238	11,17	2,45	0,14
200	0,22	0,17	17,70				
				218	18,02	2,76	0,23
				238	21,44	2,45	0,27
300	0,33	0,40	26,06				
				357	26,13	1,30	0,34
				378	32,61	1,17	0,43
400	0,44	0,52	33,79				



Figura 32 - Relação entre a profundidade normalizada estimada do forno e o fator de redução de dureza superficial.

Com bases na relação entre a profundidade normalizada estimada do forno e o fator de redução de dureza superficial foi determinado o fator (F_{ajust}) para ajuste da Equação 28 na região de redução. Desta forma tem-se a seguinte equação ajustada:

$$F_{ajust} = 1 + 149,41h^3 - 141,76h^2 + 35,819h$$
 Eq. 29

$$k_{ajust} = 0,002F_{ajust}E_k^{-1,1623}$$
 Eq. 30

na qual $h \in a$ profundidade do forno normalizada para $h \leq 0,4$.

Para as h > 0,4 dentro da região de redução e das demais regiões do forno, foi considerada válida as seguintes equações:

$$F_{ajust} = 1 + 1,17$$
 Eq. 31

$$k_{ajust} = (0,002 \times 2,17)E_k^{-1,16}$$
 Eq. 32

no qual o F_{ajust} é recalculado com base no valor experimental de redução de dureza superficial para maior redução obtida por HUANG *et al* (2012) equivalente a profundidade normalizada superior a 0,4 e o k_{ajust} consiste na condição de saturação da Eq. 30 para h > 0,4.

4.2. Construção do modelo do forno

A geometria do forno de redução MIDREX em 3D foi construída com base em informações repassadas pelo Centro de Tecnologia de Ferrosos (CTF) da Vale. A

geometria foi construída em CAD (Figura 33) para ser importada diretamente para o EDEM.



Figura 33 – Visão geral do forno de redução direta. Esquema fornecido (esquerda); projeto em CAD 3D no centro e direita, representando as vistas de frente e lateral.

O forno MIDREX construído foi um reator com diâmetro aproximado de 7,15 metros. De modo a reduzir suas dimensões e reduzir o esforço computacional, foi feita a redução na dimensão do forno até o equivalente a 4,25 metros de diâmetro. Esta dimensão equivale a um forno do tipo Minimod[®], cuja geometria é similar ao forno construído, apenas em menor escala. Este forno possuiu uma capacidade de

produção de 500.000 toneladas/ano. Com base na capacidade deste forno, foi determinada a vazão mássica do forno conforme a Tabela 8.

	Valor	Unidade
Capacidade do forno	500.000	t/ano
Produção por dia*	1.388.888,9	kg/dia
Produção por segundo*	16,1	kg/s
Tempo de residência	2,26	h
Volume útil	126	m³

Tabela 8 – Vazão mássica do forno MIDREX utilizada

* Considerado 360 dias por ano

Os três sistemas de quebradores foram construídos em CAD conforme é mostrado na Figura 34. As informações sobre as dimensões e sobre o funcionamento destas partes móveis do forno foram fornecidas por técnicos do Centro de Tecnologia de Ferrosos da Vale. A movimentação utilizada como padrão nas simulações foi programada com base nos parâmetros operacionais contidos na Tabela 9.



Figura 34 – Formato dos quebradores construídos em CAD: a) Superior b) Intermediário e c) inferior.

Tabela 9 – Parâmetros ope	racionais utilizados	s para os quebradores
---------------------------	----------------------	-----------------------

Posição	Ângulo de rotação (°)	Tempo (s)	Frequência (rad/s)	Raio do eixo (m)	Raio do quebrador (m)
Superior	45	180	0,00436	0,228	0,487
Intermediário	90	30	0,05236	0,080	0,175
Inferior	60	10	0,10472	0,069	0,160

4.3. Criação e calibração dos *Clusters*

A fim de compreender o efeito dos *Clusters* na operação do reator, foram inseridas na simulação aglomerados de partículas que foram virtualmente construídas utilizando o *bonded-particle model* disponível no EDEM[®]. Para construção destes aglomerados, foi necessária a calibração das informações referente às energias de ligação das pelotas.

A fim de estimar energias de ligação que resultassem em comportamentos de *clusters* que reproduzissem aquele encontrado na realidade, o modelo foi calibrado com base na resposta as simulações, feitas no EDEM, de uma adaptação do ensaio de tamboramento segundo a norma ISO 11256 ("*Iron ore pellets – Determination of Clustering of feedstock for direct reduction by gas reforming processes*"). Neste ensaio o *Cluster* é submetido a 35 revoluções divididas em sete etapas em um tambor de abrasão. Em cada etapa é registrada a massa de partículas que contenham alguma ligação de forma a determinar o índice de colagem ao final do teste pela formula:

$$CI = \frac{100}{8 \times m_r} \times \sum_{i=1}^8 cm_i$$

Eq. 32

Na qual m_r é a massa total, em gramas, do *Cluster* formado após redução; e cm_i é a massa, em gramas, do *Cluster* ainda intacto após cada i^{th} etapa de desagregação.

A velocidade do tambor foi estipulada em 25 RPM (2,618 rad/s) e suas dimensões e formas foram inseridas no EDEM conforme mostra a Figura 35.



Figura 35 – Dimensões do tambor de abrasão simulado.

Foi criado um *Cluster* utilizando o *bonded-particle model* com 105 pelotas conforme os parâmetros de contato descritos por BARRIOS *et al.* (2013) no formato da Figura 36.



Figura 36 – Formato do Cluster utilizado para calibração

Com base no trabalho de WONG (1999) foram inseridos os valores de energia necessária à quebra das ligações dos *Clusters*. A simulação foi repetida, alterando os parâmetros de energia de ligação para obter um valor no qual partes das pelotas permanecessem ligadas e partes se soltassem. Foi feita uma avaliação qualitativa do comportamento das pelotas nas simulações para que se aproximassem do comportamento observado em ensaios realizados segundo a norma ISO.

Inicialmente foram realizadas simulações alterando os parâmetros de rigidez normal e cisalhante por unidade de área no modelo (Tabela 10). A Figura 37 apresenta a quantidade de ligações quebradas para cada simulação.

. ...

Darâmatra	Simulação	Simulação	Simulação	Simulação
Falameno	01	02	03	04
Rigidez normal (N/m ³)	10 ⁷	5x10 ⁷	10 ⁸	10 ⁹
Rigidez cisalhante (N/m ³)	2x10 ⁶	2,5x10 ⁶	5x10 ⁷	10 ⁸

Tabela 10 –	Parametros de	e rigidez, por	' unidade de area,	utilizados na simulação



Figura 37 - Número de ligações quebradas em função tempo de revolução do tambor quando alterado a rigidez normal e de cisalhamento por unidade de área.

A simulação 01 sugeriu que o *cluster* teria se tornado excessivamente frágil, de maneira que, praticamente, todas as ligações foram quebradas durante a primeira revolução do tambor. As simulações 02 e 03 previram a quebra de uma quantidade inicial de ligações, conforme esperado, enquanto mantiveram, ao final, algumas ligações intactas. Entretanto, a simulação 02 apresentou um comportamento visual plástico do *cluster*, o que não está de acordo com a experiência em testes reais realizados pelo autor em estudos anteriores não publicados. A simulação 04, por outro

lado, apresentou um comportamento de "explosão" do *cluster* durante a simulação. Por estes resultados, foram utilizados os parâmetros da simulação 03 para as simulações realizadas no contexto do presente trabalho.

Nas simulações seguintes foram alterados apenas os esforços normal e cisalhante críticos de cada simulação conforme a Tabela 11. A Figura 37 apresenta a quantidade de ligações quebradas para cada simulação.

		Modificação feita em relação ao padrão			
Parâmotro	Padrão	5 vezes	10 vezes	5 vezes	10 vezes
Farameno	i aurau	maior	maior	menor	menor
Esforço normal crítico (Pa)	5 ×10 ¹⁵	3 ×10 ¹⁶	5 ×10 ¹⁶	1 ×10 ¹⁵	5 ×10 ¹⁴
Esforço cisalhante crítico (Pa)	8 ×10 ⁶	4 ×10 ⁷	8 ×10 ⁷	2 ×10 ⁶	8 ×10 ⁵

Tabela 11 – Parâmetros de rigidez, por unidade de área, utilizados na simulação.



Figura 38 – Número de ligações quebradas em função tempo de revolução do tambor quando alterado o esforços normal e cisalhante críticos.

Como se pode perceber pela Figura 38, as simulações nas quais foram aumentados os valores dos esforços normal e cisalhante críticos apresentaram maior

resistência e o *cluster* praticamente permaneceu intacto. Por outro lado, para a situação na qual foram reduzidos os esforços normal e cisalhante críticos, a quebra do *cluster* foi quase instantânea. Desta forma, optou-se pelos valores da simulação "Padrão" como forma aproximada de representação dos *clusters* de minério de ferro.

Outro parâmetro que deve ser definido é o raio do disco da ligação. Para este valor foi utilizado o tamanho das pelotas utilizadas (25 mm de diâmetro). A Tabela 12 apresenta todos os parâmetros utilizados para modelagem do *Cluster* nas simulações do reator Midrex. É importante ressaltar que, idealmente, o ajuste de todos esses parâmetros deveria ter sido realizado a partir da comparação de resultados quantitativos de experimentos e simulações. Infelizmente, isso não pôde ser feito devido à indisponibilidade de resultados experimentais para as pelotas em questão.

Parâmetro	Valor	Unidade
Rigidez normal por unidade de área	10 ⁸	N/m³
Rigidez cisalhante por unidade de área	5 ×10 ⁷	N/m³
Esforço normal crítico	5 ×10 ¹⁵	Pa
Esforço cisalhante crítico	8 ×10 ⁶	Pa
Raio do disco de ligação	0,0125	m

Tabela 12 – Parâmetros de entrada para	a o <i>bonded-particle model</i> utilizados
----------------------------------------	---------------------------------------------

4.4. Construção das simulações

Devido ao grande número de partículas necessário para descrever todo o forno, foi utilizada à estratégia de dividir o forno em regiões ou segmentos ao longo do seu eixo. Isto foi feito visando minimizar o esforço computacional envolvido na simulação em EDEM. O forno foi dividido em cinco regiões conforme a Figura 39. A região 01 corresponde à alimentação do forno, consistindo do silo e sistema de distribuição da carga. A região 02 refere-se à área de redução no forno, logo acima da injeção do gás de redução até a alimentação. As regiões 03 e 04 referem-se à área em torno dos quebradores superior e intermediários, respectivamente. Por fim, a

região 05 refere-se à porção localizada logo acima do quebrador inferior até a descarga do reator.



Figura 39 – Regiões simuladas do reator MIDREX.

A velocidade de descida da carga para cada região foi determinada com base na produção do reator simulado (16,1 kg/s) (Tabela 7). Foram realizadas simulações visando determinar a vazão na saída do reator variando a velocidade de descida da carga. Na Figura 40 pode-se observar o resultado da simulação com velocidade de descida da carga de 0,031 m/s, a qual resultou na média de 16,0 kg/s. Esta velocidade foi aquela adotada como padrão para todas as simulações do presente trabalho.



Figura 40 – Vazão mássica simulada para velocidade de descida da carga de 0,031m/s.

4.4.1. Região 01- Alimentação do forno

A região 01 tem aproximadamente 19 metros de altura, com a região do silo tendo 3,25 metros de diâmetro e cada "perna" de alimentação com 0,21 metros de diâmetro. Como a utilização de todo o volume (silo, pernas de alimentação e camada de pelotas) demandaria um número muito grande de partículas, optou-se por descrever volume desta região dividindo o sistema de alimentação em seções circulares ou setores correspondentes a duas pernas da alimentação. A Figura 41 mostra a região de alimentação efetivamente simulada no EDEM. Ainda assim, esta seção de menor volume contou com quantidade superior a 250.000 partículas. Este número de partículas já exige um grande esforço no processamento computacional, o que justifica a decisão da não utilização de toda a seção do silo para realização da simulação.



Figura 41 - Vista da região 01(região de Alimentação) simulada. Em azul a área efetiva preenchida com pelotas.

Para realização da simulação foi criado um anteparo na região do forno para conter as pelotas correspondentes à camada superior de partículas no reator. Um segundo anteparo foi criado na saída do silo para que o volume deste fosse preenchido em 80%. Depois de preenchido o silo, foi retirado o anteparo e alimentado o reator com uma taxa de 25 kg/s de pelotas. Nas laterais foram criadas paredes com os parâmetros de contato iguais ao das pelotas para contenção das mesmas no volume. Esse artifício limita ainda mais o impacto negativo da simulação de apenas um setor do forno.

A simulação foi realizada de forma a acompanhar o fluxo de pelotas pelo sistema de alimentação e os dados para análise foram extraídos após o fluxo entrar em regime estacionário. A fim de facilitar o entendimento em sua análise, a região da alimentação foi dividida em duas partes (Figura 42) A região do silo apresenta 7,80 metros de altura, quanto a região de alimentação tem, aproximadamente, 11,20 metros de altura.



Figura 42 – Silo e alimentador do forno MIDREX.

4.4.2. Região 02- zona de redução do forno

A região 02 é a de maior volume a ser simulada. Esta região tem aproximadamente 7,0 metros de altura para este forno de 4,25 metros de diâmetro. Caso fosse considerado todo o volume desta região, o número total de partículas na simulação seria superior a cinco milhões. Devido a este grande número de partículas necessário para descrever todo o volume desta região, optou-se por dividir o forno em seções circulares correspondentes a apenas uma perna da alimentação. A Figura 43 mostra a região de redução efetivamente simulada no EDEM. Esta seção de menor volume contou com aproximadamente 500.000 partículas. Apesar do número ainda muito grande de partículas, optou-se por esta configuração a fim de evitar uma simplificação excessiva do modelo e perda de informação relevante.



Figura 43 – Vista da região 02 (região de redução) simulada. Em azul a área efetiva preenchida com pelotas.

Na base da região em azul da Figura 43 foi criado um anteparo virtual com a finalidade de controlar a velocidade vertical da carga. Este anteparo descreve um movimento translacional no sentido negativo do eixo Z com velocidade constante de 0,002 m/s. Essa velocidade foi calculada de forma a manter o volume de material em descida constante. Nas laterais foram criadas paredes com parâmetros de contato iguais aos das pelotas para contenção das mesmas no volume.

Para otimização do tempo de simulação, até o enchimento da seção a ser simulada, foi utilizado um taxa de alimentação superior a 250 kg/s. Após ser preenchido o volume completo da seção do reator por partículas a simulação foi pausada, os parâmetros corretos foram introduzidos, e a simulação continuada. Foi realizada a simulação de 2 segundos visando à estabilização da carga e, após este tempo, foi acionada a função de detecção das colisões das partículas por 2 segundos.

A simulação foi repetida mudando os valores de velocidade e mantendo a taxa de alimentação constante conforme Tabela 13.

	Velocidade de descida da carga (m/s)	Taxa de alimentação (kg/s)
Velocidade Padrão	0,002	20
Velocidade aumentada em 50%	0,003	20
Velocidade aumentada em 100%	0,004	20

Tabela 13 – Valores de velocidade e taxa de alimentação para a simulação da região 02 (zona de redução)

4.4.3. Região 03 - Quebrador Superior

A área selecionada para esta região a ser simulada tem 1 metro de altura por 4,25 metros de diâmetro. O número total de partículas contidas neste volume seria superior a 800.000. De forma análoga àquela adotada previamente, optou-se pela redução até uma altura de 1 metro de altura, 1,5 metros de largura e 1 metro de profundidade. Este volume compreende um total de, aproximadamente, 150.000 partículas. O volume foi posicionado de forma a cortar a região de dois quebradores, conforme mostra a Figura 44.



Figura 44 – Vista da região 03 (quebrador superior) simulada. Em azul é representada a área efetiva preenchida com pelotas.

De maneira análoga à simulação da região 02, foi criado um anteparo virtual com finalidade de controlar a velocidade vertical da carga. O valor da velocidade deste anteparo foi de 0,002 m/s, a qual foi calculada de forma a manter o mesmo volume de material descrito ao final da simulação da região 02. Nas laterais foi criado um domínio periódico, através do qual as partículas que passarem por uma das laterais irão imediatamente ser inseridas na lateral oposta.

O volume criado foi preenchido com pelotas utilizando uma taxa de alimentação superior a 200 kg/s. Foi realizada a simulação de 5 segundos visando a estabilização da carga com taxa de alimentação de 20 kg/s. Após este tempo foi acionada a função de detecção das colisões das partículas por mais 5 segundos.

Nesta região foram realizadas 3 simulações, conforme mostra a Tabela 14. Na primeira foi simulada a descida da carga de pelotas individuais, ou seja, sem a presença de *clusters*. Na segunda simulação foram inseridos *clusters* com dimensão inferior à menor abertura entre os dentes do quebrador com formato igual ao da Figura 45. Por último foi realizada uma simulação com as pelotas, acima da região do quebrador, contendo ligação entre si, a fim de avaliar o efeito de um *Cluster* maior

aplicado na área simulada. A velocidade de descida da carga foi mantida constante em todas as simulações.

	Presença de <i>Cluster</i> ?	Velocidade de descida da carga (m/s)	Taxa de alimentação (kg/s)
Simulação 01	Não	0,002	20
Simulação 02	Sim	0,002	20
Simulação 03	Sim	0,002	20

Tabela 14 – Simulações da região 03 (quebrador superior)



Figura 45 – Formato do Cluster utilizado para simulação do quebrador superior.

4.4.4. Região 04 - Quebrador intermediário

Esta região passou a ter o volume de um tronco de cone com dimensões aproximadas de 1,9 e 1,6 metros de diâmetro e 0,5 metros de altura. Este volume suportaria uma quantidade de partículas de 150.000 mil partículas. Entretanto, a fim de facilitar o processamento computacional ela foi simulada considerando um paralelepípedo com 0,5 metros de altura, 0,9 metros de largura e 0,7 metros de profundidade. Com esta simplificação foi possível reduzir a 20.000 partículas nas

simulações, tornando-as mais rápidas. O volume foi posicionado de forma a cortar a região de dois quebradores conforme mostra a Figura 46.



Figura 46 – Vista da região 04 simulada (quebrador intermediário). Em azul é destacada a área efetiva preenchida com pelotas.

O anteparo criado para controlar a velocidade de descida da carga teve a velocidade vertical de sentido negativo igualada a 0,010 m/s. A velocidade foi calculada de forma a manter o mesmo fluxo de pelotas calculado para regiões anteriores. Nas laterais, de forma análoga ao utilizado na região 03, foi utilizado um domínio periódico.

O volume criado foi cheio com pelotas utilizando uma taxa de alimentação superior a 200 kg/s. Foi realizada a simulação de 5 segundos visando à estabilização da carga com taxa de alimentação de 20 kg/s. Após este tempo foi ligado à detecção das colisões das partículas por mais 5 segundos.

Na região 04 foram realizadas três simulações conforme mostra a Tabela 15. Na simulação 01 foi realizada a descida da carga de pelotas individuais. Na simulação 02 e simulação 03, foram feitas a inserção de *Clusters* com dimensão inferior e superior a menor abertura entre os dentes do quebrador respectivamente. O formato dos *Clusters* pode ser visto na Figura 47. Foi mantida a velocidade constante de descida da carga em todas as simulações. Não foi criado um bloco de *Cluster* na região superior ao quebrador devido todo bloco de *Cluster* ser quebrado pelo quebrador superior do forno.

	Presença de <i>Cluster</i> ?	Velocidade de descida da carga (m/s)	Taxa de alimentação (kg/s)
Simulação 01	Não	0,010	20
Simulação 02	Sim	0,010	20
Simulação 03	Sim	0,010	20

Tabela 15 – Simulação da região 04 (quebrador intermediário)



Figura 47 – Formato dos Clusters utilizados para simulações do quebrador intermediário.

4.4.5. Região 05 - Quebrador inferior

A região 05 foi aquela com o menor volume simulado. O tronco de cone utilizado possui dimensões aproximadas de 0,8 e 0,5 metros de diâmetro e 0,65 metros de altura. Este volume comportou 15.000 partículas, que por já representar uma quantidade razoável, foi simulado sem qualquer simplificação (Figura 48).



Figura 48 – Vista da região 05 simulada (Quebrador inferior). Em azul é ilustrada a área efetiva preenchida com pelotas.

O anteparo para controle da velocidade de descida da carga foi criado no final do volume, que corresponde ao final do reator MIDREX. A velocidade de 0,031 m/s utilizada corresponde àquela necessária para atingir a vazão simulada descrita na seção 4.4 (16,1 kg/s) (Tabela 7).

Toda região foi preenchida com pelotas utilizando uma taxa de alimentação superior a 100 kg/s. Depois de preenchida toda região, foram realizadas as simulações conforme mostra a Tabela 16. A simulação 01 foi realizada na condição padrão, para

referência. As simulações 02 e 03 foram realizadas utilizando os mesmos parâmetros da simulação 01, apenas com a diferença da inserção de *Clusters* com dimensão inferior e superior a menor abertura entre os dentes do quebrador e a parede do forno, respectivamente (Figura 49). A simulação 04 foi realizada inserindo *Clusters* em apenas um lado do reator para avaliar a sua influência no fluxo da carga do forno. Nas simulações 05 e 06 foi avaliada a influência da velocidade de rotação do quebrador nas pelotas. A diferença entre ambas foi à inserção de *Clusters* de maior tamanho na simulação 06. Por fim a simulação 07 foi realizada visando compreender a influência do tamanho das pelotas inseridas na simulação. Para isto foram simuladas pelotas de tamanho de 0,0125 metros, valor aproximadamente igual ao tamanho médio de pelotas produzidas na indústria. A partir desse resultado foi possível estabelecer uma relação entre os resultados das demais simulações realizadas com pelotas de 25 mm e aqueles esperados com pelotas de tamanhos próximos ao real. Com esta redução de pelotas o número de partículas subiu de 15.000 para 150.000, tornando esta simulação de maior dificuldade de processamento.

	Presença de <i>Cluster</i> ?	Velocidade de descida da carga (m/s)	Velocidade de rotação do quebrador (rad/s)	Posição do <i>Cluster</i>	Tamanho da Pelota (m)
Simulação 01	Não	0,031	0,10472	-	0,025
Simulação 02	Sim	0,031	0,10472	Aleatória	0,025
Simulação 03	Sim	0,031	0,10472	Aleatória	0,025
Simulação 04	Sim	0,031	0,10472	Lado direito	0,025
Simulação 05	Não	0,031	0,15708	-	0,025
Simulação 06	Sim	0,031	0,15708	Aleatória	0,025
Simulação 07	Não	0,031	0,10472	-	0,0125

Tabela 16 – Simulação da região 05.



Figura 49 – Formato dos Clusters utilizados para simulações do quebrador inferior.

Os resultados das simulações das regiões 01 a 05 extraídos foram compilados e analisados utilizando o software Matlab[®]. Inclusive, tanto esta quanto as demais simulações foram processadas utilizando o *LTM Mill Analyst 2013* (CARVALHO, 2013) para conversão dos arquivos extraídos do Matlab[®]. Nesta região foram analisadas a força compressiva média, a velocidade média das partículas e a magnitude e frequência da dissipação normal da energia.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Inicialmente são apresentados os resultados das simulações considerando as forças às quais as pelotas são submetidas em cada uma das regiões do forno. Em seguida, são apresentados os resultados das energias de colisão em cada uma das regiões do forno, sendo simulada a degradação das pelotas e a geração de finos. Por fim, é simulada a interação de *clusters* de pelotas com os diferentes quebradores posicionados nas regiões inferiores do forno.

5.1. Avaliação das Forças Compressivas

Conforme discutido na seção 4.1, o presente trabalho tomou como base para a avaliação da degradação mecânica de pelotas no interior do forno medidas de resistência realizadas a temperatura ambiente e de pelotas não reduzidas. Entretanto, com base em evidências da literatura (HUANG *et al.*, 2012), é previsto que ocorre diminuição na resistência à compressão das pelotas após a redução em até 75%. Assim, para efeito da avaliação da degradação de pelotas no interior do forno serão consideradas pelotas de minério de ferro com resistência à compressão média de 2550 N/pelota (aproximadamente 260 kgf/pelota). Desta forma será considerada que as pelotas reduzidas teriam resistência à compressão média igual a 640 N/pelota (65 kgf/pelota).

5.1.1. Região 01 - Alimentação do forno

A Figura 50 e a Figura 51 apresentam cortes da região do silo e da região do sistema de alimentação, respectivamente. Pelo perfil de forças compressivas apresentadas, pode-se perceber que a altura da camada do silo influencia a magnitude das forças aplicadas às pelotas. Sua base apresenta menor magnitude devido ao movimento das pelotas para o sistema de alimentação. A velocidade apresentada no sistema de alimentação mostra-se mais alta na região de menor resistência ao movimento vertical das partículas. Uma análise mais detalhada das velocidades nessa e em outras regiões do forno é apresentada no Apêndice I.



Figura 50 – Corte do Silo de alimentação mostrando o perfil de força compressiva da região simulada.



Figura 51 – Velocidade das pelotas durante a alimentação.

As magnitudes das forças compressivas na região do silo e do sistema de alimentação podem ser consideradas baixas, como mostrado na Tabela 17. Como se observa, considerando que nesta região a pelota ainda apresenta suas características iniciais, a força compressiva média é inferior ao valor adotado de referência (2550 N/pelota). Mesmo o mais alto encontrado é inferior a esta referência. A região onde a pelota está mais sujeita às maiores forças compressivas é no silo, como fica evidenciado na Tabela 17.

Tabela 17 – Resumo das forças compressivas na região 01

	Silo (N)	Sistema de alimentação (N)
Média	119,67	8,04
Mediana	101,50	5,90
Máximo	1184,37	675,77
Desvio Padrão	90,41	8,69
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 500N	0,0923	0,0006
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 1000N	0,0005	0,0000

Os maiores valores de forças de compressão são encontrados na região do silo logo acima do cone da inserção do funil de alimentação. Valores entre 300 e 1.000 N são encontrados nesta região (Figura 52). Os valores vão diminuindo à medida que a carga se movimenta em direção ao sistema de alimentação. Por esta figura percebese que a altura da coluna de pelotas tem influência na magnitude da força compressiva, entretanto, não se deve considerar apenas a carga direta aplicada em um único ponto de contato. Caso considere-se a altura desta região com pelotas (em torno de 5 metros) e a carga de pelotas empilhadas logo acima desta, era esperada uma força direta empregada de aproximadamente 6,5 kg (65 N). Por outro lado, a Figura 52 mostra que a região equivalente a esta altura recebe força superior a 300N. Esta diferença deve-se ao fato do modelo considerar todos os contatos da pelota para o cálculo de força compressiva e não apenas a carga direta aplicada em um único ponto.

Quanto ao sistema de alimentação, praticamente não existem forças compressivas atuando devido ao maior movimento da carga. Os valores médios apresentados são extremamente baixos, sendo que não são apresentados valores acima de 1.000N nas simulações. A única exceção é o caso da base do cone do sistema de distribuição que apresenta valor superior aos demais, devido ao choque das pelotas.


Figura 52 – Perfil de força compressiva média do silo (à esquerda) e do sistema de alimentação (à direita).

5.1.2. Região 02 – Zona de redução do forno

Para a região 02 foi necessário realizar 150 segundos de simulação. Deste tempo simulado, 145 segundos foram usados para preenchimento do volume a ser simulado e o tempo adicional foi utilizado para estabilização e análise de dados. É possível verificar que a altura da coluna de pelotas influi diretamente na magnitude das forças compressivas (Figura 53 e Figura 54). Os primeiros metros da região de redução as forças compressivas são baixas, inferiores a 100 N, em média. Na região inferior da coluna, mais próximo a base, têm-se valores superiores a 500 N. De acordo com estes resultados, considerando que as pelotas tem sua estrutura fragilizada durante sua transformação de fase à medida que são reduzidas, a região inferior da coluna torna-se a área onde poderá ocorrer a maior fragmentação das pelotas por ação compressiva. Lembrando que o ensaio padrão utilizado é conduzido a frio e os esforços são aplicados em apenas uma direção, ainda restará o efeito da temperatura (superior a 800^o C) de redução, e o efeito das forças aplicadas ao leito, na resistência das pelotas sob redução, assunto que não foram abordados neste trabalho.



Figura 53 – Corte da Região 02 com zoom na camada inferior da coluna mostrando o perfil das forças compressivas.



Figura 54 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 02).

Presumindo o valor médio de resistência das pelotas reduzidas igual a 640 N/pelota, é esperado que pelo menos 1,79% das pelotas reduzidas não resista às forças compressivas aplicadas na região final da coluna de redução, resultando na sua fragmentação (Tabela 18). Entretanto, mais de 12% das pelotas reduzidas estarão sujeitas a forças compressivas superiores a 500 N e, como o valor referência trata-se de um valor médio, poderá haver um aumento da fração a fragmentar-se na região inferior da coluna de redução.

Tabela 18 – Resumo das forças compressivas na região 02

	Toda região simulada (N)	Parte final da coluna de redução (N)
Média	239,4	380,1
Mediana	229,8	377,9
Máximo	1.457,3	1.457,3
Desvio Padrão	151,5	123,5
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 500N	4,37	12,31
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 700N	0,55	1,79

5.1.3. Região 03 – Quebrador Superior

Por estar próxima à injeção do gás de redução, esta região do forno após a redução, estará sujeita às mais altas temperaturas. Isso fará com que as pelotas reduzidas tenham suas propriedades alteradas em relação à condição a frio. Entretanto, como se pode observar pelos cortes representados na Figura 55 à Figura 58, as pelotas estão sujeitas a forças compressivas de baixa magnitude nessa região, inferiores a 10 N em sua maioria. No caso das simulações realizadas, foi desconsiderada toda a carga de pelotas da região acima, referente à coluna de redução. Caso considere-se a força compressiva aplicada pela carga da região de redução, é esperado que a magnitude destas forças fosse superior a 500 N. Na região logo acima do quebrador superior pode-se perceber que as maiores forças compressivas estão situadas entre os quebradores.



Figura 55 – Corte da região 03 mostrando o perfil de forças compressivas. Primeiro quebrador, da esquerda pra direita, está representado em sua forma sólida e o segundo está representado transparente.



Figura 56 – Corte da região 03 mostrando o perfil de forças compressivas entre os quebradores (figura a esquerda) e na região do quebrador (figura a direita).



Figura 57 – Corte da região 03 mostrando o perfil de forças compressivas vista de cima.



Figura 58 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 03)

De uma forma geral, a região do quebrador superior aplica força compressiva média inferior a 20 N, sendo que na região entre os quebradores superiores ela pode alcançar valores acima de 100 N. Desta forma, não é esperado que ocorra fragmentação na região entre os quebradores superiores por efeito compressivo, uma vez que apenas 0,20% das pelotas estarão sujeitas a forças superiores a 100N (Tabela 19).

	Região 03 – Quebrador superior (N)	Região 04 – Quebrador intermediário (N)	Região 05 – Quebrador inferior (N)
Média	17,4	11,2	11,36
Mediana	12,3	8,3	7,61
Máximo	306,8	111,5	178,82
Desvio Padrão	17,1	10,4	11,98
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 100N	0,20	0,00	0,04
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 500N	0,00	0,00	0,00

Tabela 19 – Resumo das forças compressivas na região dos quebradores

5.1.4. Região 04 - Quebrador Intermediário

Na região de resfriamento do forno onde se situa o quebrador intermediário e em fornos com descarga a frio, as pelotas já se encontram sujeitas a temperaturas mais baixas. Desta forma as propriedades das pelotas reduzidas deverão ser bem próximas à resistência média próxima a 640N. Vê-se que as maiores forças compressivas são encontradas entre os quebradores, assim como ocorreu no quebrador superior (Figura 59 a Figura 62). No entanto, as magnitudes das forças são ligeiramente mais baixas.



Figura 59 – Corte da região 04 mostrando o perfil de forças compressivas. Primeiro quebrador, da esquerda pra direita, está representado em sua forma sólida e o segundo está representado transparente.



Figura 60 – Corte da região 04 mostrando o perfil de forças compressivas entre os quebradores (figura a esquerda) e na região do quebrador (figura a direita).



Figura 61 – Corte da região 04 mostrando o perfil de forças compressivas vista de cima.

A Figura 62 apresenta o perfil das forças compressivas médias na região 03. Pode-se verificar que as forças ficam entre 5 e 30 N na região do quebrador, com uma pequena fração apresentando forças superiores a estes valores.



Figura 62 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 04) *cluster*.

A Tabela 19 mostra que, em média, os valores de forças compressivas simulados para esta região serão inferiores a 15 N, mostrando que praticamente nenhuma pelota sofrerá fratura por efeito compressivo.

5.1.5. Região 05 – Quebrador inferior

A região do resfriamento onde se situa a último quebrador, no caso de descarga a frio do forno MIDREX, conterá pelotas reduzidas com temperaturas próximas ao ambiente com resistência média próxima a 640N. Na Tabela 19 pode-se avaliar o perfil das forças compressivas no instante final da simulação no EDEM[®]. Pode-se observar que as forças compressivas aplicadas às pelotas praticamente não ultrapassarão o valor de 100 N. A força de compressão média, nesta região, é ligeiramente superior àquela encontrada no quebrador intermediário.



Figura 63 – Corte da região 05 mostrando o perfil de forças compressivas.

No instante final desta simulação, o giro do quebrador estava para o lado esquerdo em relação à Figura 64. Pode-se observar que ocorre um pequeno aumento

das forças de compressão do lado direito da figura, provavelmente, oriundo do giro do quebrador. As maiores forças estão concentradas na parte superior do eixo do quebrador e acima da descarga do forno.



Figura 64 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 05).

As forças compressivas médias ao longo da simulação não foram superiores a 15 N, como descrito na Tabela 19. Considerando este valor, não é esperada fragmentação das pelotas por efeito compressivo.

5.1.6. Comparação das forças compressivas

A Figura 65 apresenta a distribuição acumulada das forças compressivas nas cinco regiões do forno MIDREX simuladas comparadas às forças de rupturas de pelotas queimadas, bem como os valores presumidos para pelotas reduzidas. Em termos de forças compressivas atuando nas pelotas, a região de redução possui maiores magnitudes, sendo provavelmente responsável pela maior geração de finos por efeito compressivo no interior do forno. Nesta região as pelotas estarão sujeitas à diminuição de sua resistência física devido à redução. Desta forma, comparando a força compressiva da região 02 à curva de força de ruptura estimada para pelotas reduzidas descrita na Figura 65, observa-se que uma parte das pelotas simuladas

estará com forças compressivas maiores e, consequentemente, podendo se fragmentar.

A região de alimentação (região 01) é responsável por aplicar forças compressivas mais altas que as regiões dos quebradores. No entanto sua magnitude é inferior aos valores encontrados na curva de ruptura de pelotas queimadas, mostrando que não deverá ocorrer fragmentação por compressão nesta região.

As magnitudes das forças compressivas encontradas nas regiões dos quebradores são muito baixas, mostrando que, por efeito compressivo, não ocorrerá fragmentação das pelotas. Caso ocorra alguma fragmentação por força compressiva nestas regiões, o esperado é que ocorra na parte acima do quebrador superior devido à carga de pelotas localizadas na região de redução.



Figura 65 – Distribuição acumulada da força compressiva nas cinco regiões simuladas.

A Tabela 20 apresenta o resultado encontrado quando foi alterada a velocidade de descida da carga para toda a coluna de redução, simulando o efeito do aumento da produção do forno. Analisando estes resultados não é possível perceber uma alteração significativa na magnitude das forças compressivas com o aumento da velocidade de descida da carga. Esta similaridade entre os resultados pode ser explicada por tratarem-se de velocidades de descida da carga muito baixas, o que torna o comportamento das partículas muito próximo ao comportamento de análise de uma carga estática.

	Simulação com velocidade padrão - 0,002 m/s (J/kg)	Simulação com velocidade aumentada em 50% - 0,003 m/s (J/kg)	Simulação com velocidade aumentada em 100% - 0,004 m/s (J/kg)
Média	239,4	243,6	242,4
Mediana	229,8	231,4	230,3
Máximo	1.457,3	1.617,8	1.615,2
Desvio Padrão	151,5	157,4	156,7
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 500N	4,37	5,15	5,02
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 700N	0,55	0,66	0,66

Tabela 20 – Resumo das forças compressivas na região 02 para diferentes velocidades de descida da carga

A velocidade de giro do quebrador foi também simulada por meio do aumento em 50% da velocidade deste na região do quebrador inferior do forno. Os resultados de força compressiva encontrados para esta variação, apesar de mostrarem um pequeno aumento na compressão das pelotas, não se mostraram suficientes para gerar fragmentação mais intensa das pelotas nesta região do forno (Tabela 21). Entretanto, observando o perfil médio das forças compressivas ao longo da simulação (Figura 66), nota-se que há um aumento nos pontos de compressão de maior magnitude a direita da figura, decorrentes da movimentação mais veloz para a esquerda do quebrador. Isto indica a influência da velocidade de giro do quebrador.

	Simulação com velocidade de giro do quebrador padrão - 0,105 rad/s (J/kg)	Simulação com velocidade de giro do quebrador aumentada em 50% - 0,157 rad/s (J/kg)
Média	11,36	11,77
Mediana	7,61	7,77
Máximo	178,82	185,43
Desvio Padrão	11,98	12,51
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 100N	0,04	0,04
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 500N	0,00	0,00

Tabela 21 – Resumo das forças compressivas na região 05 avaliando influência da velocidade de giro do quebrador



Figura 66 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 05), com velocidade de giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em 50% (direita).

Como o tamanho das pelotas utilizadas na simulação foi escalonado de forma a facilitar o processamento computacional em decorrência do grande número de partículas, foi realizada uma simulação com pelotas de tamanho comercial (12,5 mm). Com base nestas simulações foi possível estabelecer uma relação entre o que foi realizado e os resultados que venham a ser obtidos em reatores com carga de tamanho comercial em trabalhos futuros. A Tabela 22 apresenta os valores das forças compressivas encontradas. Pode-se verificar que, comparando os valores das pelotas com 25 mm com as de 12,5 mm de diâmetro, ocorre uma redução das forças aplicadas as pelotas na ordem de quase quatro vezes. A Figura 67 mostra que ocorre o deslocamento da curva para esquerda quando é reduzido o tamanho das pelotas. Este efeito pode estar relacionado ao melhor empacotamento das partículas e à melhor distribuição das forças compressivas às quais elas estão sujeitas.

	Simulação com pelota de 25,0 mm (N)	Simulação com pelota de 12,5 mm (N)
Média	11,36	3,03
Mediana	7,61	3,12
Máximo	178,82	49,91
Desvio Padrão	11,98	3,12
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 100N	0,04	0,00
% de pelotas sujeitas a cargas superiores a 500N	0,00	0,00

Tabela 22 – Resumo das forças compressivas na região 05 avaliando influência do tamanho das pelotas



Figura 67 – Distribuição acumulada da força compressiva na região 05 variando o tamanho das pelotas.

A Figura 68 mostra que não há alteração do perfil médio das forças compressivas quando reduzido o tamanho das pelotas, entretanto ocorre a redução da magnitude dos valores encontrados.



Figura 68 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 05), com pelotas de 25,0 mm (esquerda) e pelotas de 12,5 mm (direita).

5.2. Avaliação das Energias de Colisão

Com o intuito de avaliar como se comportam as energias dissipadas durante as colisões das pelotas no reator MIDREX, foram avaliadas as energias normais e tangenciais das simulações realizadas.

5.2.1. Região 01 - Alimentação do forno

As energias médias apresentadas na Tabela 23 são relativamente baixas. A energia media é inferior a 5 J/kg. Entretanto, foi encontrado um valor de dissipação de energia superior a 10.000 J/kg na região do silo. Na região da alimentação, apesar de possuir menor frequência de colisões, os valores de dissipação de energia média são ligeiramente mais altos.

Tabela 23 – Resumo da dissipação da energia total por colisões na região 01

	Silo (J/kg)	Sistema de alimentação (J/kg)
Média	4,29	4,51
Mediana	0,013	0,013
Máximo	13.037,95	3.745,64
Desvio Padrão	49,05	46,88

Na Figura 69 é possível avaliar a dissipação de energia normal média em relação à altura e ao raio do silo normalizado. Percebe-se que a dissipação da energia na região do silo também sofre influência da altura da carga e as maiores magnitudes encontram-se na região de estreitamento do funil. Mesmo nesta região as forças são inferiores a 10 J/kg. Por outro lado, na região do sistema de alimentação, especificamente, da base do cone para as pernas de alimentação as energias são superiores a 10 J/kg. Isto pode ser causado pela maior velocidade no momento do choque.



Figura 69 – Energia normal média transferida às partículas em função da altura e do raio do silo (à esquerda) e sistema de alimentação (à direita).

Apesar de haver uma dissipação de energia superior a 10 J/kg em algumas regiões, apenas uma fração inferior a 1% das pelotas estarão sujeitas a esta energia dissipada durante todas as colisões simuladas, como mostra a Figura 70. De uma forma geral a energia dissipada durante toda a alimentação do reator MIDREX é baixa, considerando que estas pelotas ainda não foram sujeitas a redução, o que é um indicio de que a degradação nesta região deve ser quase desprezível.



Figura 70 – Distribuição da dissipação da energia transferida às pelotas na região 01.

5.2.2. Região 02 – Zona de redução do forno

As energias encontradas na região de redução da carga são baixas, inferiores as vistas na região de alimentação (Tabela 24). A energia media é de 0,214 J/kg. Apenas uma pequena fração das pelotas, resultante do carregamento do forno, estará sujeita a uma dissipação de energia superior a 1 J/kg. Na região da coluna de redução, as energias são inferiores a 1 J, sendo que sua distribuição de frequência tem mediana de 0,0035 J/kg.

Tabela 24 – Resumo da dissipação da energia total por colisões na região 02

	Simulação com velocidade padrão (J/kg)
Média	0,214
Mediana	0,0035
Máximo	165,85
Desvio Padrão	2,0317

A maior frequência de colisões é encontrada na região mais próxima ao fim da coluna de redução, mostrando que há um efeito da altura relativa das pelotas. Este efeito pode ser percebido na Figura 71, onde se vê a média da dissipação de energia normal das colisões em função da altura e do raio do forno. É possível perceber que próximo à parede do forno, há um pequeno aumento dos pontos de energia dissipada de maior magnitude (superiores a 0,1 J/kg).



Figura 71 – Energia normal média transferida às partículas em função da altura e do raio do reator na região 02.

Apesar das energias serem inferiores às encontradas na região de alimentação, é importante lembrar que as pelotas nesta região estarão sujeitas aos efeitos de redução, que irão enfraquecer sua estrutura e, por isso, as energias necessárias à sua fragmentação deverão ser inferiores àquelas demandadas quando não reduzidas.

5.2.3. Região 03 – Quebrador Superior

A Tabela 25 mostra o resumo da dissipação da energia devido às colisões que ocorrem na região dos quebradores. As energias apresentadas no quebrador superior são inferiores as vistas nas regiões 01 e 02. Como se pode observar, as energias são muito baixas, sendo que não foi registrada nenhuma dissipação superior a 0,5 J/kg.

	Região 03 – Quebrador superior (J/kg)	Região 04 – Quebrador intermediário (J/kg)	Região 05 – Quebrador inferior (J/kg)
Média	0,0013	0,0018	0,0024
Mediana	6,82E-05	1,85E-04	2,99E-04
Máximo	0,481	0,295	0,4290
Desvio Padrão	0,0094	0,0059	0,0077

Tabela 25 – Resumo da dissipação da energia total por colisões na região dos quebradores

Ao analisar a Figura 72, vê-se que a distribuição da energia normal dissipada média das pelotas na região do quebrador superior foi mais intensa na região ao redor do quebrador, mais precisamente em sua parte inferior. Também observa-se uma região de maior magnitude na parte superior da simulação. Entretanto, para efeito de análise, esta pequena região deve ser desconsiderada tendo em vista ser onde estão sendo criadas as partículas durante a simulação. Como as energias foram muito baixas na região do quebrador, as colisões na criação das partículas mostraram-se mais significativas que no restante da simulação. Por outro lado, já foi observado que a coluna de pelotas influencia a dissipação de energia e, por isto, é de se esperar que a região localizada acima do quebrador seja aquela onde sejam encontradas as maiores intensidades das energias dissipadas durante as colisões. Como se pode observar na figura, basicamente as colisões nas quais ocorrem as maiores magnitudes

de dissipação de energia ocorrem ao redor do quebrador, ao contrário do observado quando da análise dos resultados de compressão média.



Figura 72 – Energia normal média transferida às partículas em função da altura na região 03

5.2.4. Região 04 - Quebrador Intermediário

A dissipação da energia devido às colisões ocorridas na região do quebrador intermediário se encontra resumida na Tabela 25. A energia dissipada nesta região é superior à encontrada na região do quebrador superior, com valores próximos a 0,002 J/kg em média. Mesmo tendo valor máximo menor do que o encontrado na região do quebrador superior vê-se que a distribuição dos valores é mais estreita e próxima à média.

A energia média na região do quebrador intermediário ficou distribuída de forma a concentrar-se na área ao redor do quebrador e entre estes. Na região acima dos quebradores as energias dissipadas apresentaram menor magnitude (Figura 73). Isto está relacionado à maior velocidade das partículas, que é maior entre os quebradores, o que é responsável pela diminuição da intensidade das colisões.



Figura 73 – Energia normal média transferida às partículas em função da altura na região 04

5.2.5. Região 05 - Quebrador inferior

Quanto à energia dissipada pelas colisões das pelotas, a região 05 apresentou magnitude média de dissipação baixa (Tabela 25). O valor inferior a 0,0025 J/kg mostra que haverá pouca energia para fragmentação das pelotas.

Como na região do quebrador intermediário, os maiores valores de energia encontram-se ao redor do quebrador e, neste caso, entre o quebrador e a parede do forno (Figura 74). Além desta área a região próxima à descarga do reator mostra maior magnitude da energia devido provavelmente ao maior estreitamento da geometria e do maior fluxo na descarga do forno.



Figura 74 – Energia normal média transferida às partículas em função da altura na região 05.

5.2.6. Comparação das energias de colisões

A dissipação de energia por colisões apresentada na Figura 75 mostrou-se mais intensa na região de alimentação (região 01). Entretanto nesta região as pelotas ainda não terão sofrido redução e, por este motivo, é esperado que a energia necessária para a fragmentação destas pelotas seja inferior à energia demandada para fratura de pelotas queimadas de 12,5 mm de diâmetro. Por outro lado, a energia dissipada na região 02 pode ser suficiente para a fragmentação das partículas devido ao fato de estas pelotas terem tido sua estrutura fragilizada pela redução.

As regiões dos quebradores apresentam energias muito baixas, as quais não são suficientes para fragmentar as pelotas por impacto, mesmo elas se encontrando reduzidas.



Figura 75 – Distribuição acumulada da dissipação da energia nas cinco regiões simuladas comparada a energia de fratura de pelotas de 12,5 mm.

A Tabela 26 apresenta a dissipação de energia resultante das colisões das pelotas com as diferentes velocidades de descida da carga. Apesar das diferenças serem pequenas, há uma tendência de aumento das energias dissipadas com o aumento da velocidade de descida da carga. Isto se torna mais claro quando é observada a dissipação de energia média, as quais foram previstas em todas as

simulações em um mesmo período de tempo. Desta forma, o aumento da velocidade de descida da carga deve resultar em uma maior quantidade de finos gerados no reator.

	Simulação com velocidade padrão - 0,002 m/s (J/kg) Simulação com velocidade aumentada em 50% - 0,003 m/s (J/kg)		Simulação com velocidade aumentada em 100% - 0,004 m/s (J/kg)
Média	0,214	0,238	0,251
Mediana	0,0035	0,0039	0,0038
Máximo	165,85	542,03	394,94
Desvio Padrão	2,0317	2,5357	2,5390

Tabela 26 – Resumo da dissipação da total energia por colisões na região 02 para diferentes velocidades de descida da carga.

Observando a velocidade de giro do quebrador nota-se que, apesar da pequena magnitude da dissipação de energia, ocorre um aumento em sua média quando é aumentada a velocidade de giro do quebrador (Tabela 27). Como se pode observar na Figura 76, não há mudança no perfil de dissipação de energia na região do quebrador inferior. Entretanto, observa-se o aumento da magnitude das energias dissipadas decorrente do aumento da velocidade do quebrador.

Para o aumento de 50% da velocidade ocorre um aumento de 39% da dissipação média da energia para um mesmo período de tempo, mostrando que tal operação poderá gerar maior fragmentação das pelotas de minério de ferro no reator Midrex[®] quando a velocidade do quebrador for aumentada.

	Simulação com velocidade de giro do quebrador padrão - 0,105 rad/s (J/kg)	Simulação com velocidade de giro do quebrador aumentada em 50% - 0,157 rad/s (J/kg)
Média	0,0024	0,0032
Mediana	2,99E-04	3,38E-04
Máximo	0,4290	0,6726
Desvio Padrão	0,0077	0,0102

Tabela 27 – Resumo da dissipação da energia por colisões na região 05 avaliando a velocidade de giro do quebrador sem a presença de *clusters*



Figura 76 – Perfil da magnitude média da dissipação de energia normal em função da altura e raio do forno (região 05), sem a presença de *cluster*, com velocidade de giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em 50% (direita).

Simulações do movimento das pelotas na região do quebrador inferior mostram que a dissipação de energia causada pelas colisões das pelotas tem um aumento em mais de 50% na média da energia especifica (J/kg) quando pelotas de menores de diâmetros são usadas (Tabela 28), entretanto, as curvas acumuladas das energias dissipadas são equivalentes (Figura 77). Este aumento na média é causado principalmente pelo aumento da energia tangencial, possivelmente causada pelo maior movimento das pelotas de menor diâmetro. Desta forma pode-se esperar que ocorra um aumento na geração de finos quando for reduzido o tamanho das pelotas.

	Simulação com pelotas de 25,0 mm (J/kg)	Simulação com pelotas de 12,5 mm (J/kg)
Média	0,0024	0,0036
Mediana	2,99E-04	2,50E-04
Máximo	0,4290	49,5512
Desvio Padrão	0,0077	0,0845

Tabela 28 – Resumo da dissipação da energia por colisões na região 05 avaliando influência do tamanho das pelotas



Figura 77 – Distribuição acumulada da dissipação da energia na região 05 variando o tamanho das pelotas.

5.3. Previsão da Geração de Finos no Interior do Forno Midrex

A partir da Equação 27 foi possível aplicar as energias resultantes das colisões das pelotas de forma a obter os finos de abrasão considerando que a suscetibilidade das pelotas à abrasão não seja alterada durante a redução. Para a análise que considera a perda de resistência pela redução das pelotas foram utilizadas as Equações 30 e 32. Para isso foi considerada apenas a geração de finos dentro do reator.

Ao aplicar ao modelo de abrasão encontra-se o valor médio de 1,19% de geração de finos ao final da região de redução. Observando-se a curva da taxa de geração de finos para velocidade padrão de descida da carga verifica-se que a geração de finos é mais acentuada perto da base da região onde ocorre a maior dissipação de energia (Figura 78).



Figura 78 – Evolução da geração de finos em relação à profundidade do forno na região de redução.

Ainda na Figura 78, vê-se que a velocidade de descida da carga influência na geração de finos. O aumento de 50% e 100% gera uma proporção de finos de 1,45 e 1,55%, respectivamente.

A geração de finos simulada a partir das colisões não se mostrou significativa nas regiões dos quebradores superior e intermediário, tendo em vista as baixas magnitudes das energias de colisão nessas regiões. A porcentagem de finos produzidos nessas duas regiões somadas não ultrapassa 0,02% da massa analisada.

A região do quebrador inferior também apresentou pequena geração de finos, igual a 0,015%, embora tenha aumentado com o aumento da velocidade de giro do quebrador (Figura 79).



Figura 79 – Comparação da evolução da geração de finos em relação à profundidade do forno na região 05 com aumento do movimento do quebrador.

A simulação com pelotas de menor diâmetro indicou uma maior geração de finos em relação às pelotas utilizadas de 25,0 mm de diâmetro (Figura 80). Isto já era esperado pela maior magnitude da energia dissipada encontradas.



Figura 80 – Comparação da evolução da geração de finos em relação à profundidade do forno na região 05 com uso de pelotas de 25,0 e 12,5 mm.

Considerando que não foi avaliada a geração de finos durante a alimentação do forno e que não foi levado em conta o efeito da temperatura e a redução que as pelotas sofrem no forno, somando a geração de finos nas regiões simuladas tem-se o valor de 1,23% de finos gerados. Esta geração de finos em uma planta com a capacidade de produção de 500.000 t/ano provocaria uma perda de 6.150 t/ano em uma unidade que não dispõe de briquetagem dos finos.

Entretanto, esses valores não representam adequadamente o que ocorre no interior do forno de redução devido ao fato das pelotas sofrerem modificação em sua estrutura interna e perda da sua resistência física. A fim de levar em consideração esses efeitos, ou seja, aplicando a Equação 30, pode-se verificar que o valor da geração média de finos na região de redução passa a 2,55% (Figura 81), o que representa um aumento na geração de finos por abrasão em quase 115%.



Figura 81 – Comparação da evolução da geração de finos em relação à profundidade do forno na região 02 com o efeito da perda de resistência causado pela redução.

Assim, considerando este aumento, bem como a contribuição adicional da geração de finos nas regiões dos quebradores, o valor final previsto para a quantidade de finos gerados dentro do reator foi de 2,63%. Este valor apresenta boa correspondência com aqueles observados em plantas industriais que produzem ferro esponja a frio e realizam peneiramento na descarga (2 a 4%) (MIDREX, 2011). É importante lembrar que o valor de referência mencionado apenas corresponde a descarga e a este deve ser computado outros finos gerados dentro do reator, por exemplo o *off take*, para correta comparação com o valor encontrado pelo modelo.

Se considerado esse valor para a geração de finos, a perda resultante seria de 16.950 t/ano. Entretanto, o maior impacto potencial desta geração de finos no interior do forno seria a formação mais intensa de *clusters* no interior do forno durante a redução da carga.

5.4. Avaliação da Presença de Clusters nas Regiões dos Quebradores

A fim de melhor entender como os *clusters* impactariam nas forças e energias de colisão no interior do forno foram realizadas simulações nas regiões dos quebradores inserindo-os.

Conforme observado em 5.1.3, 5.1.2 e 5.1.3, de uma forma geral, as pelotas não estão sujeitas a forças compressivas intensas na região dos quebradores. Por outro lado, quando são adicionados *clusters* à simulações (Figura 82 à Figura 84), pode-se perceber que ocorre um deslocamento dos valores no sentido de aumentar as forças compressivas aplicadas às pelotas (Tabela 29).



Figura 82 – Posição dos *clusters* dentro da região 03, quebrador superior. *Clusters* de pequeno tamanho (esquerda) e bloco de *cluster* na área superior (direita) em azul.



Figura 83 – Posição dos *clusters* dentro da região 04, quebrador intermediário. *Clusters* de pequeno tamanho (esquerda) e *cluster* de grande tamanho (direita) em azul.



Figura 84 – Posição dos *clusters* dentro da região 05, quebrador inferior. *Clusters* de pequeno tamanho (esquerda) e *cluster* de grande tamanho (direita) em destaque de azul.

Região	Simulação	Média (N)	Mediana (N)	Máximo (N)	Desvio Padrão	% de pelotas sujeitas a forças superiores a 100N	% de pelotas sujeitas a forças superiores a 500N
<u>ک</u> ،	sem c <i>luster</i>	17,4	12,3	306,8	17,1	0,20	0,00
uebrado	com c <i>luster</i> pequeno	23,4	17,1	1409,1	25,1	1,24	0,01
° Or	com c <i>luster</i> em toda sua área superior	20,7	14,6	338,0	20,7	0,70	0,00
rio L	sem c <i>luster</i>	11,2	8,3	111,5	10,4	0,00	0,00
uebrado	com c <i>luster</i> pequeno	12,9	8,9	828,9	15,6	0,26	0,01
inte O	com c <i>luster</i> grande	16,1	11,0	1412,5	22,9	0,45	0,03
ferior	sem c <i>luster</i>	11,4	7,6	178,8	12,0	0,04	0,00
ador in	com c <i>luster</i> pequeno	12,3	7,1	741,5	19,9	0,57	0,01
Quebr	com c <i>luster</i> grande	13,0	7,0	924,4	24,3	0,94	0,03

Tabela 29 – Resumo das forças compressivas das simulações com clusters.

Ao avaliarem-se os resultados encontrados, pode-se notar que a presença e o tamanho dos *clusters* inseridos na simulação alteram o perfil das forças compressivas proporcionada pela maior dificuldade de movimentação deste dentro da carga. Enquanto não é esperada nenhuma fragmentação por compressão nestas regiões quando não há presença de *clusters*, a sua presença, sobretudo quando apresentam grandes dimensões, gera uma pequena fração de partículas sujeitas a valores de forças compressivas superiores à resistência de pelotas reduzidas.

Outra tendência observada é que a presença dos blocos de *cluster* tem maior impacto na alteração da distribuição das forças compressivas do que a presença de um grande bloco posicionado acima do quebrador. Enquanto os *clusters* menores ocasionam o aparecimento de forças mais intensas entre eles e o quebrador, o grande bloco de *cluster* serve como uma espécie de proteção, restringindo a aplicação de força que é exercida pela camada superior (Figura 85).



Figura 85 – Forças atuando nos *clusters* inseridos na simulação. *Clusters* de pequeno tamanho (esquerda) e bloco de *cluster* na área superior (direita).

O perfil das forças compressivas médias região dos quebradores são apresentados nas Figura 86 à Figura 88. Os c*lusters* de pequenas dimensões ao entrarem em contato com o quebrador passam a sofrer a ação de uma carga maior, resultando em pontos de compressão superiores a 100 N onde estão situados. Ao inserirem-se *clusters* de tamanho superior à maior abertura, que necessariamente precisarão ser fragmentados pelo quebrador, o efeito da força é intensificado, apresentando valores superiores a 300 N na região do *cluster*.



Figura 86 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 03) com clusters pequenos (à esquerda) e cluster em toda sua área superior (à direita).



Figura 87 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 04) com *clusters* pequenos (à esquerda) e grandes (à direita).



Figura 88 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 05) com *Cluster* de tamanho pequeno (esquerda) e grande (direita).

Avaliando a presença de *clusters* grandes em apenas um lado do forno (Figura 89) mostra que a força compressiva média do lado esquerdo é mais distribuída enquanto a do lado com o *cluster* se encontra mais concentrada na região onde este se situa. Pode-se observar que existe uma região posicionada abaixo do *cluster* na qual a compressão é quase nula, tendo em vista o fato de este estar preso entre a parede e o quebrador e, por isto, não exercer esforços sobre as pelotas posicionadas logo abaixo deste.



Figura 89 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 05) com *cluster* de tamanho grande em um dos lados do forno.

Ao analisar o efeito da inserção de *clusters n*a dissipação da energia devido às colisões que ocorrem na região dos quebradores observa-se uma tendência ao aumento da dissipação média de energia (Tabela 30), principalmente do valor máximo encontrado. Este efeito torna-se mais expressivo quando o tamanho do cluster é aumentado.

Região	Simulação	Média (J/kg)	Mediana (J/kg)	Máximo (J/kg)	Desvio Padrão
Quebrador intermediário	sem c <i>luster</i>	0,0018	0,00019	0,30	0,006
	com c <i>luster</i> pequeno	0,0016	0,00021	2,63	0,006
	com c <i>luster</i> grande	0,0039	0,00021	278,18	0,577
Quebrador inferior	sem c <i>luster</i>	0,0024	0,00030	0,43	0,008
	com c <i>luster</i> pequeno	0,0030	0,00035	2,59	0,011
	com c <i>luster</i> grande	0,0036	0,00032	40,41	0,097

Tabela 30 – Resumo da dissipação da energia por colisões na região dos quebradores

Como exemplo, a Figura 90, apresenta a frequência e magnitude das colisões na região do quebrador inferior mostrando que quando os *clusters* são inseridos a magnitude média da energia dissipada pelas partículas acima do eixo do quebrador, na região dos *clusters*, passa a sofrer um aumento, principalmente, para os *clusters* de maior tamanho.



Figura 90 – Energia média transferida às partículas em função da altura da região 05 sem c*lusters* (à esquerda) e cluster grandes (à direita).

Na Figura 91, concentrando os *clusters* em apenas um lado do forno, é possível verificar que ocorre em média uma maior dissipação de energia na região próxima à localização do *cluster*, mostrando que ele tende a criar pontos de maior dissipação de energia.



Figura 91 – Energia média transferida às partículas em função da altura (direta), com Cluster de tamanho grande em um dos lados do forno.

No Apêndice II é possível observar que a presença de *clusters* altera ainda o perfil da magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura, além da energia normal média transferida às partículas em função da altura.

Ao ser simulado o aumento da velocidade e o giro do quebrador com a presença de clusters e comparando os resultados dessas com aqueles das simulações com cluster sem ser alterado a velocidade de giro, percebeu-se a mesma tendência de aumento da magnitude média da força compressiva e de dissipação de energia vista para as simulações sem clusters (Tabela 31). Entretanto, a magnitude dos valores encontrados são maiores aos apresentados nas simulações sem *clusters*.

	Simulação com velocidade de giro do quebrador padrão	Simulação com velocidade de giro do quebrador aumentada em 50%
Força Compressiva (N)	queeneder pasies	
Média	13,01	14,26
Mediana	6,98	7,02
Máximo	924,39	1363,75
Desvio Padrão	24,29	32,34
% de pelotas sujeitas a forças superiores a 100N	0,94	1,49
% de pelotas sujeitas a forças superiores a 500N	0,03	0,08
Dissipação de energia (J/kg)		
Média	0,0036	0,0138
Mediana	0,000319	0,000347
Máximo	40,4114	3685,5719
Desvio Padrão	0,0968	4,8447

Tabela 31 – Resumo das forças compressivas e dissipação de energia na região 05 avaliando influência da velocidade de giro do quebrador com presença de *cluster*

Comparando o perfil de forças compressivas médias e dissipação média das energias na região do quebrador inferior (Figura 92 e Figura 93), observa-se um aumento do lado esquerdo do forno. Isto ocorre porque, com o aumento da velocidade de giro, faz com que seja forçada a passagem do *cluster* presente deste lado do forno pelo quebrador, quebrando-o. Devido a esta força aplicada pelo quebrador, ocorre um aumento da força compressiva e dissipação de energia na região do *cluster*.


Figura 92 – Perfil da magnitude média da força compressiva em função da altura e raio do forno (região 05), com a presença de c*luster*, com velocidade de giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em 50% (direita).



Figura 93 – Perfil da magnitude média da dissipação de energia em função da altura e raio do forno (região 05), com a presença de *cluster*, com velocidade de giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em 50% (direita).

A presença de *clusters* nesta região do reator Midrex, quando a velocidade do quebrador é aumentada mostra uma forte tendência de maior fragmentação das pelotas de minério de ferro. Desta forma foi simulado como seria afetada a geração de finos por abrasão quando houver presença de *clusters*. A Figura 94 mostra que a presença do cluster e o aumento do seu tamanho aumenta a geração de finos, da ordem de 33%.



Figura 94 – Evolução da geração de finos em relação à profundidade do forno na região do quebrador inferior.

Por outro lado, quando existe a presença de *clusters* e a velocidade de giro do quebrador é incrementada, o aumento da proporção de finos se mostra mais expressivo (de 0,023 para 0,189%). Como se pode observar na Figura 95, quando é aumentada a velocidade do quebrador com *cluster* na região do quebrador, ocorre um aumento da dissipação de energia e, consequentemente, aumento na geração de finos. A maior geração de finos na curva tracejada em vermelho se dá pela quebra que ocorre no cluster durante sua passagem no quebrador.



Figura 95 – Comparação da evolução da geração de finos em relação à profundidade do forno na região 05 com aumento do movimento do quebrador.

6. CONCLUSÕES

A partir dos resultados das simulações com o software EDEM[®] do movimento de pelotas de minério de ferro em um forno MIDREX foi possível chegar às seguintes conclusões:

- Apesar das forças compressivas e energias dissipadas pelas colisões apresentarem comparativamente altas magnitudes na região de alimentação, é esperado que pouca, ou nenhuma fragmentação ocorra devido ao fato das pelotas ainda não estarem sujeitas a redução e por isso com resistência física alta comparada com os valores encontrados.
- A região de redução da carga, principalmente aquela mais próxima à injeção dos gases de redução, estará mais sujeita a forças compressivas e dissipações de energia de magnitudes capazes de fragmentar pelotas. Por exemplo, as forças de compressão na região próxima ao fim da coluna de redução podem ser superiores a 500 N, valor capaz de fragmentar pelotas reduzidas por compressão. As forças compressivas e a dissipação de energia das colisões têm influência direta da altura da coluna de pelotas. A mudança na velocidade de descida da carga mostrou que ocorrerá uma pequena alteração nos parâmetros avaliados, sendo que seu efeito é mais intenso na dissipação das energias de colisões. Isto terá como consequência uma maior geração de finos por abrasão.
- Na região dos quebradores tanto as forças compressivas como a dissipação de energia das colisões das pelotas apresentaram baixas magnitudes. Devido a isso, pouca fragmentação por impacto é esperado nestas regiões. Por outro lado, deverá ocorrer a geração de finos por abrasão e estes serão impactados negativamente quando houver aumento da velocidade de giro dos quebradores e/ou forem usadas pelotas de menores dimensões. Mesmo assim, a geração de finos não deve ser impactante ao processo.
- São esperadas que pelotas de menor tamanho (12,5 mm) sofram forças compressivas menos intensas se comparadas àquelas encontradas no presente estudo. Por outro lado, a energia especifica dissipada nas colisões tenderão a serem mais altas.

 A presença de clusters formados na zona de redução mostrou impactos significativos nas forças compressivas e na dissipação de energias nas regiões dos quebradores. Sua presença tenderá a aumentar a geração de finos nestas regiões. O aumento da velocidade de giro do quebrador mostrou-se extremamente prejudicial quando clusters se encontravam presentes na região dos quebradores no que diz respeito à geração de finos.

Assim, com o auxílio de simulações utilizando o *software* EDEM[®] foi possível demonstrar a aplicação do método dos elementos discretos ao processo que ocorre no reator Midrex. Esta ferramenta mostrou-se importante para o entendimento das forças e energias que estão atuando durante a movimentação das pelotas em seu interior. Com base nos resultados encontrados, aplicando-se modelos conhecidos, como por exemplo, o modelo de abrasão de minério de ferro desenvolvido por TAVARES e CARVALHO (2011), foi possível estimar a geração de finos no interior do reator como sendo da ordem de 1,2 a 2,6%, dependendo das premissas utilizadas. Como a presença de fino potencializa a formação de *cluster*, pode-se prever desta forma a possibilidade de formação destes no interior do reator e, como demonstrado no trabalho, avaliar sua influência nas regiões subsequentes à zona de redução.

6.1. Sugestão de trabalhos futuros

Devido ao grande potencial demonstrado do uso do EDEM[®] para descrever o comportamento de pelotas de minério de ferro em reatores de redução direta tipo MIDREX[®] aliado ao modelo de quebra de pelotas desenvolvido por TAVARES e CARVALHO (2010), alguns trabalhos podem ser sugeridos para o futuro como:

- Aplicação dos resultados encontrados em uma planta de redução industrial visando calibração e criação de um modelo genérico para geração de finos no interior de um reator;
- Utilização da curva de geração de finos aliada a informações de um modelo cinético do forno MIDREX para criação de modelos de previsibilidade da formação de clusters na região de redução do forno.

- Avaliação direta da resistência à fratura e à fragmentação superficial de pelotas de plantas pelotizadoras brasileiras sob diferentes níveis de redução (metalização).
- Introduzir as simulações realizadas parâmetros que considerem a não uniformidade radial da redução, a curva não isotérmica de redução ao longo da zona de redução e as forças de arraste geradas pelo fluxo gasoso.

7. REFERÊNCIAS

- ABOUZEID, A.-Z. M.; KOTB, I. M.; NEGM, A. A. Iron ore fluxed pellets and their physical properties. **Powder Technology**, v. 42, n. 3, p. 225-230, jun. 1985.
- ARAÚJO, D. R. Desenvolvimento de um modelo computacional de otimização e predição do valor de uso de pelotas de minério de ferro na rota redução direta: aciaria elétrica. Tese de Doutorado - Departamento de Ciência dos Materiais e Metalurgia- PUC-Rio, 2006.
- ATSUSHI, M.; UEMERA, H.; SAKAGUCHI, T. Midrex Process. **Kobelco Technology Review**, v. 29, p. 50 - 57, 2010.
- BARRIOS, G. K. P; CARVALHO R. M.;,KWADE, A.; TAVARES, L. M.. Contact parameter estimation for DEM simulation of iron ore pellet handling. **Powder Technology**, v. 248, p. 84–93, nov. 2013.
- BENIQUE, F. S. B. Carburização do DRI nas Zonas de Transição e Resfriamento de Reatores Tipo Midrex Carburização do DRI nas Zonas de Transição e Resfriamento de Reatores Tipo Midrex.: Tese de Doutorado. PUC-Rio, Departamento de Ciências dos Materiais e Metalurgia, Rio de Janeiro. 2011
- BIĆANIĆ, N.. Discrete Element Methods. Encyclopedia of Computational Mechanics. 2007
- BOECHAT, F. O.; PEREIRA, P. M.; SIMÕES, H. O.; PASSIGATTI, V. P.; MAGNAGO,
 D.; BAILON, A. M. G.; MOREIRA, J. L. Influência da distribuição granulométrica do calcário e carvão na qualidade física e metalúrgica das pelotas de minério de ferro. 41° Seminário de Redução de Minério de Ferro e Matérias-Primas & 12° Simpósio Brasileiro de Minério de Ferro. Anais.Vitória ES. .2010
- BAILON, A. M. G.; SIMÕES, H. O.; BUENO, P. G.; PEREIRA, J. G.; DOELLINGER, T. M.; BIANCHI, M. R. R.; Determinação de metodologia para avaliaçao das causas de colagem em reatores de redução direta. 41° Seminário de Redução de Minério de Ferro e Matérias-primas e 12° Seminário Brasileiro de Minério de Ferro. Anais...Vila Velha: 2011
- CAMONES, L. A. M. VARGAS JR, E. A.; FIGUEIREDO R.P.;, VELLOSO, R Q. Application of the discrete element method for modeling of rock crack propagation and coalescence in the step-path failure mechanism. **Engineering Geology**, v. 153, p. 80-94, fev. 2013.
- CARVALHO, R. M.; TAVARES, L. M. Modelagem generalizada da cominuição. XXIII ENTMME – Gramado - RS, Setembro/Outubro 2009.

- CARVALHO, R. M.; TAVARES, L. M. DEM-based simulation framework as a tool to predict grinding in AG / SAG mills. 6th International Congress on the Science and Technology of Ironmaking – ICSTI, 42nd International Meeting on Ironmaking and 13th International Symposium on Iron Ore. Anais...2012
- CARVALHO, R.M., Mechanistic Modeling of Semi-Autogenous Grinding, Ph.D thesis, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2013
- CLEARY, P. W. Large scale industrial DEM modelling. **Engineering Computations**, v. 21, n. 2/3/4, p. 169-204, 2004.
- CLEARY, P. W. DEM prediction of industrial and geophysical particle flows. **Particuology**, v. 8, n. 2, p. 106-118, abr. 2010.
- CLEARY, P. W.; MORRISSON, R.; MORRELL, S. Comparison of DEM and experiment for a scale model SAG mill. **International Journal of Mineral Processing**, v. 68, n. 1-4, p. 129-165, jan. 2003.
- CONCHA, F., "Value of first and phenomenological modeling in mineral processing", Anais do XIX International Mineral Processing Congress, San Francisco, SME, vol. 2, pp. 9-15.
- COSTA, R. V. P. "Otimização da Resistência à Compressão de Pelotas de Minério de Ferro para Redução Direta pela Aplicação de Projeto Robusto". Dissertação de Mestrado, REDEMAT – Ouro Preto, 2008.
- CUNDALL, P.; STRACK, O. A discrete numerical model for granular assemblies. **Geotechnique**, 1979.
- CUNHA, E. R. DA; CARVALHO, R. M. DE; TAVARES, L. M. Simulation of solids flow and energy transfer in a vertical shaft impact crusher using DEM. **Minerals Engineering**, v. 43-44, p. 85–90, abr. 2013.
- DWARAPUDI, S.; GHOSH T. K.; SHANKAR, A.; TATHAVADKAR, V.; BHATTACHARJEE, D.; VENUGOPAL, R. Effect of pellet basicity and MgO content on the quality and microstructure of hematite pellets. International Journal of Mineral Processing, v. 99, n. 1-4, p. 43-53, maio. 2011.
- DWARAPUDI, S.; GHOSH T. K.; SHANKAR, A.; TATHAVADKAR, V.; DENYS, M. B.; VENUGOPAL, R. Effect of MgO in the form of magnesite on the quality and microstructure of hematite pellets. International Journal of Mineral Processing, v. 112-113, p. 55-62, set. 2012.
- EDEM 2.4 Theory reference guide, DEM Solutions, Edinburgh, 19 p. 2011
- EDEM 2.5 User Guide, DEM Solutions, Edinburgh, 141 p. 2013
- ELKASABGY, T., "A study of the mechanisms of degradation of iron ore pellets during reduction". Open Access Dissertations and Theses. Paper 3365. 1978

- FAN, X.; GAN, M.; JIANG, T.; YUAN, L.; CHEN, X. Influence of flux additives on iron ore oxidized pellets. Journal of Central South Univ. Technol., p. 732-737, 2010.
- FEINMAN, .J. Direct Reduction and Smelting Processes In:_The Making, Shaping and Treating of Steel, 11th Edition Ironmaking Volume. The AISE Steel Foundation Wakelin, D. H. 1998 Cap 11 p 741-780.
- FERNANDEZ, X.; SPELTER, L.; NIRSCHL, H. Computational Fluid Dynamics (CFD) and Discrete Element Method (DEM) Applied to Centrifuges. Applied Computational Fluid Dynamics, p. 97-135, 2012.
- FLEISSNER, F.; GAUGELE, T.; EBERHARD, P. Applications of the discrete element method in mechanical engineering. **Multibody System Dynamics**, v. 18, n. 1, p. 81-94, 1 jun. 2007.
- FONSECA, M. C. "Influência da distribuição granulométrica do pellet feed no processo de aglomeração e na qualidade da pelota de minério de ferro para redução direta". Dissertação de Mestrado. REDEMAT. Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto. Agosto 2004.
- FONSECA, C. F.; FERREIRA, H. O.; OTAVIANO, M. M.; PERIN, V. Influência da dosagem de carvão na qualidade das pelotas queimadas. 39º Seminário de Redução de Minério de Ferro e Matérias-primas e 10º Seminário Brasileiro de Minério de Ferro, 22 a 26 de novembro de 2009. Anais...Ouro Preto - MG: 2009
- FONSECA, V. O. "Envelhecimento de pelotas de minério de ferro com diferentes basicidades e teores de mgo" Dissertação de Mestrado. REDEMAT Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto. Ouro Preto, Agosto de 2003
- FRAZER, F. W.; WESTENBERGER, H.; BOSS, K. H.; THUM, W. The relationship between basicity and swelling on reduction of iron-ore pellets. International Journal of Mineral Processing, v. 2, p. 353-365, 1975..
- GAN, Y.; KAMLAH, M. Discrete element modelling of pebble beds: With application to uniaxial compression tests of ceramic breeder pebble beds. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, v. 58, n. 2, p. 129-144, fev. 2010.
- GNILSEN, R. "Numerical Methods", in R.S. Sinha (editor), Underground Structures, Design and Instrumentation. Elsevier, New York v. 59p. 84-128. 1989
- GRIMA, A.; WYPYCH, P; CURRY, D. LA ROCHE, R.; CARVALHO, R. M.; TAVARES,L. M. EDEM material model calibration for simulating an iron ore transfer chute13th ABM Iron Ore Symposium. p. 1809-1820, 2012.
- HASSAN, A. Ore-BasedMetallics :MarketOverview.SEAISIConference&ExhibitionMay2011.Disponívelem

<http://www.metallics.org.uk/PDF/SEAISI%20Singapore%20-

20IIMA%20Presentation.pdf> Acesso em 15/01/2013

- HUANG, Z.; YI, L.; JIANG, T. Mechanisms of strength decrease in the initial reduction of iron ore oxide pellets. **Powder Technology**, v. 221, p. 284-291, maio. 2012.
- IWASAKI, T.; YABUUCHI, T.; NAKAGAWA, H.; WATANO, S. Scale-up methodology for tumbling ball mill based on impact energy of grinding balls using discrete element analysis. Advanced Powder Technology, v. 21, n. 6, p. 623-629, nov. 2010.
- JING, L.; STEPHANSSON, O. Case Studies of Discrete Element Method Applications in Geology, Geophysics and Rock Engineering. Developments in Geotechnical Engineering, n. 1988, p. 447- 538, 2007.
- KAČIANAUSKAS, R.; BALEVIČIUS, R.; MARKAUSKAS, D.; MAKNICKAS, A.; Discrete Element Method in Simulation of Granular Materials. IUTAM Symposium on Multiscale Problems in Multibody System Contacts, Volume 1, 2007, pp 65-74.
- KALALA, J.; MOYS, M. Discrete element method modelling of liner wear in dry ball milling. Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy, November, p. 597-602, 2004.
- KEPPLER, I.; OLDAL, I.; CSATÁR, A. Determination of granular assemblies' discrete element material parameters by modelling the standard shear test. Mechanical Engineering Letters, Szent István University, p. 269-274, 2011.
- KETTERHAGEN, W. R. Modeling the motion and orientation of various pharmaceutical tablet shapes in a film coating pan using DEM. **International journal of pharmaceutics**, v. 409, n. 1-2, p. 137-49, 16 maio. 2011.
- KREMMER, M.; FAVIER, J. F. A method for representing boundaries in discrete element modelling—part II: Kinematics. International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 51, n. 12, p. 1423-1436, 30 ago. 2001.
- LEWIS, R. W.; GETHIN, D. T.; YANG, X. S.; ROWE, R. C. A combined finite-discrete element method for simulating pharmaceutical powder tableting. International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 62, n. 7, p. 853-869, 21 fev. 2005.
- LI, G. H.; TANG, Z. K.; ZHANG, Y. B.; CUI, Z. X.; JIANG, T.. Reduction swelling behaviour of haematite/magnetite agglomerates with addition of MgO and CaO.
 Ironmaking & Steelmaking, v. 37, n. 6, p. 393-397, 1 ago. 2010.
- LOPES, F. DA S. Estudo do fenômeno de colagem das pelotas samarco durante o processo de redução direta. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Ouro Preto, 2004.

- MARIGO, M. Discrete Element Method Modelling of Complex Granular Motion in Mixing Vessels : Evaluation and Validation. Tese de doutorado, University of Birmingham, 2012.
- MARTINS, M. Análise da degradação intempérica de pelotas de minério de ferro, Projeto de Graduação, Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, EPoli/UFRJ, 57 p, 2013.
- MEYER, K. **PELLETIZING OF IRON ORE**. Berlin ; New York: Springer-Verlag, 1980. p. 160
- MIDREX. Direct from Midrex 3rd / 4th Quarter 2011. Midrex Technologies, Inc., p. 9, 2011. Disponível em < http://www.midrex.com/uploads/documents/DFM%203rd-4thQtr%202011.pdf> Acesso em 15/08/2013
- MIDREX. Shaft Furnace Technologies Solutions for Steelmakers. Midrex Technologies, Inc., p. 15, 2012. Disponível em < http://www.midrex.com/uploads/documents/MIDREXShaftBrochure2.pdf> Acesso em 10/01/2013
- MIDREX. World direct reduction statistics. **Midrex Technologies, Inc.**, p. 14, 2013. Disponível <http://www.midrex.com/uploads/documents/MDX%20STATS%202012%207-3-13Final.pdf> Acesso em 02/01/2014
- MINGYIN, K.; SHENGLI, W.; JIAN, X.; XINYING, G.; KAIPING, D.; JING, S. DEM simulation of particle size segregation behaviors during screw discharging 6th International Congress on the Science and Technology of Ironmaking – ICSTI, 42nd International Meeting on Ironmaking and 13th International Symposium on Iron Ore. Anais...Rio de Janeiro: 2012 p. 403-413,
- MISHRA, B.; RAJAMANI, R. The discrete element method for the simulation of ball mills. **Applied Mathematical Modelling**, v. 16, n. April, p. 598-604, 1992.
- MORRIS, J.; JOHNSON, S. Discrete Element Modeling. American Society of Civil Engineers: Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, p. 21, 2007.
- NASCIMENTO, E. DO; JÚNIOR, H.; RAMOS, A. Aplicação do método de elementos discretos na análise de estabilidade de taludes. p. 13, 2007.
- NICOLLE, R.; RIST, A. The mechanism of whisker growth in the reduction of wüstite. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 10, n. September, 1979..
- NOUCHI, T.; TAKEDA, K.; YU, A. B. Solid Flow Caused by Buoyancy Force of Heavy Liquid. **ISIJ International**, v. 43, n. 2, p. 187-191, 2003.
- O'SULLIVAN, C. Particulate discrete element modelling: a geomechanics perspective. Spon Press, 2011. v. 4 p. 574

- OWEN, P. J.; CLEARY, P. W. Prediction of screw conveyor performance using the Discrete Element Method (DEM). **Powder Technology**, v. 193, n. 3, p. 274-288, ago. 2009.
- PARISI, D. R.; LABORDE, M. A. Modeling of counter current moving bed gas-solid reactor used in direct reduction of iron ore. Chemical Engineering Journal, v. 104, n. 1-3, p. 35–43, nov. 2004.
- PENNA, R. G. Desenvolvimento de metodologia para avaliação da tendência à reoxidação de pelotas de minério de ferro reduzidas em processo de redução direta a gás. Dissertação de Mestrado. REDEMAT Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto. 2010.
- PEREIRA, J. G. Avaliação da utilização de diferentes materiais para diminuição da tendência de colagem de pelotas durante o processo de redução direta. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2012.
- POTYONDY, D. O.; CUNDALL, P. A. A bonded-particle model for rock. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, v. 41, n. 8, p. 1329–1364, dez. 2004.
- RIOS, R. D. Aplicações do método dos elementos discretos em estruturas de concreto. Tese de Doutorado. Universidade Federal Do Rio Grande Do Sul. Porto Alegre 2002.
- ROCK, A. D.; ZHANG, R.; WILKINSON, D. NUMERICAL MODELING. In: Velocity Variations in Cross-Hole Sonic Logging Surveys - Causes and Impacts in Drilled Shafts. Chapter 3. 2008. p. 27-48.
- SÁ, K. G.; COSTA, G. M.; VIEIRA, C. B. Efeito da composição mineralógica na resistência à compressão de pelotas de minério de ferro. Tecnologia em Metalurgia e Materiais, p. 18-22, 2004.
- SCHARPF, D. Simulation of Particulate Solids Handling and Processing Operations Using the Discrete Element Method, DEM Solutions, NAFEMS 2020 Vision of Engineering Analysis and Simulation, 2008. <http://www.nafems.org/downloads/North_America/NAFEMS_2020/presentations _post/scharpf_-_dem_solutions_-

_simulation_of_particulate_solids_presentation.pdf> Acesso em 10/10/2013

- ŞEŞEN, K. M. The influence of CaO on the precipitation behaviour of iron in the reduction of iron oxide. Scandinavian Journal of Metallurgy, p. 1-7, 2001.
- SILVA, A. C. Simulação computacional da redução direta de minério de ferro em fornos MIDREX. REDEMAT. Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto 2010.

- SILVEIRA, M. A. DE C. W. DA. Modelagem da degradação de pelotas de minério de ferro durante o manuseio e transporte. Dissertação de Mestrado.
 Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, 2012.
- SILVEIRA, M. A. C. R.; OLIVEIRA, G. L. R.; SILVA, B. V.; NASATO, D. Otimização do transporte de matéria-prima em uma calha de transferência. 40° Seminário de Redução de Minério de Ferro e Matérias-Primas e o 11° Simpósio Brasileiro de Minério de Ferro. Anais...Belo Horizonte - MG: 2010.
- SITHARAM, T. Numerical simulation of particulate materials using discrete element modelling. **CURRENT SCIENCE-BANGALORE**, v. 78, n. 7, p. 876-886, 2000.
- STEWART, R. *et al.* Simulated and measured flow of granules in a bladed mixer—a detailed comparison. **Chemical Engineering Science**, v. 56, p. 5457-5471, 2001.
- TAVARES, L.M., "Operações Unitárias em Processamento Mineral", Apostila do curso de Processamento de Recursos Minerais I do Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Rio de Janeiro. 2005.
- TAVARES, L. M. M.; CARVALHO, R. M. Modeling Iron Ore Degradation During
 Handling 3rd International Meeting on Ironmaking and 2nd International
 Symposium on Iron Ore. Anais...São Luís Maranhão: 2008
- TAVARES, L. M.; CARVALHO, R. M. DE. Modeling ore degradation during handling using continuum damage mechanics. International Journal of Mineral Processing, v. 101, n. 1-4, p. 21-27, nov. 2011.
- TSUJI, Y.; TANAKA, T.; ISHIDA, T. Lagrangian numerical simulation of plug flow of cohesionless particles in a horizontal pipe. **Powder technology**, v. 71, p. 239–250, 1992.
- UMADEVI, T.; KUMAR, P.; LOBO, N. Influence of Pellet Basicity (CaO/SiO2) on Iron Ore Pellet Properties and Microstructure. **ISIJ international**, v. 51, n. 1, p. 14-20, 2011.
- VERA, J. I. C. Carburização de ferro esponja na zona de redução de um forno Midrex. Dissertação de Mestrado. PUC-Rio, 2005.118 p.
- WORLDSTEEL ASSOCIATION. World Crude Steel Production Steel StatisticalYearbook2013,p.1-2,2013.Disponívelem<http://www.worldsteel.org/dms/internetDocumentList/statistics-archive/yearbook-
archive/Steel-Statistical-Yearbook-2013/document/Steel-Statistical-Yearbook-
2012.pdf > Acesso em 02/01/2014
- WORLDSTEEL ASSOCIATION. Crude Steel Production by Process Steel Statistical Yearbook. 1978, 1981, 1986, 1991, 1996, 2001, 2006, 2011 e 2013. Disponível

em <http://www.worldsteel.org/statistics/statistics-archive/yearbook-archive.html> Acesso em 02/01/2014

- WANG, Z.; CHU, M.; LIU, Z.; CHEN, S.; XUE, X. Effects of Temperature and Atmosphere on Pellets Reduction Swelling Index. Journal of Iron and Steel Research, International, v. 19, n. 10, p. 7-19, out. 2012.
- WONG, P. L. M.; Kim, M.J.; Kim, H.S.; Choi, C.H.; Sticking behaviour in direct reduction of iron ore. Ironmaking & Steelmaking, v. 26, n. 1, p. 53–57, 1 jan. 1999.
- WRIGHT, J. K. The effect of firing conditions on the Strength of Hematite compacts. **Powder Technology**, v. 14, p. 103-113, 1976.
- YI, L.; HUANG, Z.; JIANG, T. Sticking of iron ore pellets during reduction with hydrogen and carbon monoxide mixtures: Behavior and mechanism. **Powder Technology**, v. 235, p. 1001–1007, fev. 2013.
- YU, A. B. Discrete element method: An effective way for particle scale research of particulate matter. **Engineering Computations**, v. 21, n. 2/3/4, p. 205-214, 2004.

APÊNDICE I – Análise da movimentação da carga no forno

Foram avaliadas as velocidades das partículas nas regiões simuladas do forno para complementar o entendimento das interações das pelotas.

A velocidade das partículas na alimentação do forno (Região 01) pode ser analisada na Tabela 32 e Figura 96. Em média, a velocidade das pelotas no silo situase em torno de 0,031 e 0,100 m/s. Aparentemente na região próxima a parede inclinada do silo, tende a ter velocidades levemente superiores. Na região do sistema de alimentação as velocidades estão entre 3,16 e 10,00 m/s.

	Silo (m/s)	Sistema de alimentação (m/s)
Média	0,058	2,550
Mediana	0,045	0,321
Máximo	5,723	10.588
Desvio Padrão	0,063	3,047

Tabela 32 – Resumo da velocidade das partículas na região 01 (Alimentação)



Figura 96 – Perfil da velocidade média das pelotas no silo (à esquerda) e no sistema de alimentação (à direita) (região 01).

Nos primeiros metros da coluna de redução (região 02) as velocidades são mais baixas que no restante da coluna. Está velocidade vai aumentando à medida que as pelotas sofrem acomodação dentro do leito até o final da coluna. A Tabela 33 e a Figura 97 apresentam o perfil de velocidade das pelotas dentro do reator MIDREX na região de redução. Pode-se perceber que tanto as velocidades médias das partículas como a velocidade mediana estão superiores a velocidade que foi configurada para descida da carga (velocidades inferiores a 0,05 m/s). Isto ocorre pelo fato de a velocidade configurada para descida ser apenas no sentido vertical do pistão virtual criado durante a simulação. Os resultados das velocidades das pelotas representam a velocidade atingida pela partícula em todas as direções. Portanto, como o acomodamento da carga não se dá em apenas um sentido, a diferença entre estas velocidades é encontrada.

	Simulação com velocidade padrão - 0,002 m/s (J/kg)	Simulação com velocidade aumentada em 50% - 0,003 m/s (J/kg)	Simulação com velocidade aumentada em 100% - 0,004 m/s (J/kg)
Média	0,038	0,040	0,039
Mediana	0,028	0,029	0,029
Máximo	3,13	3,15	3,14
Desvio Padrão	0,051	0,052	0,052
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,025 m/s	54,04	54,78	54,47
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,050 m/s	27,83	29,34	29,05

Tabela 33 – Resumo das velocidades na região 02 para diferentes velocidades de descida da carga



Figura 97 – Perfil da velocidade média das pelotas em função da altura e raio do forno na região de redução (região 02).

A velocidade média das partículas na região do quebrador superior (região 03) ficou um pouco superior à velocidade padrão das simulações (0,002 m/s), a mediana ficou bem próxima ao configurado (Tabela 34). Um fator importante de destacar é que a presença de *cluster* nesta região altera o deslocamento das pelotas e por consequência, altera a distribuição de sua velocidade (Figura 98 e Figura 99).

	Simulação sem <i>Cluster</i> (m/s)	Simulação com <i>Cluster</i> de pequeno tamanho (m/s)	Simulação com <i>Cluster</i> em toda sua área superior (m/s)
Média	0,0035	0,0030	0,0033
Mediana	0,0022	0,0025	0,0026
Máximo	1,7580	0,8491	1,2882
Desvio Padrão	0,0205	0,0042	0,0124
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,025 m/s	0,69	0,25	0,46
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,050 m/s	0,36	0,09	0,24

Tabela	34 –	Resumo	das	velo	idades	na	região	03
i usciu		nesamo	uus		liauacs		1 Chiuo	



Figura 98 – Perfil da velocidade das partículas em função da altura e raio do forno no quebrador superior (região 03) sem *cluster*.



Figura 99 – Perfil da velocidade média das pelotas na região do quebrador superior (região 04) com a presença de cluster pequeno (esquerda) e com bloco de cluster (direita).

Na região do quebrador intermediário (região 04) as velocidades médias das partículas mostraram-se superiores as encontradas no quebrador superior. A velocidade média das partículas (Tabela 35 e Figura 101) mostrou uma tendência na redução da velocidade das partículas com o deslocamento das velocidades das pelotas quando são inseridos os *clusters*.

Tabela 35 – Resumo das velocidades na região 04

	Simulação sem <i>Cluster</i> (m/s)	Simulação com <i>Cluster</i> de pequeno tamanho (m/s)	Simulação com <i>Cluster</i> de grande tamanho (m/s)
Média	0,0153	0,0146	0,0133
Mediana	0,0114	0,0105	0,0103
Máximo	0,9048	0,9467	3,1164
Desvio Padrão	0,0183	0,0153	0,0144
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,025 m/s	7,16	8,77	6,36
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,050 m/s	1,75	1,96	1,54



Figura 100 – Perfil da velocidade das partículas em função da altura e raio do forno no quebrador intermediário (região 04) sem *Cluster*.



Figura 101 – Perfil da velocidade média das pelotas na região 04 sem a presença de *Cluster* (esquerda) e com *Cluster* (direita).

Assim como ocorreu nas regiões dos quebradores anteriores, no quebrador inferior (região 05) a presença dos *clusters* influiu nas velocidades médias das partículas. Na Tabela 36 observa-se um pequeno aumento na velocidade das pelotas. O perfil da velocidade médias das pelotas na região 05, sem adição dos *clusters*, é simétrica como pode ser visto na Figura 102. As maiores velocidades estão localizadas ao longo do eixo inferior do quebrador. Quando são inseridos os *clusters* (Figura 103), ocorre um distúrbio na simetria das velocidades provocadas pela maior dificuldade de deslocamento do *cluster*. Regiões entre os *clusters* passam a ter maior velocidade média devida o escorregamento das pelotas por estas regiões.

Tabela 36 – Resumo das velocidades na região 05

	Simulação sem <i>Cluster</i> (m/s)	Simulação com <i>Cluster</i> de pequeno tamanho (m/s)	Simulação com <i>Cluster</i> de grande tamanho (m/s)
Média	0,023	0,027	0,026
Mediana	0,020	0,023	0,022
Máximo	1,854	0,958	1,234
Desvio Padrão	0,023	0,027	0,029
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,025 m/s	36,44	44,47	42,62
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,050 m/s	4,30	8,02	7,70



Figura 102 – Perfil da velocidade das partículas em função da altura e raio do forno no quebrador inferior (região 05) sem *cluster*.



Figura 103 – Perfil da velocidade das partículas em função da altura e raio do forno no quebrador inferior (região 05) com *cluster* de tamanho pequeno (esquerda) e grande (direita).

A velocidade das pelotas no reator mostra-se maior durante sua alimentação (Figura 104), devido às quedas que as pelotas sofrerão, entretanto a velocidade no reator na região de redução apresentou valores consideráveis de velocidade. Na região dos quebradores a região do quebrador superior apresentou menores velocidades que as demais regiões. As regiões dos quebradores intermediário e inferior foram maiores que as do quebrador superior por causa da redução de diâmetro que ocorre no forno até sua descarga.



Figura 104 – Distribuição acumulada velocidade das pelotas nas cinco regiões simuladas sem a presença de *Cluster*.

Avaliando a influência da velocidade de giro do quebrador inferior em sua região, percebe-se que as velocidades médias das partículas são afetadas de maneira

que ocorra um aumento em sua magnitude (Tabela 37). Quando a velocidade de giro é aumentada ocorre um aumento nas velocidades médias das partículas do lado de sentido do giro do quebrador (Figura 105). O movimento do quebrador cria uma retenção das pelotas do lado direito fazendo com ocorra uma redução das velocidades médias acima da altura do quebrador deste lado. Esta retenção explica o aparecimento de um número maior de pontos de compressão apresentados anteriormente.

Tabela 37 – Resumo das velocidades das pelotas na região 05 avaliando a velocidade de giro do quebrador sem a presença de *clusters*

	Simulação com velocidade de giro do quebrador padrão (m/s)	Simulação com velocidade de giro do quebrador aumentada em 50% (m/s)
Média	0,023	0,025
Mediana	0,020	0,022
Máximo	1,854	1,750
Desvio Padrão	0,023	0,021
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,025 m/s	36,44	43,17
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,050 m/s	4,30	4,71



Figura 105 – Perfil da magnitude média da velocidade das pelotas em função da altura e raio do forno (região 05), sem a presença de *cluster*, com velocidade de giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em 50% (direita).

A Figura 106 mostra que o aumento da velocidade de giro do quebrador quando existe a presença de *clusters* promove uma intensificação das velocidades das pelotas próximas à região do eixo do quebrador e nas regiões próximas aos *clusters*. Já na região próxima aos *clusters*, o aumento da velocidade ocorre pela movimentação das pelotas individuais entre os espaços criados da quebra dos *clusters* e entre os espaços deixados pela maior dificuldade de deslocamento dos *clusters*.



Figura 106 – Perfil da magnitude média da velocidade das pelotas em função da altura e raio do forno (região 05), com a presença de *cluster*, com velocidade de giro do quebrador padrão (esquerda) e aumentada em 50% (direita).

Por fim, as velocidades médias das pelotas quando é utilizada pelotas de menor diâmetro (12,5 mm) na região do quebrador inferior, não promove alteração na média da velocidade (Tabela 38). Entretanto, percebe-se que ocorre uma alteração no perfil das velocidades. O que se pode ver é uma alteração na simetria apresentada no perfil de velocidades das pelotas das partículas com 12,5 mm de diâmetro quando comparadas com as de 25,0 mm (Figura 107).

	Simulação com pelota de 25,0 mm (N)	Simulação com pelota de 12,5 mm (N)
Média	0,023	0,023
Mediana	0,020	0,024
Máximo	1,854	0,675
Desvio Padrão	0,023	0,013
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,025 m/s	36,44	46,34
% de pelotas sujeitas a velocidades superiores a 0,050 m/s	4,30	2,02

Tabela 38 – Resumo das velocidades das pelotas na região avaliando influência do tamanho das pelotas



Figura 107 – Perfil da magnitude média da velocidade das partículas em função da altura e raio do forno (região 05), com pelotas de 25,0 mm (esquerda) e pelotas de 12,5 mm (direita).

APÊNDICE II – Magnitude e Frequência da Dissipação Normal de Energia

Neste apêndice são apresentados resultados complementares obtidos durante as simulações das regiões do forno descritos apenas na forma de figuras.



Figura 108 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 01 – Silo de alimentação.



Figura 109 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 01 – Sistema de alimentação.



Figura 110 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 02 - Zona de redução com velocidade padrão.



Figura 111 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 02 - Zona de redução com velocidade aumentada em 50%.



Figura 112 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 02 - Zona de redução com velocidade aumentada em 100%.



Figura 113 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 03 – Quebrador superior sem a presença de *clusters*.



Figura 114 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 03 – Quebrador superior com a presença de *cluster* pequenos.



Figura 115 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 03 – Quebrador com bloco de *cluster* acima do quebrador.



Figura 116 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 04 – Quebrador intermediário sem a presença de *clusters*.



Figura 117 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 04 – Quebrador intermediário com a presença de *cluster* pequenos.



Figura 118 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 04 – Quebrador intermediário com a presença de *cluster* grandes.



Figura 119 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 05 – Quebrador inferior sem a presença de *clusters*



Figura 120 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 05 – Quebrador inferior com a presença de *clusters* pequenos.



Figura 121 – Magnitude e frequência da dissipação normal de energia em função da altura (esquerda) e energia média transferida às partículas em função da altura (direta) da região 05 – Quebrador inferior com a presença de *clusters* grandes.