

3 Revisão Bibliográfica

3.1. Principais Matérias-Primas Empregadas na Produção de Aço Líquido via FEA

Na fabricação de aço líquido em FEA, o aciarista dispõe de sucata, ferro-gusa e ferro-esponja como principais matérias-primas portadoras do elemento químico ferro na sua forma metalizada.

Através da análise da tabela 1, é possível se ter uma idéia das quantidades praticadas na constituição da carga metálica de fornos elétricos a arco em 25 (vinte e cinco) diferentes partes do mundo, onde a referida tecnologia é adotada.

Tabela 1 – Consumo de sucata, ferro-gusa e ferro-esponja em aciarias elétricas ao redor do mundo em 2006 ⁽¹⁸⁾.

Dados 2006	Posição como Produtor de Aço via FEA	Aço Bruto Produzido Via EAF	Sucata		Ferro-Gusa		DRI/HBI		total
		milhões de t	kg/t aço bruto	% em Peso	kg/t aço bruto	% em Peso	kg/t aço bruto	% em Peso	
China	1	59,0	731	66,5%	360	32,7%	9	0,8%	1100
Estados Unidos	2	56,3	980	84,5%	139	12,0%	41	3,5%	1160
Japão	3	29,2	1085	96,2%	43	3,8%	0	0,0%	1128
Coreia do Sul	4	21,1	1169	96,6%	41	3,4%	0	0,0%	1210
Oriente Médio	5	19,5	235	21,4%	0	0,0%	865	78,6%	1100
Itália	6	18,7	1024	90,3%	90	7,9%	20	1,8%	1134
Índia	7	18,6	408	34,3%	153	12,9%	628	52,8%	1189
Turquia	8	16,9	1078	98,0%	22	2,0%	0	0,0%	1100
Rússia	9	15,7	851	81,5%	0	0,0%	193	18,5%	1044
Alemanha	10	14,6	1039	91,1%	61	5,3%	41	3,6%	1141
Espanha	11	13,4	1086	92,1%	50	4,2%	43	3,6%	1179
México	12	11,5	537	47,5%	37	3,3%	556	49,2%	1130
Taiwan	13	9,3	1163	93,4%	82	6,6%	0	0,0%	1245
França	14	7,5	1100	95,2%	25	2,2%	30	2,6%	1155
Brasil	15	6,9	607	52,1%	496	42,6%	61	5,2%	1164
Canadá	16	6,7	1008	93,3%	7	0,6%	65	6,0%	1080
Ucrânia	17	6,1	964	87,6%	48	4,4%	88	8,0%	1100
Venezuela	18	4,9	357	26,2%	0	0,0%	1004	73,8%	1361
África do Sul	19	4,2	626	55,3%	102	9,0%	405	35,7%	1133
Polônia	20	4,1	1066	93,3%	75	6,6%	1	0,1%	1142
Bélgica	21	3,4	946	85,9%	146	13,3%	9	0,8%	1101
Argentina	22	2,9	403	35,5%	35	3,1%	696	61,4%	1134
Reino Unido	23	2,8	1133	97,3%	32	2,7%	0	0,0%	1165
Luxemburgo	24	2,5	1130	100,0%	0	0,0%	0	0,0%	1130
Suécia	25	1,7	1090	88,6%	140	11,4%	0	0,0%	1230

Os dados contidos na referida tabela foram organizados em ordem decrescente de participação (% em peso) do ferro-esponja na carga do FEA. Nota-se o quanto a fabricação de aço por esta rota é flexível em termos de matérias-primas, fundamentalmente adaptando-se à disponibilidade de recursos e à realidade de cada região. Destacam-se algumas regiões e países do mundo, tais como Oriente Médio, Venezuela, Argentina e México, onde a utilização de ferro-esponja como matéria-prima para a fabricação de aço é, incontestavelmente, significativa, representando, em média, mais da metade do que se carrega de metálicos na aciaria. Neste sentido, fica evidenciada que o emprego do ferro-esponja, como substituto à sucata, já é uma realidade tecnológica bastante explorada, apesar de ainda existirem dúvidas sobre a sua viabilidade técnica e econômica, geralmente, por parte daqueles que ainda não tiveram chance de tirar proveito desta alternativa.

Em linhas gerais, observa-se que o interesse por fontes alternativas de ferro, como é o caso do ferro-esponja e do ferro-gusa, tem aumentado em função da disponibilidade cada vez menor de sucata de alta-qualidade e de seu consequente aumento de preço, que obviamente está baseado na lei de oferta e pro-

cura ⁽¹⁹⁻²¹⁾. Ao mesmo tempo, os aciaristas elétricos percebem a necessidade de não se limitarem ao setor de aços longos, que, em geral, destina-se a produtos de menor exigência em termos de especificações e, por conseguinte, de menor valor de mercado. Diante deste fato, estes produtores sentem-se desafiados a conquistar mais espaço no cenário mundial de aços planos de alta qualidade, atualmente dominado pelas siderúrgicas integradas, fundamentalmente por razões de pureza e limpidez conseguidas nestes produtos siderúrgicos ⁽²²⁾, cuja rota de produção está ancorada nas tecnologias de alto-forno e de convertedor a oxigênio, também conhecido como processos de fabricação de aço via BOF, que provém do inglês “Basic Oxygen Furnace”.

Via de regra, a fabricação de aços planos passa pelo controle mais rigoroso dos teores máximos de certos elementos residuais, tais como o enxofre (S), o cobre (Cu), o níquel (Ni), o molibdênio (Mo), o cromo (Cr) e o estanho (Sn). No FEA, isto é possível de ser alcançado essencialmente a partir das seguintes estratégias:

- i. carregamento mais expressivo de sucatas de alta qualidade, contendo baixos níveis de impurezas portadoras dos elementos químicos acima listados;
- ii. fazendo-se maior uso de cargas metálicas virgens, como também são chamados o ferro-esponja e o ferro-gusa, que, em função do seu método de fabricação e de sua origem em minérios de ferro, são praticamente isentos dos elementos em discussão.

Optando-se pela adoção da segunda alternativa acima, consegue-se diluir os elementos nocivos no banho líquido, geralmente presentes em quantidades variadas na sucata. Comparativamente ao ferro-esponja, tem-se a tabela 2, a partir da qual se consegue uma boa idéia sobre os teores típicos destes elementos residuais em diferentes tipos de sucata e de aplicação dos aços.

Tabela 2 - Teores típicos dos elementos residuais que mais expressivamente impactam a qualidade dos aços ⁽²³⁾.

Classe de Sucata	S	Cu	Ni	Mo	Cr	Sn	Total
#2 HMS	0.07	0.55	0.20	0.04	0.18	0.040	1.08
Pacote #2	0.07	0.50	0.10	0.03	0.18	0.100	0.98
"Shredded"	0.07	0.22	0.11	0.02	0.18	0.030	0.63
#1 HMS	0.07	0.25	0.09	0.03	0.10	0.025	0.57
Pacote #1	0.07	0.07	0.03	0.008	0.04	0.008	0.23

DRI/HBI	0.005	0.002	0.009	<0.001	0.003	traços	0.02
---------	-------	-------	-------	--------	-------	--------	------

Classe de Aços	S	Cu	Ni	Mo	Cr	Sn	Total
Vergalhão	0.05	0.40	0.35	0.08	0.15	0.08	1.11
Estrutural	0.03	0.40	0.15	0.08	0.15	0.03	0.84
Chapas Grossas	0.03	0.20	0.10	0.02	0.10	0.02	0.47
Forjamento	0.03	0.15	0.12	0.02	0.12	0.02	0.46
Planos de Baixa Qualidade	0.03	0.15	0.08	0.02	0.08	0.02	0.38
Trefilação	0.03	0.10	0.10	0.03	0.10	0.02	0.38
"Cold Heading"	0.03	0.10	0.08	0.01	0.08	0.02	0.32
Arame Fino	0.03	0.10	0.08	0.02	0.08	0.02	0.33
Estampagem Profunda	0.03	0.06	0.10	0.02	0.07	0.02	0.30

Quanto à origem do ferro-esponja, da sucata e do ferro-gusa utilizados na fabricação de aços via aciaria elétrica, sugere-se que seja dada certa atenção à figura 2, como uma forma resumida para identificação, visualização e seqüenciamento dos distintos processos industriais, envolvidos nesta cadeia de agregação de valor.

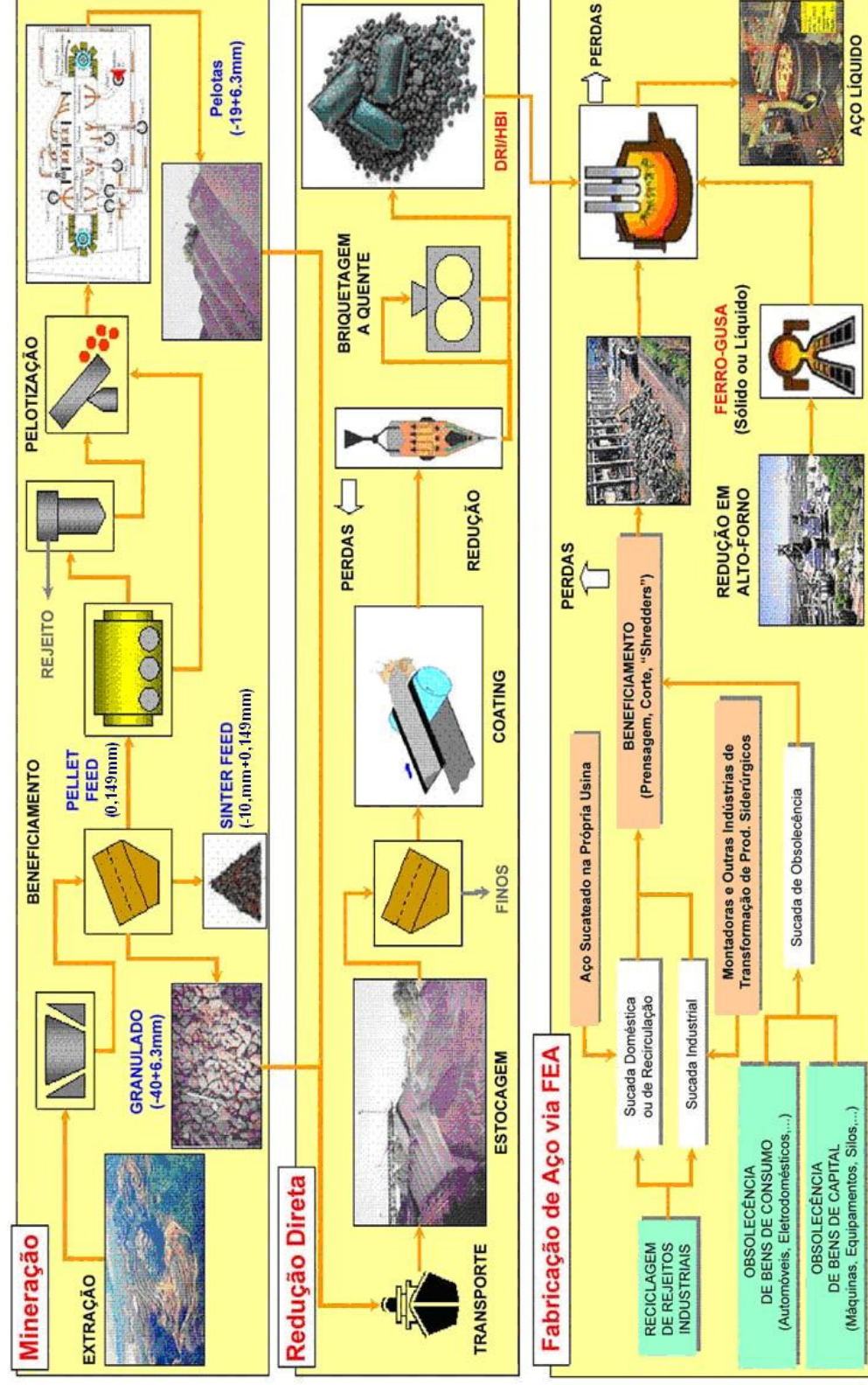


Figura 2 – Rota de produção de aço líquido em fornos elétricos a arco. Origem das matérias-primas e processos industriais envolvidos nesta cadeia de agregação de valor.

3.2.

Aumento do interesse da utilização do DRI/HBI na produção de aço via FEA.

De 2000 a 2006, a produção de aço via FEA, no mundo, cresceu para 71 milhões de toneladas métricas. Com exceção da China, o número de novos altos-fornos foram muito poucos nos últimos anos. Do aumento de 60 milhões de toneladas do total de aço produzido, com exceção da china, de 2000 a 2006, 77% são oriundos de fornos elétricos. Nos Estados Unidos, por exemplo, 56% da produção foram via FEA ⁽²⁴⁾. O contínuo crescimento da fabricação de aço via FEA deve-se às vantagens de custo de operação e de capital, além de ter menos impacto ambiental e melhor economia de escala em relação às rotas integradas. A disponibilidade de sucata e o preço da energia elétrica suficiente têm tornado possível este crescimento. No futuro, uma parte do crescimento da indústria de aço no mundo será através da rota FEA. Este crescimento resultará no aumento da demanda dos materiais para suprimento das aciarias elétricas, incluindo a sucata, o DRI/HBI, e o ferro-gusa líquido e sólido ⁽²⁴⁾.

Os fabricantes de aço via FEA tentam ganhar espaço, também, na fabricação de aços com baixos teores de elementos residuais (cobre, molibdênio, cromo, níquel, estanho). Como a sucata com baixo teor de elementos residuais tem se tornado difícil de conseguir, cargas como DRI/HBI e ferro-gusa passaram a ser mais utilizadas ⁽²⁴⁾.

Com o crescimento do uso do FEA em todo mundo, a demanda por carga metálica tem subido e a produção de ferro-esponja chegou ao seu limite de capacidade, o que vem estimulando o aparecimento de vários novos investimentos no setor de redução direta. Aproximadamente, 11,3 milhões de toneladas de capacidade adicional de produção de DRI, via tecnologia Midrex, já estão confirmados em contrato ⁽²⁵⁾. Estima-se ⁽²⁶⁾ que dos 78 milhões de toneladas de metálicos que o FEA necessitou em 2005, 54 milhões de toneladas foram referentes à sucata, ou seja, algo em torno de 69%. Assumindo que 95% do DRI/HBI são empregados na rota via FEA, pode-se notar pela tabela 3, que, devido ao aumento da produção de aço via FEA, é previsto um aumento futuro no consumo das fontes de sucata, principalmente, àquelas com baixos teores de elementos residuais e cada vez mais difíceis de se encontrar a preços competitivos. Seguindo a mesma tendência, nota-se que o consumo de DRI e HBI saltará para 116 milhões de toneladas em 2015. Estima-se que, mesmo com a procura crescente de ferro-esponja, será mantida a atratividade dos preços do DRI/HBI, mantendo-se a demanda de DRI/HBI ^(24,26).

Tabela 3 – Balanço metálico para os fornos elétricos a arco espalhados pelo mundo em milhões de toneladas, segundo estimativas da Midrex ⁽²⁶⁾.

	2000	2005	2010	2015
Demanda por Metálicos				
Produção de Aço	847,7	1.129,3	1.310	1.450
Produção por FEA	287,4	358,2	445,5	533,0
% FEA	33,9%	31,7%	34,0%	36,8%
Carga Metálica Requerida FEA	316,1	394,0	490,1	586,3
Cargas Metálicas				
Sucata	253,8	308,3	368,5	424,8
DRI cativo	33,6	42,2	61,5	90,0
DRI/HBI Adquirido do Mercado	7,6	11,0	18,1	26,5
Total de DRI	41,2	53,2	79,6	116,5
% da carga do FEA	13,0%	13,5%	16,2%	19,9%
Ferro-Gusa Doméstico	4,2	9,9	15	15
Ferro-Gusa Adquirido do Mercado	14,6	17,6	20	20
Gusa Líquido	4,0	5,0	7,0	10,0

Resumindo, podemos afirmar que o aumento do interesse de DRI/HBI deve-se, fundamentalmente:

- i. ao crescimento da demanda mundial por aço;
- ii. ao aumento da fabricação de aço via FEA;
- iii. ao aumento da fabricação de aço de alta qualidade via FEA;
- iv. à redução da disponibilidade de sucata de boa qualidade (baixos teores de elementos residuais).

3.3.

Principais aspectos fundamentais relacionados às tecnologias de obtenção de ferro-esponja e ao processo de redução direta de minérios de ferro

3.3.1.

Generalidades

O termo “redução direta” será empregado neste trabalho quando se fizer referência ao(s) processo(s) de redução do minério de ferro a ferro metalizado no estado sólido, seja pelo uso de algum redutor sólido (carvão mineral ou vegetal, por exemplo) ou gasoso (hidrogênio, monóxido de carbono ou um mistura destes).

Historicamente, a redução direta é considerada uma das práticas mais antigas para a obtenção de ferro, na forma metalizada, e sua existência estende-se por quatro mil anos ^(27,28). Existem evidências de que as primeiras ligas de ferro metálico prestavam-se a propósitos ornamentais e à fabricação de ferramentas e

armamentos primitivos ⁽²⁹⁾. Muito provavelmente, a redução tornava-se possível, naquela época, pelo uso intensivo de carvão vegetal como agente redutor.

A comercialização das primeiras tecnologias, na chamada nova era da indústria de redução direta, somente veio a acontecer no final da década de 50, quando a produção de aço, pela via forno elétrico, era inferior a 10% da produção de aço bruto no mundo.

Atualmente, os principais processos industriais de obtenção do ferro-esponja utilizam misturas gasosas, contendo hidrogênio e monóxido de carbono como agentes redutores, sendo que o uso de hidrogênio (H_2) somente ou de monóxido de carbono (CO) são práticas possíveis, essencialmente, em escala de laboratório e para fins acadêmicos, científicos ou no caso da indústria para controle da qualidade ^(30,31). Predominantemente, as misturas gasosas contendo H_2 e CO são obtidas a partir do gás natural e tais tecnologias são conhecidas, internacionalmente, como “gas-based DR processes”. Em continuidade aos tempos antigos, algumas tecnologias de redução direta adotam também agentes termo-redutores sólidos e são amplamente conhecidas como “coal-based DR processes”, cujo uso de carvão mineral é notadamente a prática mais difundida ⁽³²⁾.

Durante a redução direta de minérios de ferro, deve ser considerada a formação de três distintos óxidos de ferro sólidos, a saber:

- i. hematita (Fe_2O_3): mais importante forma mineral do ferro, sendo o maior estado de oxidação do elemento químico ferro e apresenta uma estrutura cristalina do tipo hexagonal compacta (HC);
- ii. magnetita (Fe_3O_4): é constituída quimicamente pelo ferro bivalente e trivalente (Fe^{+2} e Fe^{+3}), cristalizando-se no sistema cúbico de fase centrada (CFC) e caracterizando-se como mineral com propriedade fortemente magnética (Fe_3O_4);
- iii. wustita (Fe_xO): também cristaliza-se no sistema cúbico de fase centrada (CFC) e é termodinamicamente instável em temperaturas inferiores a $570\text{ }^{\circ}C$, na qual se decompõe em Fe e Fe_3O_4 . A wustita é comumente representada por FeO, mas, rigorosamente, deveria ser representada por Fe_xO onde x é aproximadamente igual a 0,95. Isto porque a wustita apresenta insuficiência em ferro na estrutura cristalina.

As várias formas e combinações que o elemento químico ferro pode assumir na siderurgia, seja combinado com o oxigênio ou com o carbono, estão ilustradas na figura 3, a seguir.

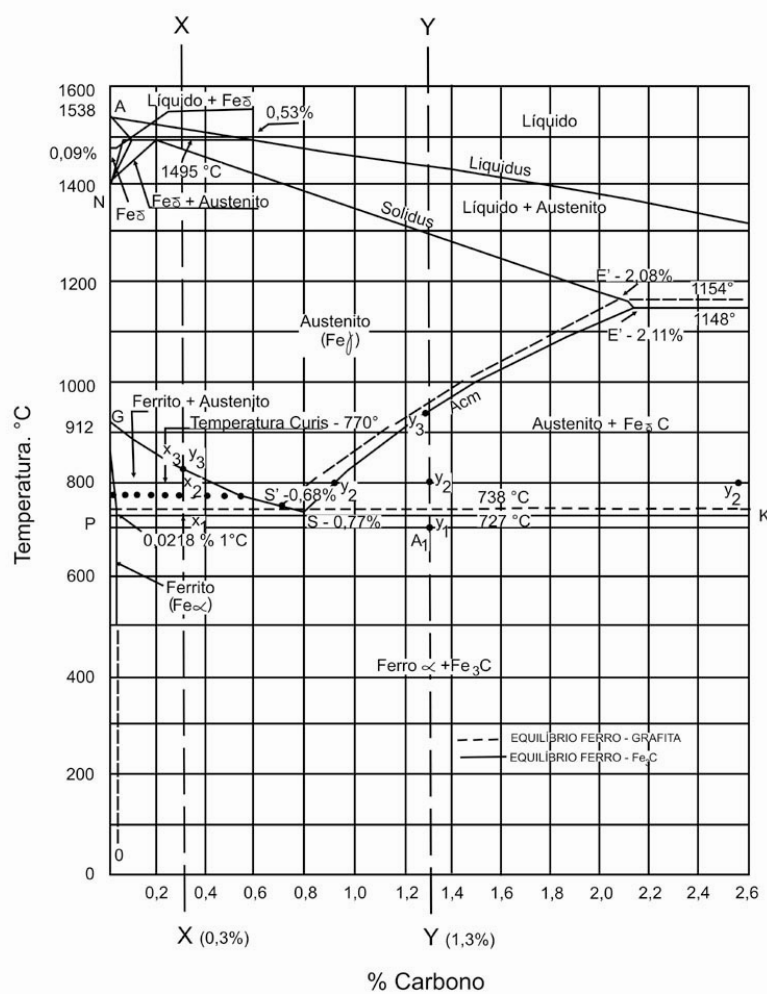
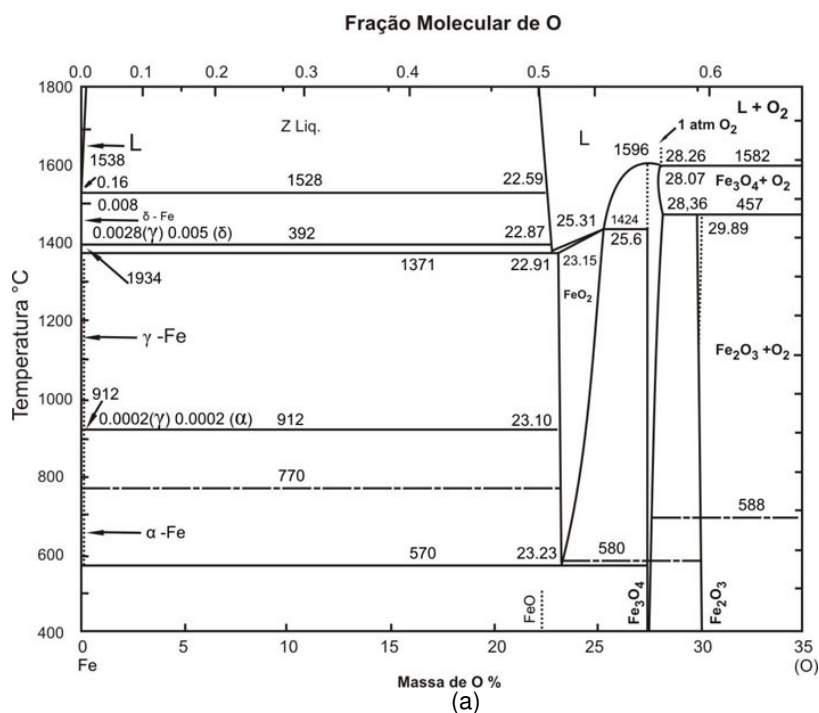


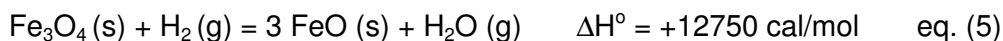
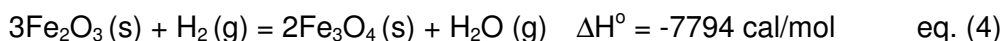
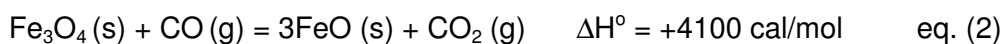
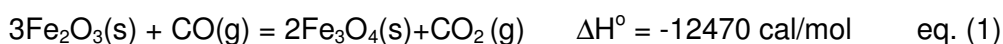
Figura 3 – Diagramas de equilíbrio: (a) Fe-O⁽³³⁾; (b) Fe-C⁽³⁴⁾.

Uma vez que o conhecimento da termodinâmica e da cinética das reações de redução dos óxidos de ferro em suas várias etapas é de suma importância para o entendimento dos processos de redução direta, os tópicos a seguir dedicam-se à exploração destes aspectos fundamentais.

3.3.2.

Algumas considerações termodinâmicas relativas à redução de minério de ferro

Uma vez que a redução dos óxidos de ferro pode efetuar-se em presença de carbono sólido, bem como pelo monóxido de carbono ou pelo hidrogênio, adota-se, na maioria dos processos industriais, a redução direta via misturas gasosas, constituídas por CO e H₂, nas quais é comum a coexistência destes agentes redutores com CO₂ e H₂O. Estas reações de redução podem, quimicamente e estequiometricamente, ser equacionadas como a seguir ⁽³⁵⁾:



Do ponto de vista termodinâmico, pode-se lançar mão de uma metodologia muito empregada pelos siderurgistas, ilustrada na figura 3. Nela, tem-se o chamado diagrama de oxidação-redução Fe-C-H-O, a partir do qual se consegue avaliar a estabilidade de cada um dos óxidos de ferro em atmosferas, contendo H₂, CO, H₂O e CO₂ e em função das seguintes condições:

- i. temperatura do sistema, T;
- ii. poder ou potencial redutor Ω , ou seja, maior ou menor presença dos redutores H₂ e CO na mistura gasosa;
- iii. relação $\eta_{\text{H/C}}$, cujas misturas gasosas contendo somente CO e CO₂ assumem o valor 0 e àquelas em que apenas coexistem H₂ e H₂O assume um valor muito grande e próximo a ∞ .

O potencial redutor Ω da mistura gasosa, em questão, pode ser expresso pela relação das pressões parciais do monóxido de carbono e do hidrogênio e da pressão total do sistema (CO-CO₂-H₂-H₂O), ou ainda, pela seguinte expressão:

$$\Omega = \frac{\% \text{H}_2 + \% \text{CO}}{\% \text{H}_2 + \% \text{H}_2\text{O} + \% \text{CO} + \% \text{CO}_2} \quad \text{eq. (7)}$$

O outro índice utilizado no estudo do sistema Fe-O-C-H é o $\eta_{\text{H/C}}$ que expressa a relação das pressões parciais de H₂ e H₂O e das pressões parciais de CO e CO₂, ou pela relação abaixo:

$$\eta_{H/C} = \frac{\%H_2 + \%H_2O}{\%CO + \%CO_2} \quad \text{eq. (8)}$$

Uma das informações mais relevantes e mais imediatas que se pode tirar da figura 4 é a de que, do ponto de vista termodinâmico, a redução de óxidos de ferro, a ferro metálico, a partir de misturas ricas em H_2 , exige temperaturas mais altas do sistema. Se esta redução for efetuada via atmosferas ricas em CO, as temperaturas do sistema podem ser menos intensas. Naturalmente, estas diferenças estão associadas à endotermicidade e exotermicidade das reações de redução via H_2 e CO, respectivamente.

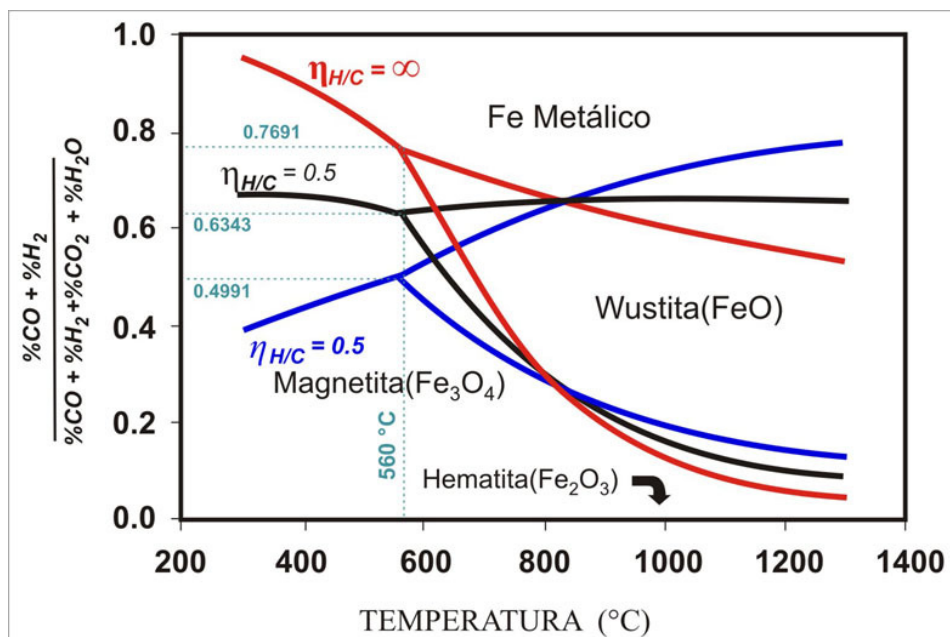


Figura 4 – Diagrama de oxidação-redução dos sistemas Fe-C-H-O ⁽³⁰⁾.

Esta informação pode ser levada para um melhor entendimento dos processos mais usuais de redução direta, tais como os processos Midrex e HYL. Tem-se em ambos os processos a obtenção de CO e H_2 em diferentes concentrações e proporções, a partir da reforma do gás natural (tipicamente rico em metano). Uma composição típica dos gases redutores que ingressam na zona de redução do processo Midrex apresenta um $\eta_{H/C}$ próximo a 1,6. Já para os processos HYL, que empregam reforma a partir de vapor de água, o valor de $\eta_{H/C}$ pode chegar tipicamente a 3,5. Em outras palavras, o processo HYL em questão, tem sua composição gasosa mais rica em hidrogênio e, como visto anteriormente, exige temperaturas de redução maiores do que as experimentadas pelo processo Midrex.

3.3.3.

Algumas considerações cinéticas relativas à redução de minério de ferro

Através da termodinâmica de redução dos óxidos de ferro, determina-se para quês condições de temperatura e de composição gasosa a produção de ferro, na forma metálica, é viável. Como pôde ser observado no item anterior, não se leva em conta o tempo gasto, ou seja, a velocidade em que estas reações devem ocorrer. Para tanto, lança-se mão de uma outra abordagem: o estudo da

cinética de redução, cujos mecanismos são investigados e determina-se a que taxa o oxigênio é removido dos óxidos de ferro, convertendo-os em ferro metálico⁽³⁶⁾. Quantitativamente, pode-se ter uma idéia, por meio da figura 5, das quantidades removidas de oxigênio a partir dos respectivos óxidos de ferro.

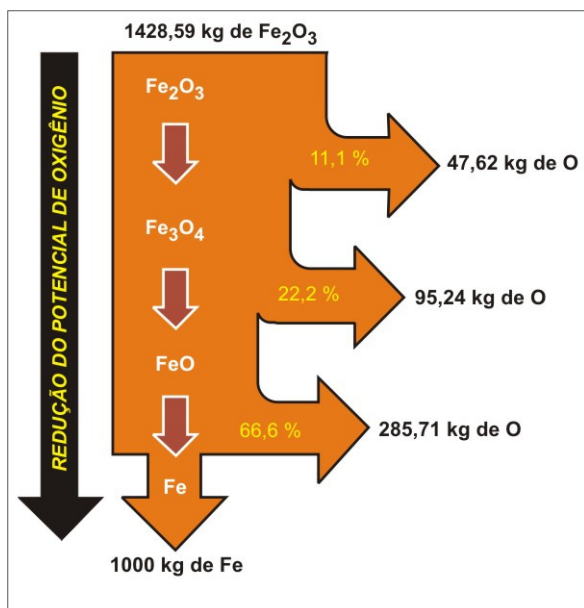


Figura 5 – Quantidades removidas de oxigênio em cada etapa de redução a partir dos respectivos óxidos de ferro para produção de uma tonelada de ferro metálico⁽³⁷⁾.

O estudo da cinética de redução direta de minérios de ferro exige que se leve em consideração, fundamentalmente:

- i. as características intrínsecas do minério de ferro em questão;
- ii. o nível de contato no qual estão os reagentes gasosos e sólidos;
- iii. determinadas características impostas pelo sistema onde a redução se processa, tais como: temperatura de redução e composição gasosa, contendo os agentes redutores.

Em relação à natureza dos minérios de ferro, cabe comentar que, distintos, podem exibir diferentes comportamentos sob redução. Em outras palavras, certos tipos de minério de ferro se deixam reduzir com maior facilidade, ou seja, conseguem perder oxigênio mais rapidamente que outros. Nestes casos, são classificados como materiais de alta redutibilidade, ou ainda, permitem uma alta velocidade de redução. Via de regra, quando tais minérios são empregados nos principais processos de redução direta por meio de redutor originalmente gasoso, por exemplo, resultam em operações altamente produtivas, ou melhor, em práticas de superior produtividade àquelas nas quais minérios de baixa redutibilidade são adotados.

Esta característica de se deixar reduzir, às vezes, com menor tempo, e em certos casos, mais lentamente, requer dos especialistas um entendimento sobre algumas características intrínsecas dos minérios de ferro. Para o caso de granulados ou pelotas, destacam-se em especial:

- i. a sua porosidade interna;

- ii. o tamanho das partículas que o constituem (distribuição granulométrica);
- iii. a sua susceptibilidade à desintegração/degradação por manuseio, crepitação ou sob redução.

De uma forma geral, esta redutibilidade é maior em minérios que exibem alta porosidade interna, conforme mostrado na figura 6. Esta porosidade, por sua vez, está associada a sua gênese como pode ser didaticamente visto na figura 7.

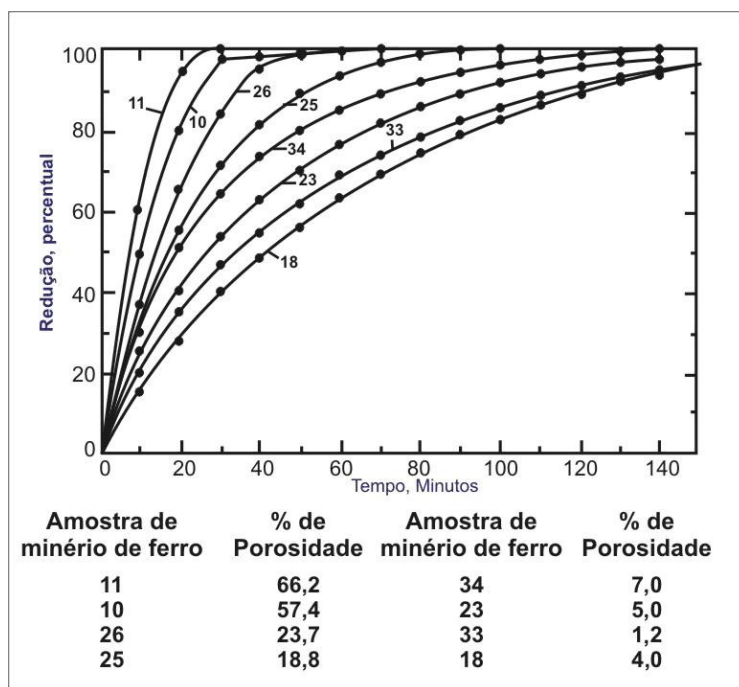


Figura 6 – Influência da porosidade dos minérios de ferro sobre a sua redutibilidade ⁽³⁶⁾.

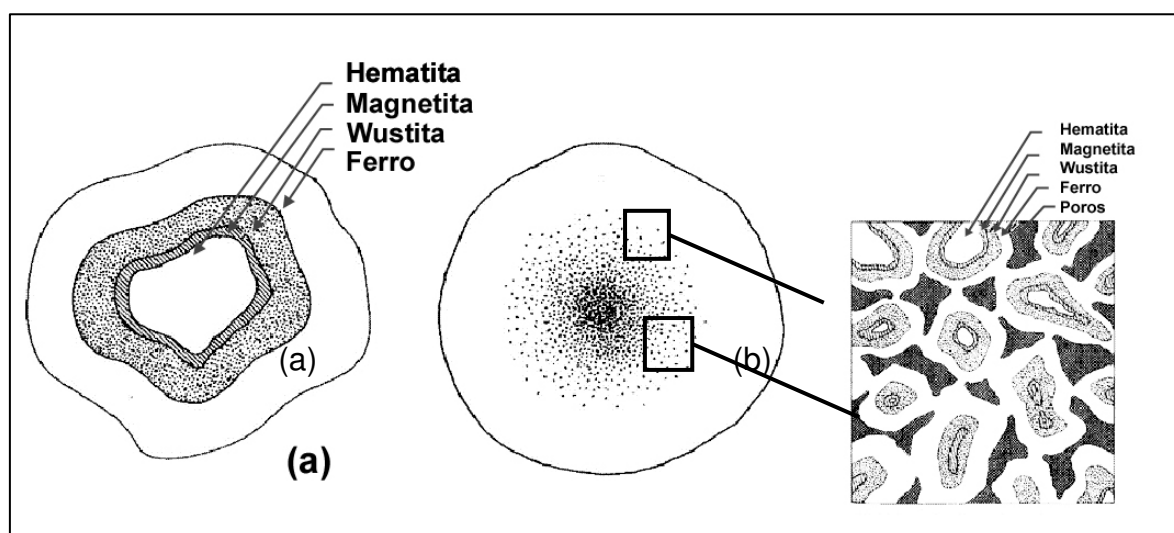


Figura 7 – Comparação entre o processo de redução de (a) uma partícula de minério de ferro denso e (b) uma partícula de minério poroso ⁽³⁶⁾.

Quando se discute, especificamente, sobre pelotas de minério de ferro, é consenso que a redutibilidade é um fator de extrema relevância para os proces-

sos de redução direta, estando também associada à gênese das partículas finas portadoras de ferro e que integram cada pelota. Diferentes comportamentos, em termos de redutibilidade, podem ser notados para distintas pelotas, atualmente empregadas em redução direta. Essencialmente para pelotas, sua maior redutibilidade é obtida em função da maior presença de poros inter e intragranulares, como ilustrado na figura 8.

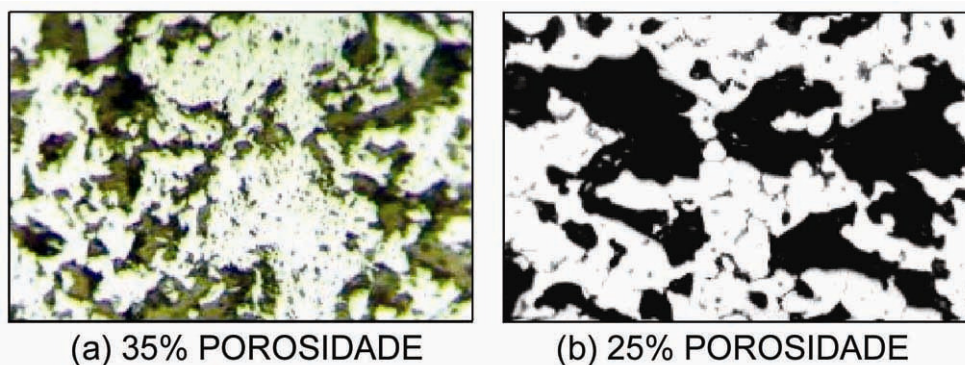


Figura 8 – Influência da gênese do concentrado de minério de ferro sobre a porosidade interna de distintas pelotas ⁽³⁸⁾. Aumento de 200 X. (a) pelotas com maior porosidade/redutibilidade em função da existência de uma grande quantidade de poros intragranulares; (b) pelotas com menor porosidade/redutibilidade em função da menor presença de poros intragranulares.

É através destes tipos de porosidade intrínseca à microestrutura interna das pelotas que os gases redutores H_2 e CO conseguem penetrar e se difundir com maior rapidez e facilidade para o interior de cada pelota, cumprindo o seu papel com menor dispêndio de tempo. Comparativamente ao CO , é sabido que o H_2 , basicamente pelo seu menor tamanho molecular, consegue ser consideravelmente mais rápido ao se difundir pelo interior de uma pelota, favorecendo, por conseguinte, a cinética de redução, conforme demonstra as figuras 9 e 10.

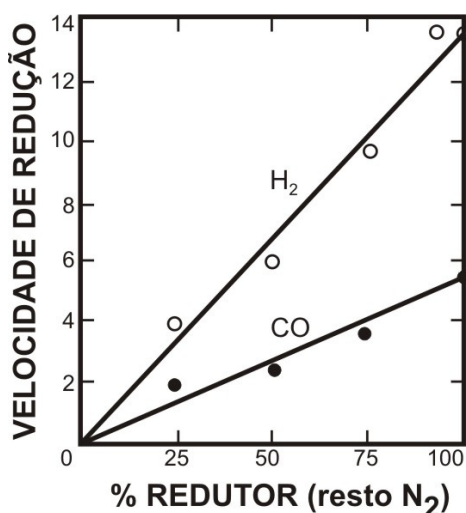


Figura 9 – Influência da pressão parcial do gás redutor (CO ou H_2) em misturas ($CO + N_2$) e ($H_2 + N_2$) sobre a cinética de redução ⁽³⁷⁾.

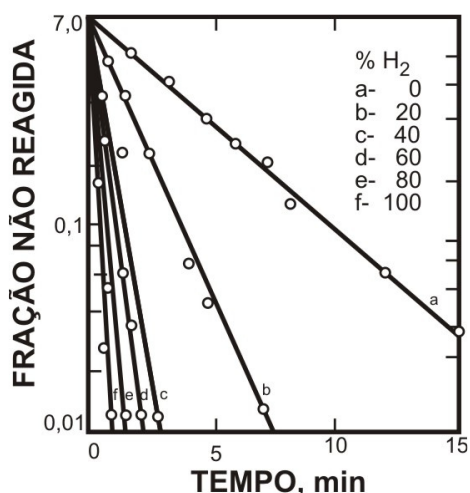


Figura 10 – Influência do teor de H₂ em misturas (CO+CO₂+H₂) sobre a cinética da reação de redução ⁽³⁷⁾.

Ainda referente ao uso de pelotas em redução direta, observa-se — especialmente, para aquelas tecnologias nas quais estão presentes reações de redução, do tipo gás-sólido — que existe uma forte preferência, por parte dos operadores, por pelotas que resultem em pré-reduzidos de “alto grau de metalização”, no menor tempo possível. O termo metalização é muitíssimo empregado no cotidiano, e sua definição, baseia-se na expressão a seguir:

$$GM = Fe_{MET} / Fe_{TOT} \times 100 \quad \text{eq. (9)}$$

onde:

- GM - grau de metalização de um dado ferro-esponja (% em peso);
- Fe_{MET} - percentual de ferro metalizado na forma de Fe⁰ ou Fe₃C (% em peso);
- Fe_{TOT} - percentual de ferro total contido no ferro-esponja (% em peso).

Esta valorização por minérios mais “metalizáveis” que outros é justificada por se conseguir converter, industrialmente, e em um menor espaço de tempo, um determinado percentual de ferro na forma metalizada, a partir de certo percentual de ferro total oxidado, originalmente contido nas pelotas. Esta percepção impacta a definição de qual deve ser a composição da carga ferrífera a ser alimentada nos reatores de redução direta, levando-se em conta os potenciais ganhos de produtividade para um máximo nível de metalização.

Para um mesmo tipo de minério, ou seja, contendo uma dada e conhecida porosidade e, sob uma mesma condição pré-estabelecida de redução, sabe-se que maiores níveis de redução podem ser conseguidos, à medida que se trabalha com menores tamanhos médios de partículas em um determinado leito ^(11, 37, 39). Isto pôde ser constatado, por exemplo, em estudo com distintos tipos de granulados (figura 11) e também, a partir de experimentos conduzidos com pelotas em escala de laboratório (figura 12).

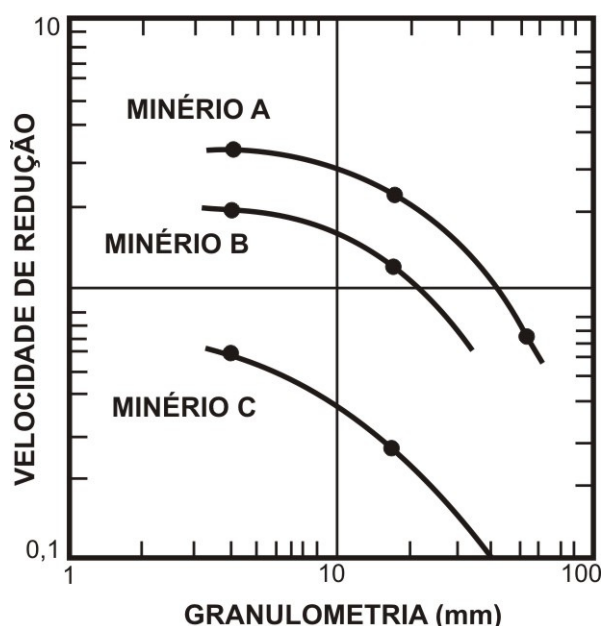


Figura 11 – Influência do tamanho médio de minérios granulados sobre a redutibilidade ⁽³⁷⁾.

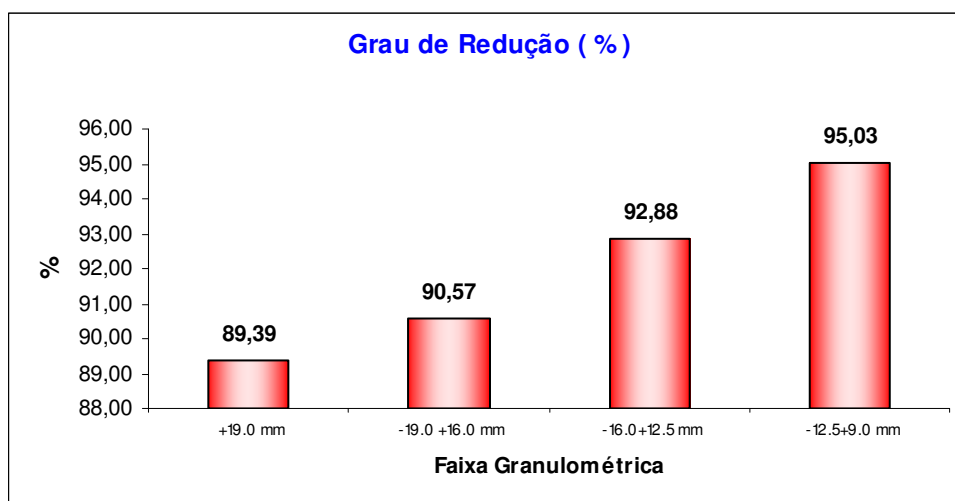


Figura 12 – Influência do tamanho médio das pelotas de minério de ferro sobre a redutibilidade. Valores referem-se a resultados médios extraídos no teste de LMT (Linder Midrex Test), conforme procedimento experimental ISO 11257 ⁽³⁹⁾.

Tanto para granulados quanto para pelotas, um melhor contato gás-sólido se faz presente para os experimentos nos quais se utiliza um leito de partículas de menor diâmetro médio. Isto se dá em virtude do aumento da área superficial específica de reação gás-sólido. Contribui ainda para uma maior taxa de redução, o fato de, existir, em média, uma menor distância entre a sua superfície e a sua região central. Em outras palavras, significa dizer que, tanto os gases redutores H_2 e CO quanto os principais produtos gasosos desta redução, em particular, CO_2 e H_2O , levarão um tempo médio menor para percorrer toda a extensão ao longo do interior da pelota.

Destaca-se aqui que, apesar destas superiores redutibilidades para menores tamanhos médios, percebe-se que os especialistas em redução direta exigem dos produtores de minérios o fornecimento de uma granulometria “mais grosseira”, seja para granulados, seja para pelotas. Justificam esta demanda por acreditarem que isto poderá minimizar os efeitos nocivos à permeabilidade do leito, que ingressa no forno de redução direta, decorrentes da geração de finos

pela degradação por manuseio dos minérios. Defendem que, em função deste manuseio e das atividades de transporte — geralmente por meio marítimo, desde o porto de carregamento até o porto de descarga, passando pelos subsequentes procedimentos de empilhamento e recuperação, até finalmente se chegar ao topo do reator — consegue-se um melhor rendimento para minérios de “maior bitola” do que para minérios de menor granulometria ⁽⁴⁰⁾. Conseqüentemente, este maior rendimento resultaria em melhor permeabilidade, do leito ao escoamento gasoso.

Este conceito já é bastante difundido e defendido pelos especialistas de redução direta, mas carece de uma melhor discussão para o caso específico de pelotas de minério de ferro, visto que uma maior granulometria, além de dificultar a obtenção de maiores metalizações, tende a resultar em uma maior fragilidade física e mecânica, no caso de pelotas, justificada, probabilisticamente, pela menor consolidação das reações e fenômenos de endurecimento, durante a sua etapa de elaboração em plantas de pelletização ⁽⁴¹⁾.

Outra dificuldade que está associada ao emprego de pelotas grandes é a tendência, observada e não muito profundamente esclarecida, de aumento da degradação sob condições redutoras ⁽³⁹⁾, como exemplifica a figura 13. Resta, portanto, aos profissionais da área de pelletização, o desafio de discutir, demonstrar e validar, na prática, os reais ganhos de seus produtos nas várias operações de redução direta, espalhadas pelo mundo, a partir do uso intensivo de pelotas de menor tamanho que os atualmente explorados.

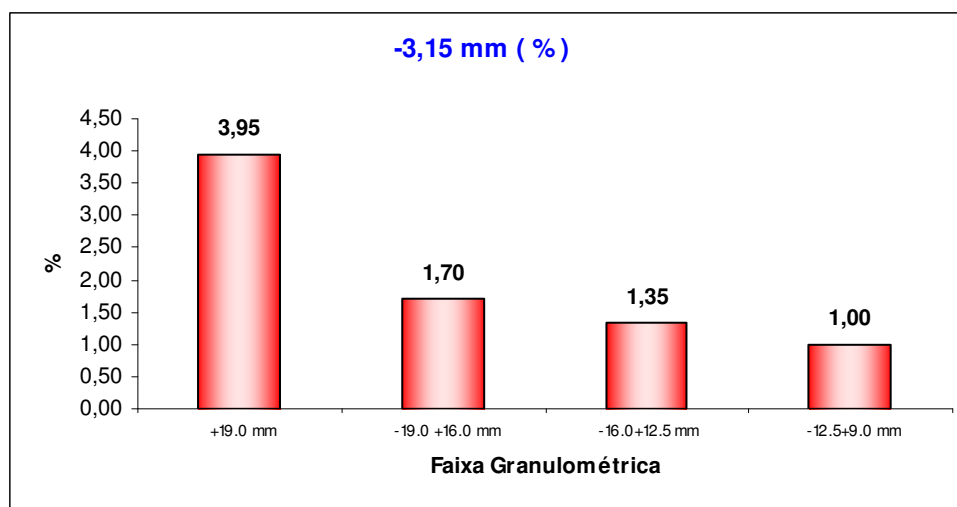


Figura 13 – Influência do tamanho médio das pelotas de minério de ferro sobre a suscetibilidade à degradação de pelotas de minério de ferro ⁽³⁹⁾. Os percentuais abaixo de 3,15 mm plotados referem-se aos valores extraídos no teste de LMT (Linder Midrex Test), conforme procedimento experimental ISO 11257.

Dentre os vários estudos já publicados ⁽⁴²⁻⁵¹⁾ para avaliação da cinética de redução de minérios de ferro, destaca-se aqui um trabalho, recentemente desenvolvido na PUC-Rio ⁽⁵²⁾, de modelagem cinética, empregando um determinado tipo de pelotas da Samarco Mineração S/A, em condições muito próximas àquelas encontradas na zona de redução de fornos do tipo cuba. A partir de dados experimentais, foi proposto um modelo semi-empírico, ajustado pelo método Simplex e baseado no princípio da superposição simultânea (redução e formação de carbono). Este modelo é matematicamente representado pela expressão:

$$R_{\text{calc}} = B \left(1 - e^{-t/\tau}\right) \quad \text{eq. (10)}$$

onde:

- R_{calc} – grau de redução (% em peso);
 B – o coeficiente de saturação de redução (% em peso);
 τ – o parâmetro da escala temporal relacionado à taxa de reação no início da redução;
 t – o tempo de reação (em minutos).

Graficamente, consegue-se por meio da aplicação deste modelo, obter diferentes curvas de redução para distintas condições de escoamento gasoso, temperatura, pressão e poder de redução da mistura gasosa, de acordo com as figuras de 14 a 17.

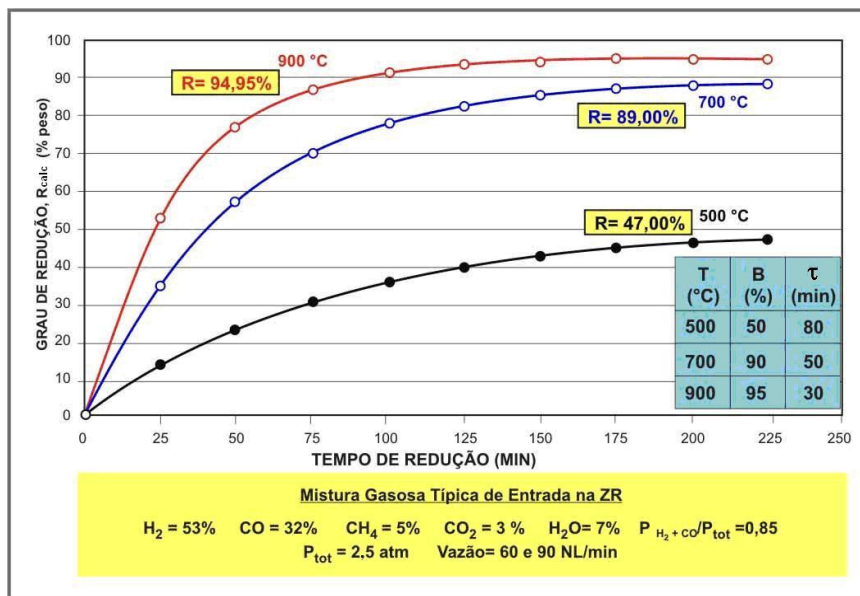


Figura 14 – Influência da temperatura na velocidade de redução de pelotas de minério de ferro tipicamente mais porosas e redutíveis, de acordo com a aplicação da equação (10) ⁽⁵²⁾.

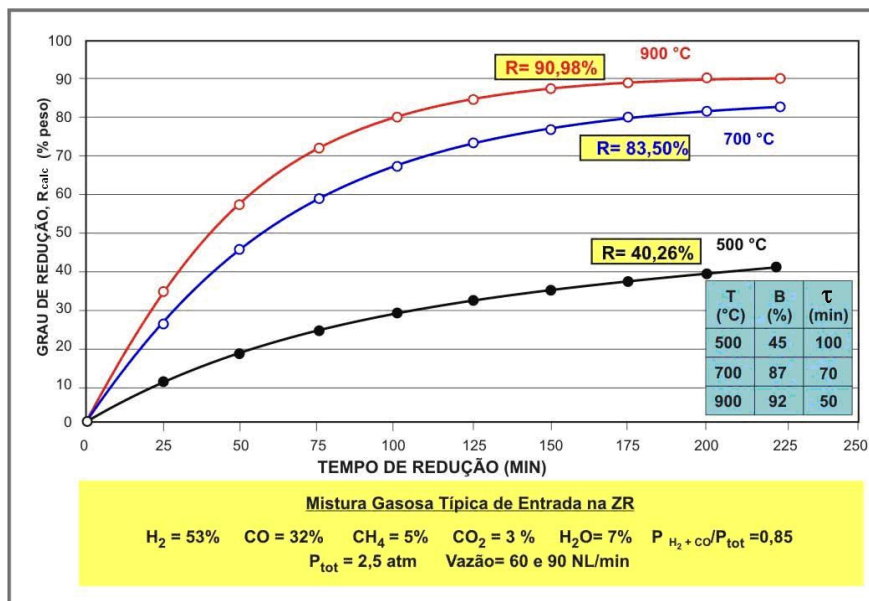


Figura 15 – Influência da temperatura na velocidade de redução de pelotas de minério de ferro hipoteticamente menos porosas e redutíveis, de acordo com a aplicação da equação (10) ⁽⁵²⁾.

Pela análise mais detalhada das figuras 14 e 15, percebe-se que o aumento da temperatura proporciona uma maior velocidade de reação, quando se comparam pelotas de uma mesma origem, ou seja, que foram elaboradas obedecendo mesmo padrão operacional de pelotamento e queima, e contendo mesma composição química, constituição mineralógica, porosidade, granulometria, etc. Estas pelotas foram reduzidas sob a influência de uma mesma mistura gasosa e idênticas condições de pressão.

Pela avaliação das figuras 16 e 17, verifica-se como estas pelotas comportam-se, cineticamente, em condições típicas de temperatura, pressão e composição gasosa, próximas àquelas reinantes, respectivamente, na região de injeção do “bustle gas” (entrada do fluxo gasoso na zona de redução) e na região próxima à linha de carga nesta zona. No geral, constata-se que a cinética de redução é muito mais ativa para as condições próximas à zona de injeção dos gases redutores.

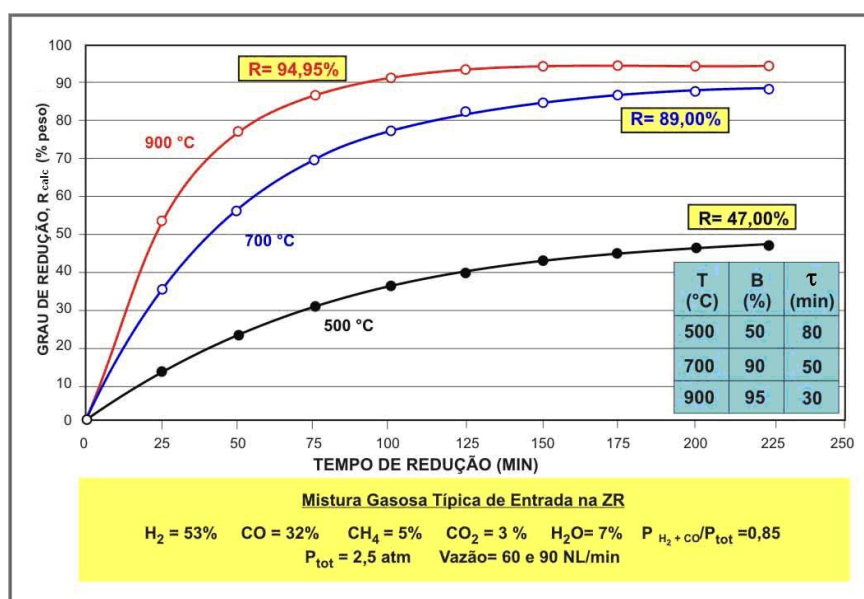


Figura 16 – Comportamento de um determinado tipo de pelotas de minério de ferro sob condições de temperatura, pressão e composição gasosa próximas à região pela qual efetua-se a entrada dos gases redutores na zona de redução de um forno de redução direta do tipo cuba⁽⁵²⁾.

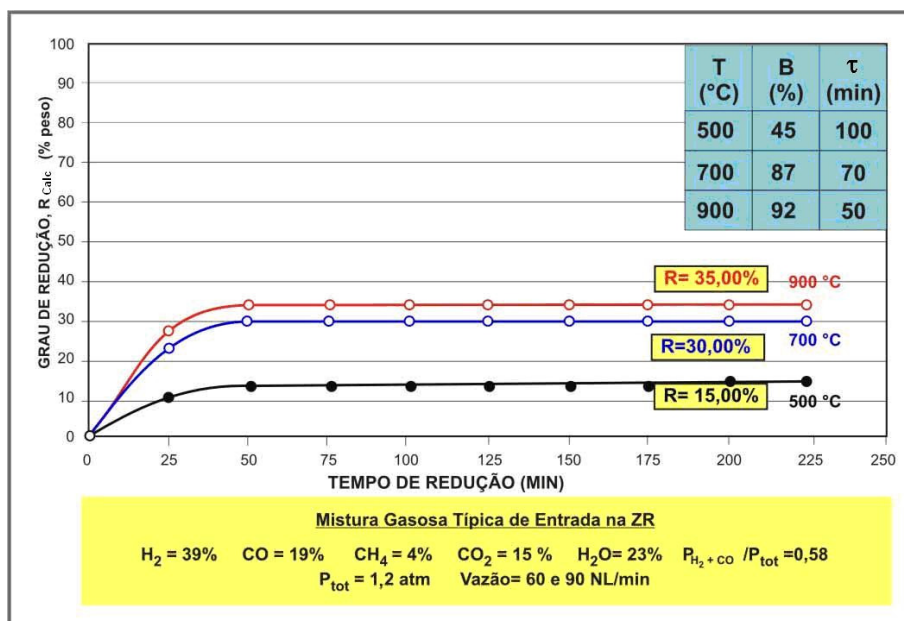


Figura 17 – Comportamento de um determinado tipo de pelotas de minério de ferro sob condições de temperatura, pressão e composição gasosa próximas à linha de carga na zona de redução de um forno de redução direta do tipo cuba⁽⁵²⁾.

Adicionalmente, tem-se a figura 18, que no estudo em questão⁽⁵²⁾, foi tipicamente, encontrada para condições de temperatura de 900°C e de composição gasosa com potencial redutor de 0,58 e 0,85. Para estas condições, encontrou-se uma curva que descreve um comportamento exponencial, esperado pela equação (10), demonstrando, portanto, a predominância da redução dos óxidos de ferro.

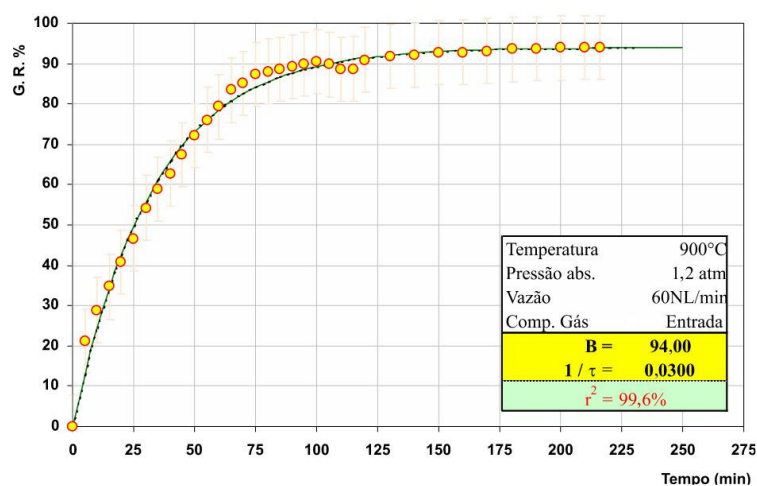


Figura 18 – Grau de reação em função do tempo, para $T = 900^\circ\text{C}$ e $\Omega = 0,85$ ⁽⁵²⁾.

Entretanto, para casos em que o potencial redutor da composição dos gases é de 0,85 em temperaturas de 500 e 700°C, o comportamento encontrado é aquele descrito pela figura 19. Nota-se, claramente, que a curva apresenta comportamento bastante distinto do obtido pela figura 18, visto que, crescente nos instantes iniciais da redução e decrescente no período final. Este decréscimo é devido ao ganho de massa no período final da redução, causado pela formação do carbono. Esta formação pode ser representada pela equação (11).

$$C = k_g (t - t_{\text{incub}})$$

eq. (11)

onde:

- C – variação relativa de massa devido à formação de carbono no tempo t (% em peso);
 k_g – coeficiente de transferência de massa (% em peso);
 t – tempo de reação (em minutos);
 t_{incub} – tempo necessário para que inicie a formação de carbono (em minutos).

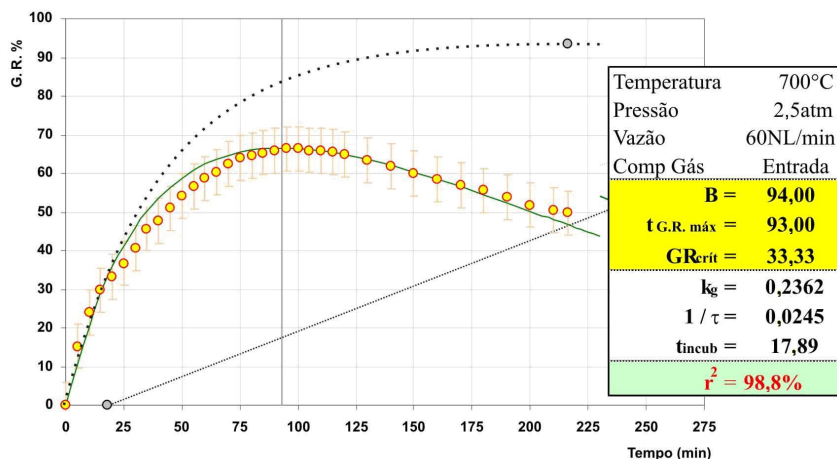


Figura 19 – Grau de reação em função de tempo, para T = 700°C e Ω = 0,85 ⁽⁵²⁾.

Para estas situações, cuja ocorrência simultânea dos processos de redução (perda de massa) e de formação de carbono (ganho de massa) leva-se em conta, tem-se:

$$G.R. = R_{calc} - C \quad eq.(12)$$

onde :

- G.R. – o grau de reação global para o tempo t (% em peso);
 R_{calc} – o grau de redução para o tempo t (% em peso);
 C – variação relativa de massa devido à formação de carbono no tempo t (% em peso).

Discussões complementares que têm alguma relação com este tópico serão conduzidas mais adiante no item 3.5.4.

3.3.4.

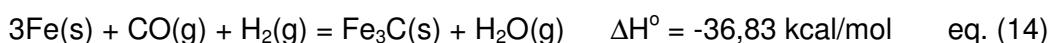
Algumas considerações referentes à carburização do ferro-esponja durante o processo de redução direta

Uma característica do pré-reduzido, que vem sendo muito apreciada pelos aciaristas, está associada ao teor de carbono presente nesta fonte metálica ⁽⁵³⁻⁵⁹⁾. A obtenção dos mais altos percentuais de carbono no ferro-esponja, a partir das tecnologias tradicionais de redução direta, tem sido objeto de muito interesse e recente busca entre os especialistas. Como distintas fontes de minério de ferro e diferentes especificações de pelotas podem contribuir e impactar na carburização do DRI é também alvo de discussões entre produtores e usuários de pelotas de redução direta, ainda sem um consenso muito claro sobre esta influência.

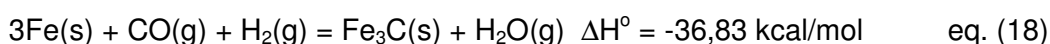
No ferro-esponja, o carbono pode ocorrer na forma de Fe_3C (cementita) ou na forma de carbono grafítico. Via de regra, aproximadamente 2/3 do carbono aparecem na forma de cementita e 1/3 aparece na forma de carbono grafítico^(23,55). Tradicionalmente, observa-se⁽⁵⁶⁾ que o teor de carbono encontrado no DRI varia entre 1,5 e 1,8%, ao passo que no HBI, este percentual é ligeiramente menor, ficando entre 1.0 e 1.3%. Justifica-se esta pequena diferença, em virtude da maior dificuldade de incorporar o carbono no ferro metalizado, pela descarga a quente do HBI, ou melhor, pela inexistência da etapa de resfriamento, sob atmosfera gasosa rica em CH_4 , a exemplo do que ocorre no processamento do DRI, descarregado a frio, o qual será mais bem detalhado mais adiante, quando se estiver descrevendo as tecnologias de redução direta de maior abrangência.

Nos processos tradicionais de redução direta do tipo cuba e que utilizam gás natural, têm-se o metano (CH_4) e o monóxido de carbono (CO) como os mais importantes agentes gasosos carburantes do ferro metalizado no estado sólido. Várias reações químicas são sugeridas⁽³⁰⁾ para a carburização do ferro-esponja e podem ser representadas como se segue:

- reações de carburização que são viáveis a temperaturas da ordem de 900°C :



- reações de carburização que são viáveis a temperaturas da ordem de 500°C :



A partir da atividade do carbono de cada reação descrita, na figura 20, para o equilíbrio, conclui-se⁽⁵⁷⁾ que a deposição do carbono grafítico é termodinamicamente viável para as reações descritas pelas equações (20) e (21), para temperaturas inferiores a 730°C , devido ao fato da atividade do carbono ser maior que 1, enquanto que para a reação representada pela equação (16), isto ocorrerá em temperaturas superiores a 750°C .

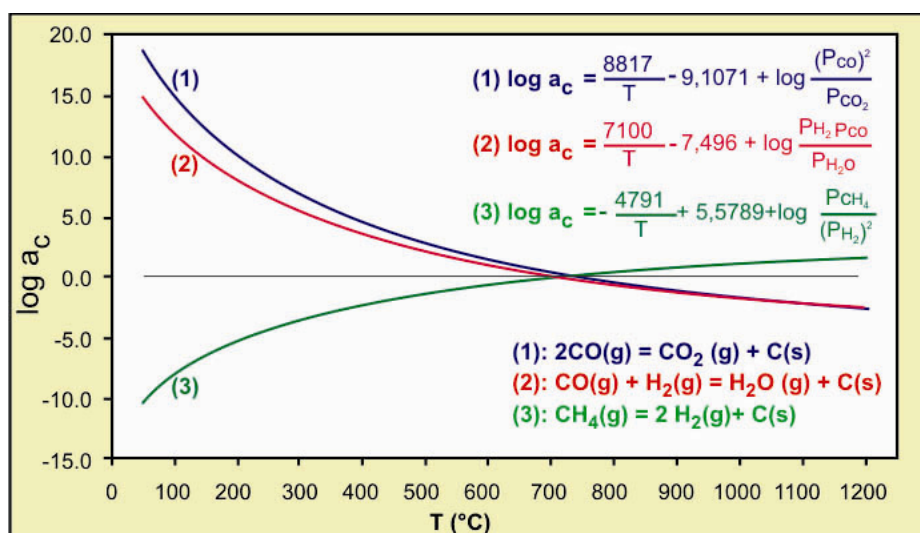


Figura 20 – Viabilidade termodinâmica para formação de carbono ⁽⁵⁷⁾.

As figuras 21 e 22, que vêm a seguir, ilustram como o carbono é adsorvido na superfície de ferro metálico antes de difundir-se através da rede cristalina do ferro.

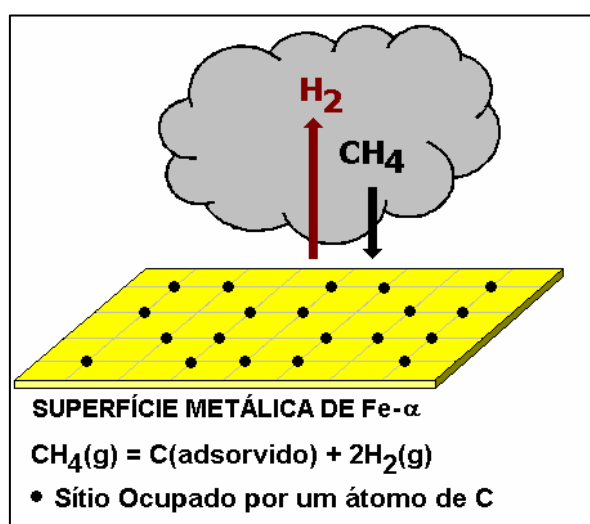


Figura 21 – Adsorção de carbono sobre a superfície de ferro metálico a partir de uma atmosfera rica em CH_4 ⁽⁵⁸⁾.

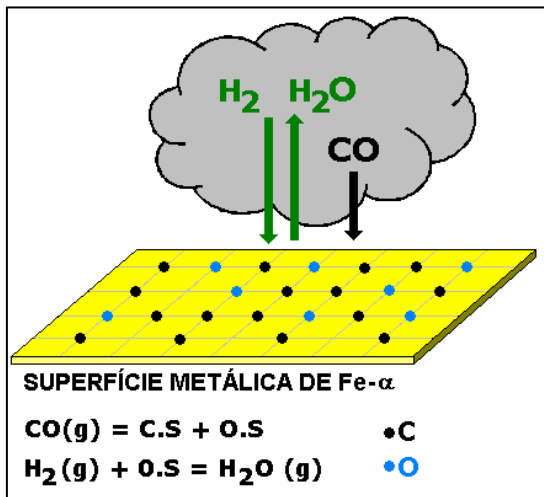


Figura 22 – Adsorção de carbono sobre a superfície de ferro metálico a partir de uma atmosfera rica em CO ⁽⁵⁹⁾.

Este carbono, uma vez adsorvido, difunde-se pela estrutura cristalina do ferro metálico, saturando-se e formando os carbonetos de ferro, fundamentalmente a cementita (Fe_3C). De acordo com a literatura, o processo difusional do carbono através da estrutura de ferro metálico, seja na forma de ferrita (Fe- α) ou austenita (Fe- γ), é estimulado pela temperatura na qual se encontra o sistema, conforme elucidado pela expressão:

$$D = D_0 \exp (-E_a/RT) \quad \text{eq.(22)}$$

onde:

- D - coeficiente de difusão do carbono através do Fe metálico (em m^2/s);
- D_0 - fator de frequência (em m^2/s);
- E_a - energia de ativação associada à difusão do carbono (em cal/mol);
- R - constante universal dos gases ($R = 1,987 \text{ cal/K.mol}$);
- T - temperatura de carburização (em K).

Sabe-se ainda que, em uma temperatura determinada, os valores do coeficiente de difusão são sempre maiores para o Fe- α que para o Fe- γ , o que se deve, essencialmente, à natureza menos compacta da estrutura cúbica de corpo centrado do Fe- α que responde mais facilmente à ativação térmica e permite o trânsito mais fácil do carbono através da estrutura.

Outro aspecto de amplo conhecimento é o fato de termos a máxima saturação da estrutura cristalina do Fe- γ , como sendo igual a 2,11%C e acontecendo a 1148°C , conforme nos mostra o diagrama Fe-C (figura 23). No caso do Fe- α , a sua máxima saturação é igual a 0,022%C e é conseguida a 727°C .

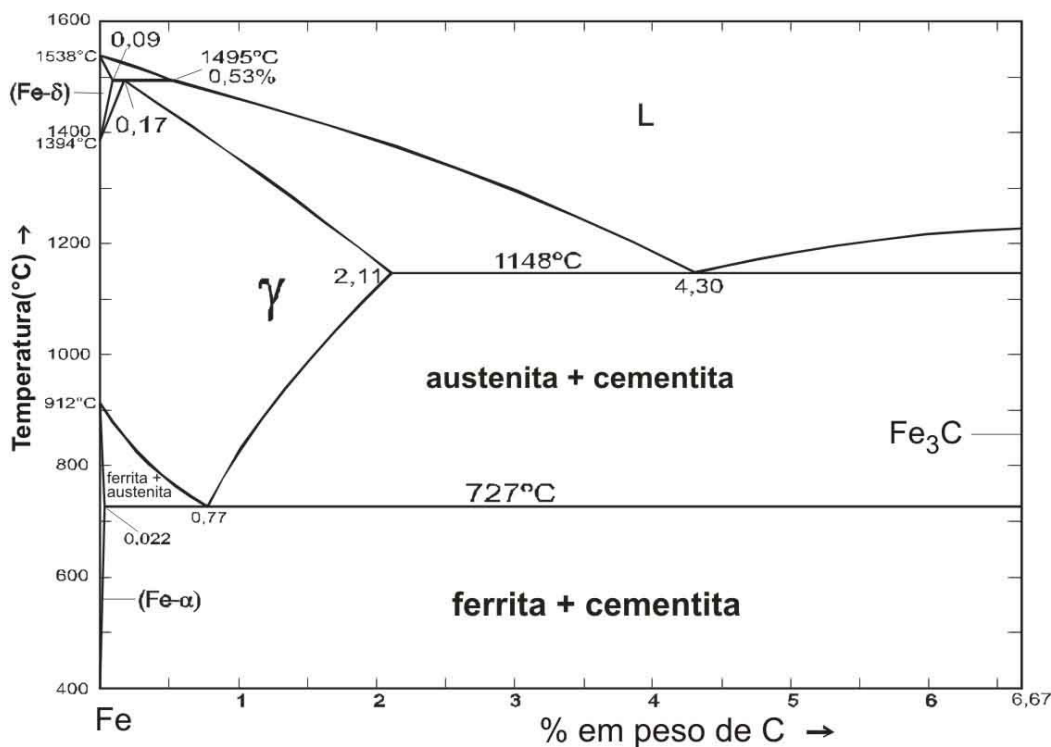


Figura 23 – Diagrama de equilíbrio Fe – C ⁽⁵⁷⁾.

Com o intuito de avaliar a cinética de carburização, foi proposto ⁽³⁰⁾ um modelo expresso pela eq. (23), logo a seguir, com a qual foi possível chegar à figura 24:

$$\%C = A \left(1 - e^{-\frac{(t - t_{inc})}{\tau}} \right) \quad \text{eq. (23)}$$

onde:

- %C - percentual de carbono depositado no ferro-esponja (% em peso);
- A - coeficiente de saturação do processo de carburação (% em peso);
- τ - fator de escala temporal (em horas);
- t - tempo do ensaio (em horas);
- t_{inc} - tempo de incubação para a formação dos sítios de ferro, capazes de adsorver carbono (em horas).

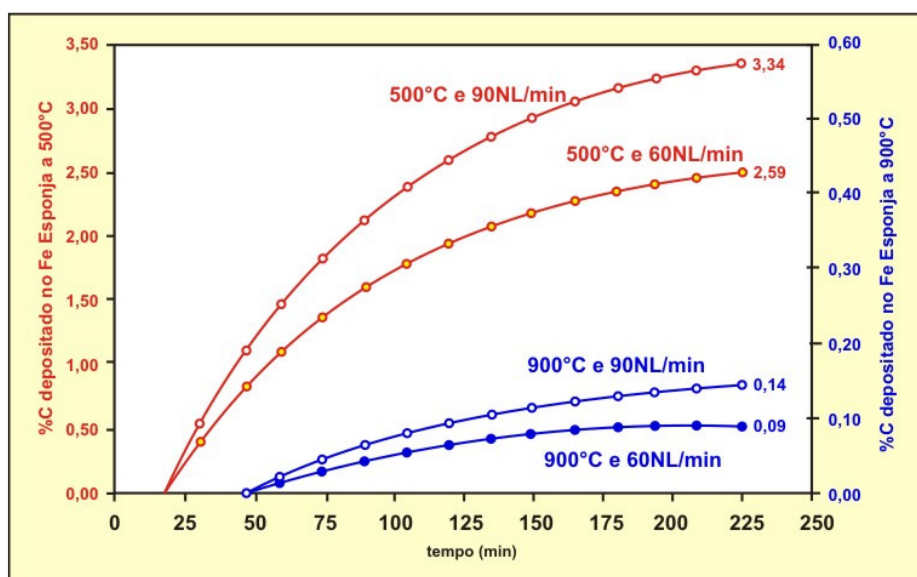


Figura 24 – Deposição do carbono em função do tempo⁽³⁰⁾.

Por este modelo, foi possível verificar como a vazão gasosa e, muito particularmente, como a temperatura do sistema afetam a cinética de carburização. Assumiu-se nesta investigação que as condições de atmosfera gasosa estavam muito próximas daquelas reinantes na zona de redução de um importante processo de redução direta do tipo forno em cuba.

Para este estudo, os principais parâmetros cinéticos foram quantificados como exibido na tabela 4, logo a seguir.

Tabela 4 – Principais parâmetros cinéticos levantados para a carburização na zona de redução de um importante processo de redução direta⁽³⁰⁾.

Parâmetro Cinético	Valor Encontrado
τ	1,32 h
t_{inc} a 500°C	0,30 h
t_{inc} a 900°C	0,80 h
A para Q = 60 NL/min e T = 500°C	2,7 %
A para Q = 90 NL/min e T = 500°C	3,6 %
A para Q = 60 NL/min e T = 900°C	0,10 %
A para Q = 90 NL/min e T = 900°C	0,16 %

Nota-se, a partir dos resultados plotados na figura 24 e apresentados na tabela 4, que a carburização do ferro metálico é quase insignificante para níveis de temperatura muito próximos de 900°C. Observa-se também que há algum favorecimento desta carburização em virtude de maiores fluxos gasosos. Destas observações, surge a indicação de que o avanço da carburização não pode ser atribuído à zona de redução, mas sugere que, preferencialmente, deve ser mais expressivo nas zonas de transição e de resfriamento, caso esta última etapa exista. Como proposta deste estudo, constatou-se que, à zona de redução, a carburização ficou fortemente inibida pelo fato de, a temperaturas da ordem de 900°C, a estrutura do ferro metalizado passa a contar com a presença de austenita, que é considerada cataliticamente inativa. Naturalmente, isto não ocorre a temperaturas da ordem de 500°C, quando a estrutura cristalina do ferro é predominantemente ferrítica (Fe- α) e cujo comportamento em relação à carburização é considerado cataliticamente ativo.

3.4.

Principais tecnologias disponíveis para a produção de ferro-esponja

Nos últimos anos, observa-se um substancial crescimento na produção mundial de pré-reduzido, conforme mostrado na figura 25. Em 2006, registrou-se mais um recorde com uma produção de ferro-esponja da ordem de 60 milhões de toneladas. A maior parte desta produção (aproximadamente 78%) faz-se através de processos industriais clássicos que utilizam fornos do tipo cuba, gás natural e minérios bitolados (granulado natural e pelotas). Como já mencionado na introdução, estas tecnologias são amplamente conhecidas como processos MIDREX e HYL, em destaque na figura 26. Estes processos e suas tendências serão descritos nas seções a seguir.

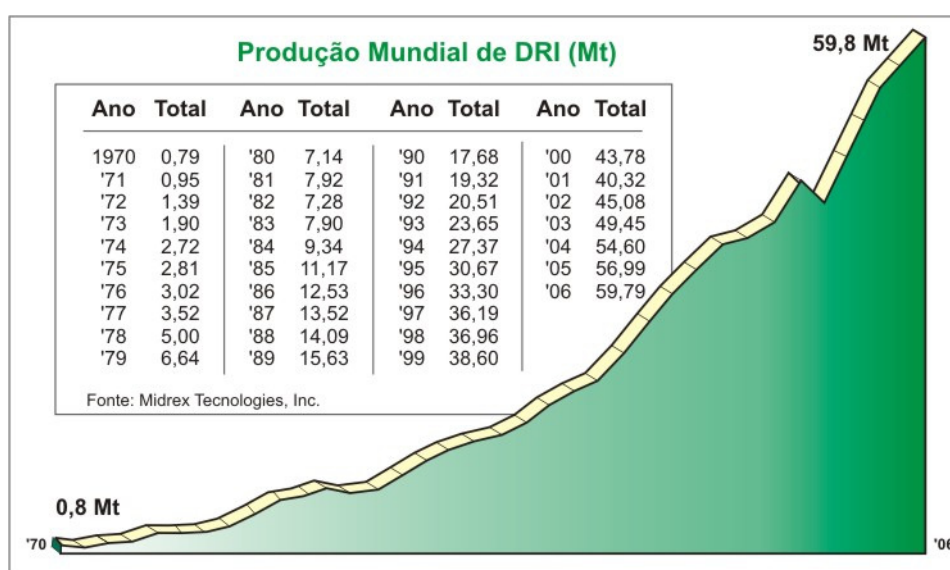


Figura 25 – Evolução da produção de ferro-esponja no mundo ⁽⁶⁰⁾.

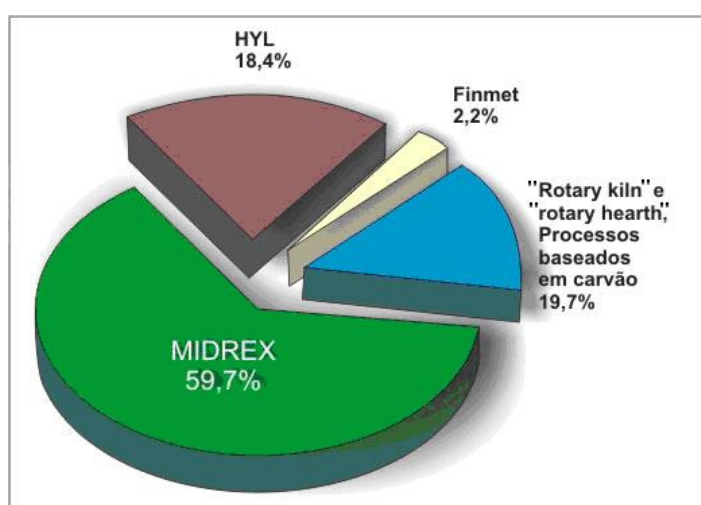


Figura 26 – Produção de ferro-esponja no mundo por processo em 2006 ⁽⁶⁰⁾.

3.4.1. Processo MIDREX

Como visto anteriormente, a tecnologia mais utilizada para produção de ferro-esponja é, mundialmente conhecida, como processo MIDREX (*Midland Ross Experimental*). Sua primeira planta comercial entrou em operação em 1969.

Neste processo (figura 27), o minério de ferro, preferencialmente na forma de pelotas e/ou minério granulado natural, é introduzido continuamente pela parte superior (topo) de um forno do tipo cuba, tipicamente cilíndrico em sua parte mais superior e essencialmente na forma de cone invertido em sua parte mais inferior. É a partir da extremidade mais inferior deste reator que se efetua a descarga contínua de pré-reduzido produzido. Via de regra, o material sólido leva, aproximadamente, de 6 a 8 horas, entre o instante, a partir do qual é alimentado pelo topo, e sua saída na região de descarga. Cabe ressaltar, que durante todo este percurso, apenas as fases sólidas e gasosas coexistem, ou melhor, nenhuma fase fundida é objetivada pelo processo. Pode-se afirmar que, de uma maneira geral, por meio desta tecnologia, é possível obter ^(8, 10, 61-63) como produtos:

- i. ferro-esponja descarregado a frio (CDRI ou simplesmente DRI), que ao sair do reator é comumente enviado por um sistema de correias transportadoras e silos para carregamento em alguma aciaria existente nas proximidades da planta de redução direta, podendo também ser preparado para posterior transporte e exportação;
- ii. ferro-esponja briquetado a quente (HBI), que passa por um sistema (tanque contendo água) onde é abruptamente resfriamento, cujos briquetes são, subsequente, estocados por métodos tradicionais, aguardando o momento de serem transportados — na maioria dos casos por navio — e exportados para emprego em aciarias existentes em outras localidades;
- iii. pré-reduzido descarregado a quente (HDRI), sem a etapa de briquetagem, o qual é transferido de forma apropriada para alguma aciaria próxima, ainda no estado quente ($\sim 650^{\circ}\text{C}$).

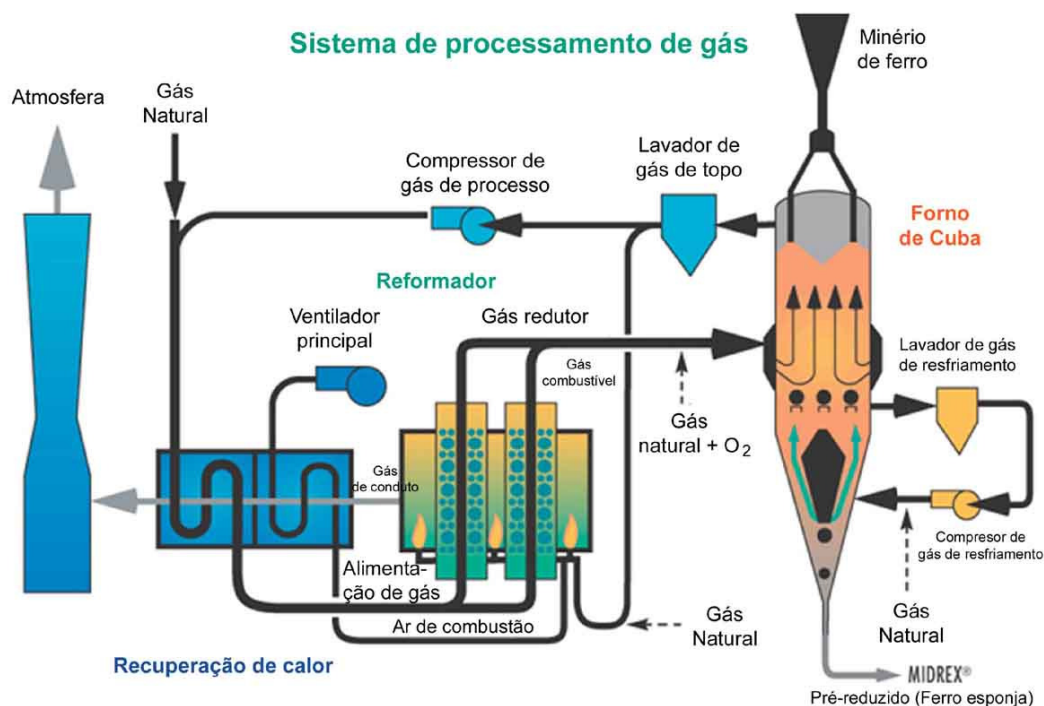


Figura 27 – Processo Midrex para produção de ferro-esponja descarregado após resfriamento ⁽⁸⁾.

Para o ingresso da carga de óxidos na zona de redução, correspondente à parte mais superior do forno de cuba, existe um sistema de carregamento possível de garantir uma conveniente distribuição de carga, bem como controle do seu nível. No interior desta zona de redução, reinam temperaturas médias da ordem de 850°C e pressões da ordem de 1,5 bar. A carga de minérios movimenta-se de forma descendente e gradualmente ao longo da zona de redução, em cuja descida, as partículas sólidas são aquecidas a partir de uma mistura gasosa em contracorrente, sendo, subsequente, reduzidas a ferro metálico. Este fluxo gasoso é composto por uma atmosfera redutora rica em hidrogênio e monóxido de carbono, originalmente obtido pela reforma do gás natural e na proporção aproximada de 55% de H_2 e 35% de CO. Com certo consumo energético, costuma-se também introduzir uma determinada quantidade de gás natural através do fluxo gasoso, que ingressa na zona de redução. Esta prática permite a geração de uma quantidade adicional de gases redutores (H_2 e CO) dentro do próprio reator, pelo processo conhecido como reforma “in situ”. A abundância do ferro metalizado, nesta região do forno, é aproveitada e assume papel importante como catalisador na conversão de gás natural em gases redutores.

Na saída da zona de redução, a carga sólida está, supostamente, com elevado grau de metalização e continua sua gradativa descida pelo reator, passando pela zona de transição. Esta região está localizada aproximadamente à meia altura do forno de cuba e logo abaixo do ponto de injeção do chamado gás “bustle” (mistura de todos os gases que ingressa na zona de redução). Em algumas operações, mais gás natural pode ser injetado, continuamente, através da zona de transição, objetivando uma adicional reforma “in situ”. Alguma carburização do ferro metalizado, que passa por esta região, é também esperada por esta prática. Em função do caráter endotérmico das reações de reforma do gás natural, é razoável assumir que algum resfriamento da carga sólida tome lugar ainda nesta região de transição.

Para a produção de ferro-esponja a baixas temperaturas, tão logo o material metalizado ultrapasse a zona de transição, inicia-se de forma mais pronunciada o processo de redução de temperatura do leito, através da chamada zona de resfriamento (parte mais inferior do forno). Condições não-oxidantes são estabelecidas neste momento, pela recirculação de uma mistura gasosa a baixas temperaturas ($\sim 50^\circ\text{C}$) e rica em CH_4 ($\sim 80\%$) e H_2 ($\sim 10\%$). Nesta última etapa, as fases sólidas e gasosas estão também intimamente em contato e novamente em contra fluxo.

Uma vez resfriado, a descarga do ferro-esponja, a temperaturas na descarga da ordem de 40°C , é efetuada de forma gradual, contínua e controlada.

Nas unidades industriais de redução direta, voltadas à produção de ferro-esponja briquetado a quente (HBI), o circuito de resfriamento é suprimido e a briquetagem a quente toma lugar, a temperaturas da ordem de 700°C , quase imediatamente após a descarga do material do reator, conforme esquematicamente mostrado na figura 28.

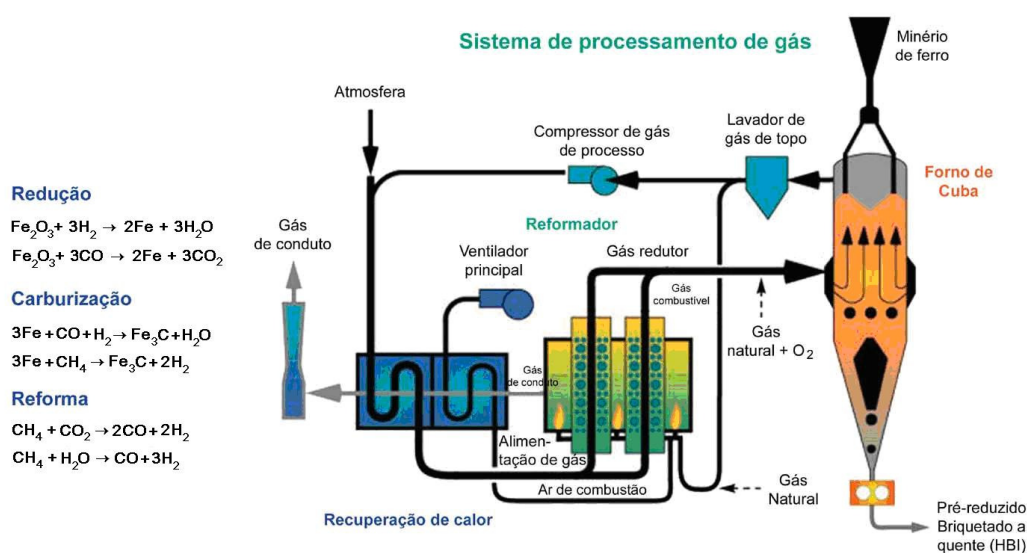
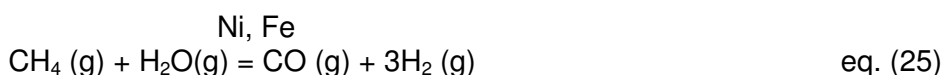
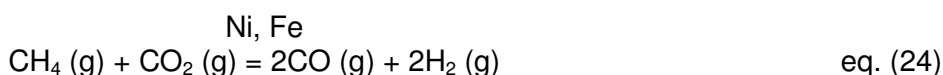


Figura 28 – Processo Midrex para produção de briquetes a quente de ferro-esponja⁽⁸⁾

Referente à reforma de gás natural para a obtenção dos gases redutores (H_2 e CO), cabe salientar que esta conversão pode ser descrita pelas seguintes reações, envolvendo o metano (constituente principal do gás natural):



Em presença de níquel como catalisador, a reforma é efetuada, continuamente, em um equipamento adjacente ao forno redutor, chamado reformador (figura 29). Este, por sua vez, é fundamentalmente, constituído por um conjunto de tubos verticais de um determinado aço especial, contendo 8 ou 10 polegadas de diâmetro, os quais são mantidos aquecidos a temperaturas da ordem de 1000°C dentro do reformador. Este suprimento de calor ao processo de reforma é extremamente fundamental, dada à característica fortemente endotérmica das reações (24) e (25), que se processam dentro de cada tubo, os quais são, con-

venientemente, preenchidos com pastilhas à base de níquel ⁽⁶⁴⁾, como aqueles mostrados na figura 30. Nota-se através dos fluxogramas esquematizados tanto na figura 27 quanto na figura 28, que o CO_2 e o H_2O necessários às reações de reforma são oriundos do gás de topo, após processo de lavagem contínua com “sprays” de água e após compressão no circuito de gás de processo. A mistura constituída de gás natural e de gás de processo é pré-aquecida a aproximadamente $500\text{-}550^\circ\text{C}$, antes de ingressar no reformador.



Figura 29 – Vista de cima de um reformador utilizado pela tecnologia Midrex para produção de ferro-esponja.



Figura 30 – Foto de catalisadores utilizados nos reformadores empregados pela tecnologia Midrex de produção de ferro-esponja ⁽⁶⁴⁾.

Uma prática moderna ⁽⁶⁵⁾ adotada em processos de redução direta, como é o caso da tecnologia Midrex, é a injeção controlada de O_2 no fluxo gasoso que emana do reformador, identificado como gás reformado. Objetiva-se, com este procedimento, um acréscimo da temperatura do gás “bustle” pela combustão

parcial do gás reformado. Este maior aporte térmico, ao ingressar na zona de redução, trás benefícios significativos à produtividade do processo, tornando-se viável a partir da aplicação do procedimento de recobrimento — ou também conhecido como “coating” — da carga de minérios, alimentada ao reator, inibindo a indesejável colagem (ou “clusterização”) do leito metalizado no interior dele. Para se ter uma idéia, os reatores Midrex operavam com níveis de temperatura da ordem de 760 – 850°C e, atualmente, observam-se operações com temperaturas do gás “bustle” superiores a 950°C.

3.4.2. Processo HYL

Dentre os processos de redução direta, atualmente, em operação, destaca-se também a tecnologia HYL, que responde por algo em torno de 18% da produção mundial de ferro-esponja. Foi desenvolvida pela Hojalata y Lamina S.A. (Hylsa), no México, cuja operação de sua primeira planta industrial foi em 1957⁽⁶⁶⁾.

O processo HYL sofreu algumas modificações ao longo da sua existência. Começou com o HYL I que aplicava o conceito de redução em leito fixo dentro de diferentes módulos, utilizado em instalações mais antigas. Chegou-se, mais tarde, ao HYL III (figura 31), cujo leito de partículas sólidas desloca-se, gradativamente, do topo para a base de um único módulo de redução, da mesma forma como acontece também na tecnologia Midrex, distinguindo-se desta, pela geração de vapor de água para utilização no processo de reforma do gás natural⁽⁶⁷⁾. O seu forno redutor apresenta um formato de certo modo bem semelhante, ou seja, cilíndrico na parte mais superior e cônico na sua parte mais inferior⁽⁶⁶⁾.

A carga típica de óxidos carregados do HYL III é composta de pelotas e/ou minério granulado, alimentada pelo topo, e o pré-reduzido obtido também é descarregado, continuamente, pela sua parte inferior. Comparativamente à primeira tecnologia de redução direta, descrita anteriormente, nota-se que os percentuais de H₂, os quais ingressam na zona de redução, são mais altos pelo emprego de vapor na reforma, o que, teoricamente, favorece a cinética de redução, como já explicado na seção 3.3.3. Entretanto, tem-se um consumo energético mais pronunciado na zona de redução, em função da maior endotermicidade das reações de redução pelo H₂, conforme já discutido na seção 3.3.2. Isto explicaria, em parte, outra particularidade observada em diversas operações HYL: o fato de serem as temperaturas do fluxo gasoso injetado na zona de redução, tipicamente mais altas do que no caso da tecnologia Midrex. Contribuindo para a cinética de redução, trabalha-se também neste processo com pressões no interior do forno de redução da ordem de 5-8 bar^(62, 66, 68).

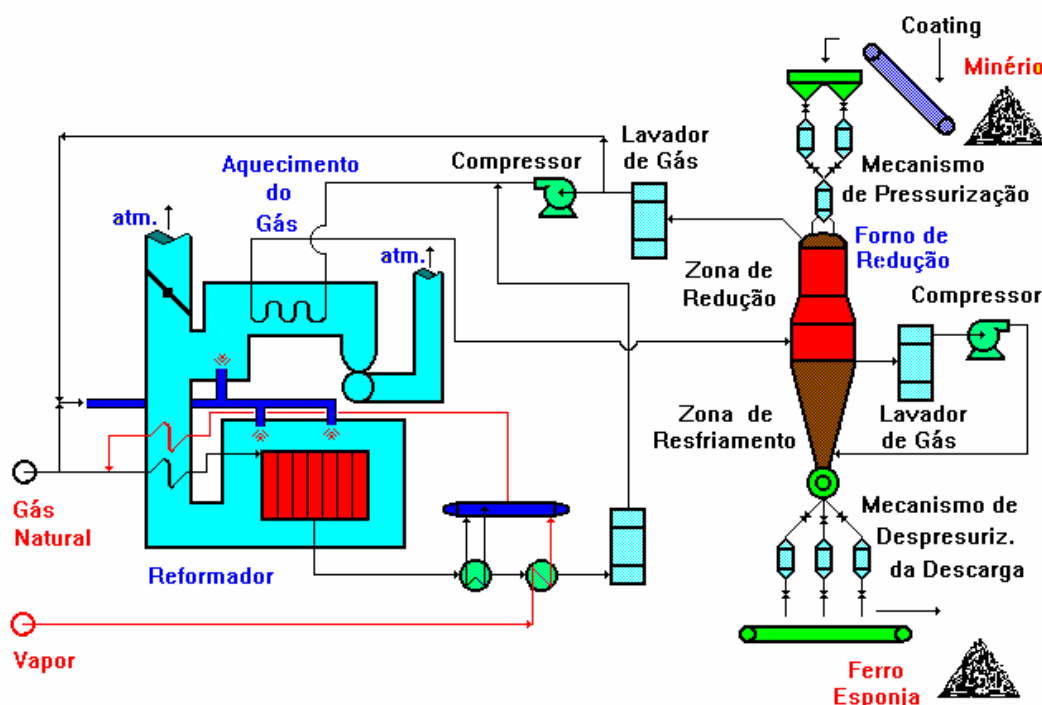
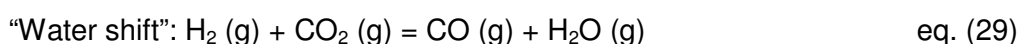
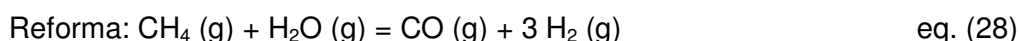
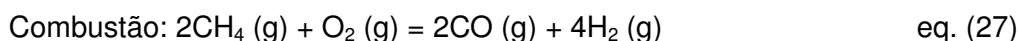
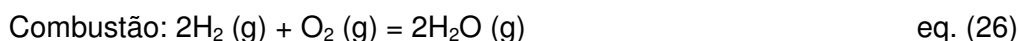


Figura 31 – Processo HYL III de produção de ferro-esponja⁽⁶⁷⁾.

Em abril de 1998 ⁽⁶⁶⁾ entrou em operação na localidade de Monterrey, no México, uma nova versão do processo HYL, usualmente identificado como HYL-ZR ou como “Self-Reforming HYL” (figura 32), dispensando investimentos no reformador adjacente ao forno redutor ^(9,10,62,63). Neste caso, a reforma “in situ” toma lugar, predominantemente, dentro da zona de redução, tirando proveito do efeito catalítico do ferro metálico, contido no leito, mas requerendo um aporte de energia térmica bem mais pronunciado, naquela região do forno de cuba, em virtude do comportamento endotérmico das reações de reforma. Observa-se em várias unidades industriais espalhadas pelo mundo, a utilização de temperaturas acima de 1000°C para os gases que irão efetuar a redução dos minérios. Estes níveis de temperatura são conseguidos pela prática injeção de oxigênio, promovendo a combustão parcial do gás natural e de reações de pré-reforma ⁽⁶⁹⁾ definidas. De modo simplificado, estas reações estão colocadas logo a seguir, através das equações de (26) a (29), sendo, globalmente, caracterizadas por um dominante comportamento exotérmico, e pela favorável geração de adicionais quantidades dos gases redutores H_2 e CO .



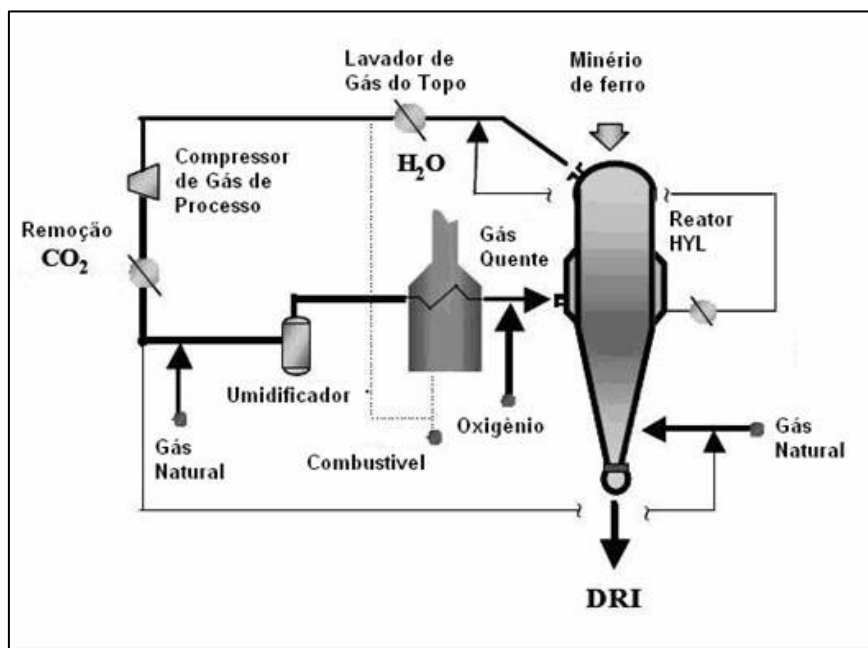


Figura 32 – Processo HYL na sua versão “self-reforming process” ⁽⁷⁰⁾.

Contendo ou não reformador, é possível produzir ⁽⁶⁸⁾, na prática, as mesmas modalidades de ferro-esponja do processo anterior, ou seja:

- i. descarregando-o a frio (CDRI/DRI) e transferido-o para a aciaria, nas adjacências, por métodos tradicionais (correias transportadoras e silos), ou em alguns casos, preparando-o para transporte e exportação;
- ii. briquetá-lo a quente (HBI) com posterior resfriamento e estocagem, para transporte marítimo a fim de exportação, ou senão;
- iii. descarregando-o a quente (HDRI) sem briquetagem, transferindo-o pneumaticamente para alguma aciaria elétrica próxima, para imediato enformamento.

3.4.3.

Transporte a quente de ferro-esponja entre a planta de redução direta e a aciaria elétrica adjacente

Atualmente, existe — e tudo leva a crer que não será muito diferente no futuro — o desafio de cada vez mais aumentar a atratividade das distintas fontes de ferro primário, como matéria-prima substituta à sucata para a fabricação de aço. Dentre as iniciativas no momento em pauta, no que diz respeito exclusivamente às unidades de ferro primário obtidas via redução direta, merecem destaque quatro distintas linhas globais e complementares de pesquisa e desenvolvimento:

- i. os aperfeiçoamentos dos processos tradicionais de redução direta, buscando um aumento da produtividade que hoje já atinge níveis da ordem de 10 t/m³/dia (por exemplo: aumento da temperatura dos gases redutores, via injeção de oxigênio, geração adicional de gases redutores sem investimentos em reformador);

- ii. os desenvolvimentos de novas unidades industriais de redução direta capazes de atingir ganhos em termos de escala de produção (por exemplo: desenvolvimento de mega-módulos com capacidades anuais de produção da ordem de 1,6 milhão de toneladas de ferro-esponja);
- iii. a busca por maior flexibilização dos processos de redução direta na utilização de matérias-primas sólidas ou gasosas que contribuam com uma melhor performance do processo ou mais atraentes do ponto de vista econômico (por exemplo: uso mais efetivo de “coating” sobre os minérios, para suportar o aumento das temperaturas de redução, homogeneização do tamanho dos minérios carregados, promovendo ganhos de permeabilidade do leito, operação de plantas de redução direta, considerando o reaproveitamento de gases redutores, oriundos de outros processos industriais, tais como, de gases resultantes da gaseificação e da coqueificação de carvões, dentre outros);
- iii. a corrida incessante de melhores níveis de qualidade do pré-reduzido ofertado, destacando-se, a título de exemplo: maiores níveis de metalização e de carburização, menores níveis de sílica e alumina na escória, menores níveis de degradação por manuseio da planta de redução direta até o carregamento na aciaria elétrica);
- iv. o desenvolvimento de tecnologias de descarregamento a quente do ferro-esponja e seu consecutivo transporte pneumático ou por gravidade, até algum forno elétrico nas proximidades, com o intuito de aproveitamento do calor contido no pré-reduzido pelo forno elétrico.

Sobre esta última tendência, é observado que tanto MIDREX como HYL têm distintamente desenvolvidas alternativas tecnológicas que objetivam o carregamento a quente do pré-reduzido no forno elétrico, mitigando perdas térmicas e a reoxidação do material metalizado até sua introdução no FEA. Os especialistas da HYL desenvolveram um sistema pneumático de transporte, comercialmente conhecido como “*HYL HYTEMP Pneumatic Transport System*” (figura 33), no qual o ferro-esponja quente (por volta de 700° C) é transferido diretamente do reator para o FEA^(9, 10, 71), cuja prática de transferência a quente é considerada, na planta da HYLSA, no México⁽⁷¹⁾, e utiliza gás de processo (figura 27) para “make-up” do gás de transporte.

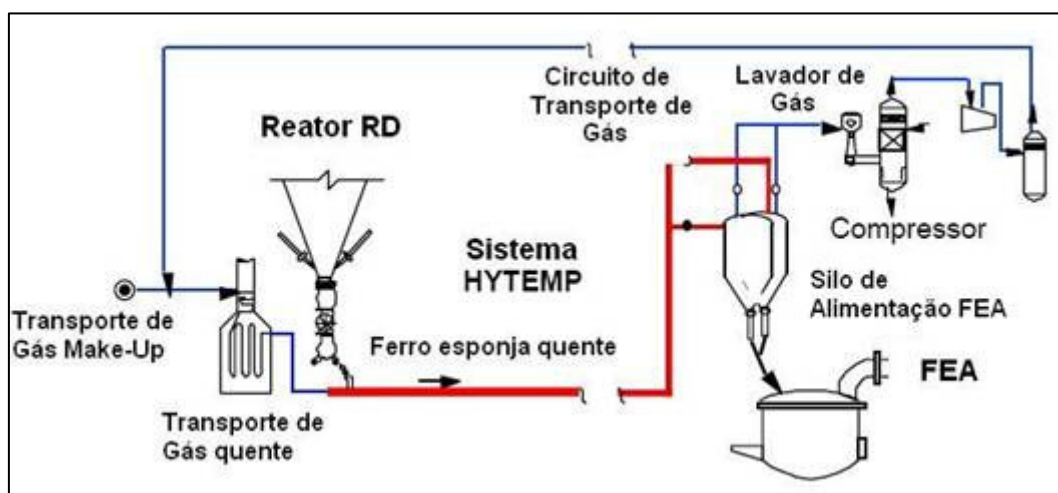


Figura 33 – Sistema de transporte pneumático de ferro-esponja HYTEMP da HYL⁽⁷¹⁾.

A MIDREX, por sua vez, vem ofertando uma segunda alternativa de carregamento a quente, referenciada comercialmente como “*Midrex HOTLINK Hot Charging System*” (figura 34), cujo descarregamento do DRI a quente (entre 700 e 750° C) é quase que, imediatamente, transferido para o FEA, por gravidade^(63, 72, 73), até o forno elétrico, que neste caso, necessita estar localizado logo abaixo do reator de redução direta. Uma aplicação desta tecnologia de transporte a quente é verificada em uma siderúrgica na Índia, desde 2004⁽⁷⁴⁾, conseguindo-se temperaturas de enformamento na aciaria elétrica da ordem de 600°C. Novas instalações de transporte a quente estão sendo concretizadas para entrar em operação a partir de 2007.

Os potenciais ganhos desta prática de carregamento a quente de pré-reduzido poderá ser visualizado mais adiante, na seção 3.9.2, através da figura 81, mais especificamente.

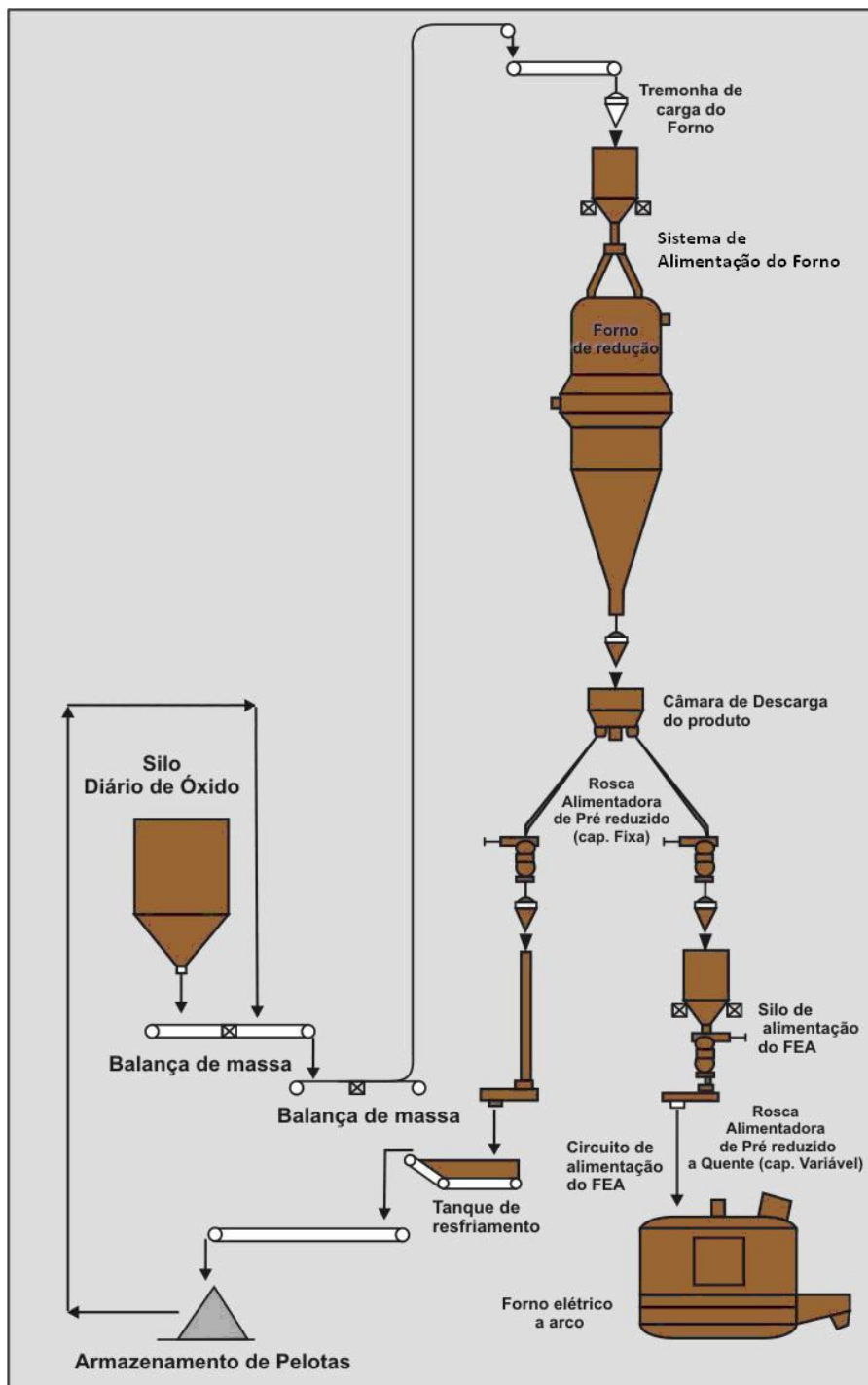


Figura 34 – Sistema de transporte a quente de ferro-esponja na versão HOTLINK da Midrex ⁽⁷³⁾.

3.4.4.

Aspectos fundamentais e práticos ligados ao armazenado e transporte do pré-reduzido na forma de CDRI ou HBI

O ferro-esponja não briquetado, ou melhor, tal como é produzido e descarregado a frio dos reatores clássicos de redução direta, caracteriza-se por uma grande área específica, da ordem de $1 \text{ m}^2/\text{g}$ ⁽⁷⁵⁾. Este aspecto favorece um contato bastante íntimo entre o ferro-esponja e o oxigênio e/ou a água, podendo ocasionar incidentes graves, envolvendo a combustão espontânea de carregamentos de DRI, durante transporte marítimo em águas profundas, quando determinados procedimentos não são respeitados. Em alguns relatos ⁽²⁵⁾, datados de 1982, o contato da água do mar com a carga armazenada nos porões, promoveu a geração de calor e de H_2 , criando-se uma situação altamente inflamável e perigosa. Os valores, cobrados com seguros, aumentaram, de tal maneira, que o transporte oceânico de pré-reduzido tornou-se proibitivo naquela época.

Atualmente, incidentes envolvendo o transporte de DRI fazem parte apenas do passado e já se domina, profundamente, as precauções que devem ser tomadas por aqueles que pretendem manusear e transportar, de forma segura, materiais à granel, e que têm o risco de se inflamar espontaneamente. Um conjunto de orientações, recomendações e exigências foi incorporado ao “Code of Safe Practice for Solid Bulk Cargoes” — mais conhecido como “the BC Code” e editado pela “International Maritime Organization (IMO)”. Como exemplo, recomenda-se a inspeção prévia dos porões, verificando-se, dentre outros aspectos, se estão devidamente limpos e secos. Adicionalmente, tem-se, como uma das mais rigorosas exigências da “IMO”, a manutenção e o monitoramento durante toda a viagem de uma atmosfera inerte, dentro do porão, com nitrogênio, contendo menos de 5% O_2 , através de um sistema esquematicamente ilustrado na figura 35. Outra exigência do referido documento é a comprovação de que o DRI, ao ser manufaturado, passou por um prévio tratamento de passivação (oxidação) ao ar. Uma maneira de se conduzir, na prática, tal procedimento, foi descrita na literatura ⁽²⁵⁾, assim como alguns parâmetros a serem respeitados e precauções a serem tomadas, durante a produção e manuseio do ferro-esponja.

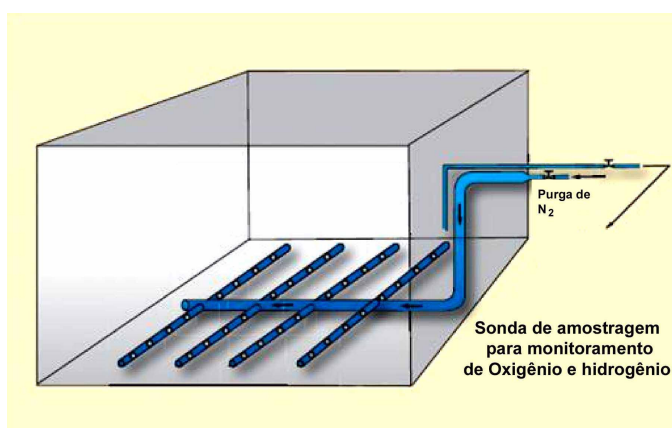


Figura 35 – Sistema de inertização com nitrogênio aplicado a um porão para transporte marítimo de DRI em conformidade com a “International Maritime Organization (IMO)” ⁽²⁵⁾.

Os riscos, apontados nos parágrafos anteriores e as precauções descritas em relação ao transporte e manuseio do CDRI/DRI, podem ser, notadamente minimizados, quando se passa a considerar a produção e a exportação de HBI

(figuras 36 e 37). É bastante antiga a idéia de se converter o ferro-esponja em um produto como o HBI, que é de manuseio mais fácil e mais seguro. Segundo a literatura ⁽⁷⁵⁾, as primeiras experiências, ainda em laboratório, com briquetagem de ferro-esponja datam de 1857.

Pela briquetagem a quente do pré-reduzido, normalmente a temperaturas de trabalho entre 650 e 700°C, consegue-se, por meio de máquina de briquetar (figura 38) e, através da aplicação de altas pressões entre os rolos (da ordem de 120 kN / cm de comprimento ativo do rolo), fechar os poros internos existentes na estrutura originalmente esponjosa do pré-reduzido (figura 39). Em consequência deste fato, obtém-se uma significativa redução da reatividade deste material (figura 40) com o ambiente circunvizinho. Desta forma, minimiza-se, consideravelmente, o fenômeno de reoxidação espontânea, pela redução da superfície de contato entre o material metalizado e o oxigênio da atmosfera ou alguma presença de água, em particular, da água do mar. Novamente, esta segunda hipótese é mais provável de se encontrar nos porões de navios, que não foram devidamente secos, ou mesmo, em atmosferas costeiras.

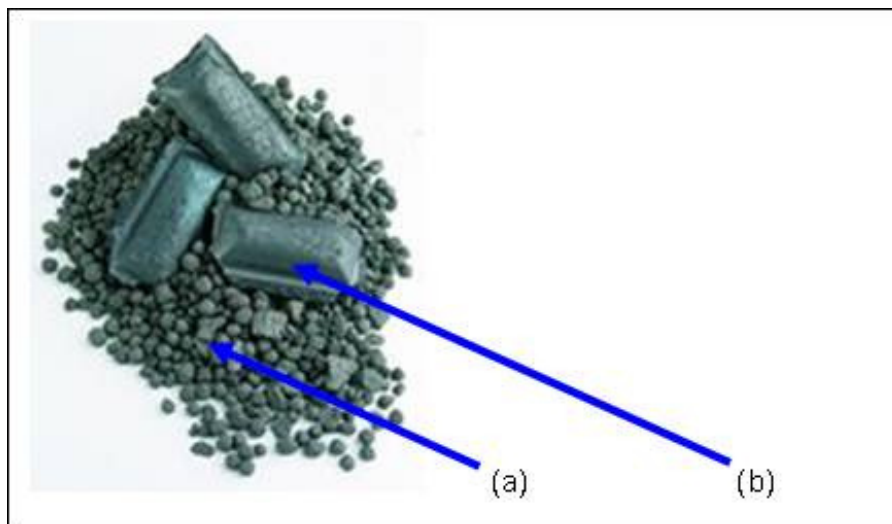


Figura 36 – Comparativo entre os dois formatos possíveis para o ferro-esponja produzido via redução direta: (a) o ferro-esponja produzido a partir de pelotas e minério granulado, tal qual é descarregado a frio (CDRI); (b) ferro briquetado a quente (HBI), já na condição resfriada e no formato de pequenos “travesseiros”.



Figura 37 – Diferentes formas e volumes para os briquetes de HBI⁽⁷⁵⁾. O volume típico dos briquetes produzidos equivale a aproximadamente 100 cm³.

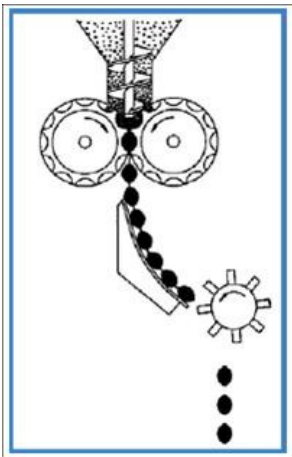


Figura 38 – Descrição esquemática de um processo de briquetagem a quente de ferro-esponja⁽⁷⁵⁾.

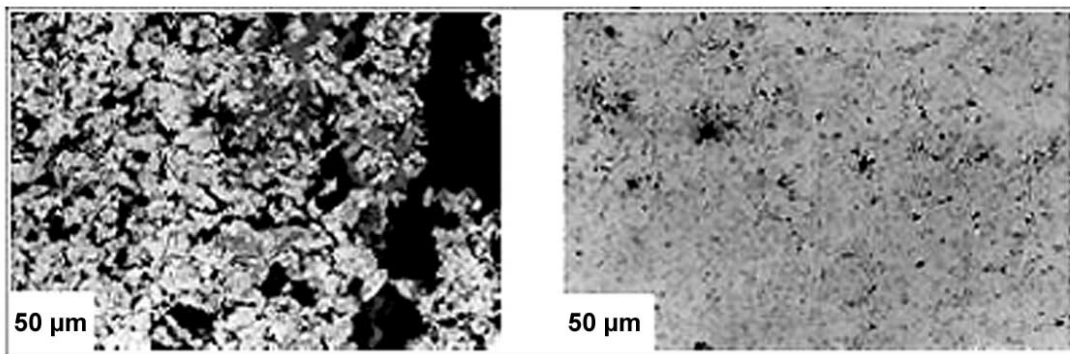


Figura 39 – Comparação entre as porosidades existentes na estrutura interna do ferro-esponja antes e após briquetagem a quente⁽⁷⁵⁾.

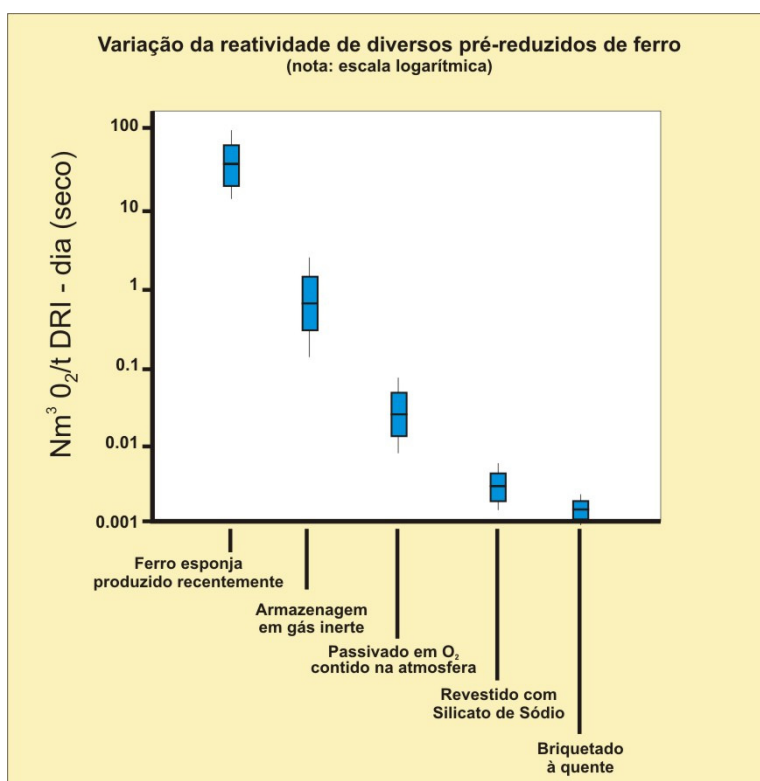


Figura 40 – Faixa de reatividade para vários tipos de pré-reduzidos ⁽⁷⁵⁾.

Assim sendo, consegue-se, através do processo de briquetagem, uma excelente compactação do pré-reduzido, que passa a exigir uma densidade aparente de 5 t/m³, no mínimo, ou seja, bem superior à do CDRI, que por sua vez é da ordem de 2 t/m³. Diante destes fatos e com base em constatações práticas, para o caso do HBI, tornam-se muito improváveis as ocorrências de aquecimento espontâneo, situações inesperadas de fusão e até mesmo de explosões em pilhas de estocagem, silos de armazenamento ou porões de navios. Tornam-se, portanto, dispensáveis o uso de sistemas de inertização e procedimentos especiais, como anteriormente descritos, por não haver mais riscos de geração espontânea de calor, em função das reações exotérmicas de reoxidação. Perdas de metalização por longos períodos de estocagem do HBI são, por consequência, mínimas. Estas e outras vantagens dos briquetes de HBI encontram-se listadas na tabela 5.

Tabela 5 – Principais vantagens do HBI em comparação ao CDRI/DRI ⁽²⁵⁾.

1	Menor reatividade sob condições de manuseio, estocagem e transporte marítimo
2	Maior condutividade térmica
3	Menor geração de finos por manuseio
4	Exigência menos rigorosas para carregamento e transporte marítimo
5	Pode ser estocado em ambientes abertos
6	Facilmente manuseado pelos mesmos equipamentos que manuseiam sucatas.
7	Poder ser carregado em FEAs de forma contínua pelo uso de equipamentos apropriados.
8	Pode ser pré-aquecido ao ser carregado em FEAs.
9	Poder ser carregado em FEAs em bateladas.

Foi apenas em meados da década de 70 que as primeiras plantas industriais de briquetagem a quente entraram em operação, após extensivos testes em escala-piloto, explorando esta tecnologia que hoje é considerada a alternativa mais confiável de passivação do ferro-esponja.

Observa-se que a maioria das plantas de redução direta foi construída como parte de uma usina integrada, na qual o ferro-esponja, após resfriado e descarregado, é alimentado e consumido pelo(s) forno(s) elétrico(s) a arco, nas proximidades, em várias proporções da carga. Entretanto, um número crescente de unidades industriais de redução direta, mais especificamente, as chamadas “merchant direct reduction plants”, encontram-se operando em várias localidades ao redor do mundo (tabela 8) e dedicam-se à produção e à exportação de HBI, como unidades alternativas de ferro primário de considerável valor agregado. O aumento na exportação de HBI e CDRI pode ser acompanhado, ano após ano, pela figura 41. Após trinta anos de contínuo crescimento, estima-se que até 2010, o transporte anual transoceânico de HBI exceda a barreira dos 10 milhões de toneladas.

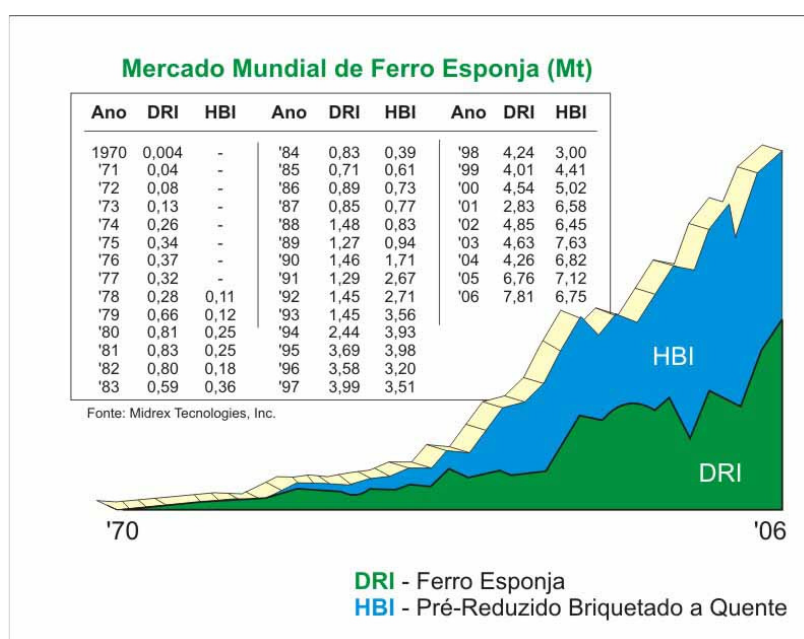
Figura 41 – Evolução anual das exportações de HBI e DRI ⁽⁶⁰⁾.

Tabela 6 – Principais plantas de redução direta produtoras de HBI ⁽⁶⁰⁾.

PLANTAS DE HBI EM OPERAÇÃO E/OU EM CONSTRUÇÃO						
PROCESSO DE REDUÇÃO	PLANTA	LOCALIZAÇÃO	CAPACIDADE (M t/ano)	START-UP	MATÉRIA PRIMA	STATUS
Midrex	Antara Steel Mills	Malásia	0,65	1984	P/G	O
	Essar Steel I&II	Índia	0,88	1990	P/G	O
	OPCO	Venezuela	1,00	1990	P/G	O
	VEMPRECAR	Venezuela	0,815	1990	P/G	O
	Essar Steel III	Índia	0,44	1992	P/G	O
	LISCO	Líbia	0,65	1997	P/G	O
	COMSIGUA	Venezuela	1,00	1998	P/G	O
	Essar Steel IV	Índia	1,00	2004	P/G	O
	Essar Steel V	Índia	1,50	2006	P/G	O
	Lebedinsky GOK II	Rússia	1,40	2007	P/G	C
	The Lion Group	Malásia	1,54	2007	P/G	C
	QASCO	Catar	1,50	2007	P/G	C
	Shadeed	Omã	1,50	2008	P/G	C
HYL III	Vikram Ispat Grasim	Índia	0,75	1993	P/G	O
	Lebedinsky GOK I	Rússia	0,90	1999	P/G	O
	Matesi	Venezuela	1,50	2000	P/G	O
FINMET	Orinoco Iron	Venezuela	2,20	2000	F	O
CIRCORED	Mittal – ISG Trinidad	Trinidad & Tobago	0,50	1999	F	D
FIOR	Operaciones rDI	Venezuela	0,40	1976	F	D
O = em operação		C = em Construção		D = desativado		
P/G = pelota e/ou granulado				F = finos de minério de ferro		

3.5.

Crítérios comerciais e técnicos praticados para seleção de pelotas para a produção de DRI/HBI

3.5.1.

Mecanismos atuais e critérios comerciais para definição do preço de minérios de ferro

Historicamente, o minério de ferro é comercializado como “commodity”, que é uma palavra inglesa, cujo plural é “commodities” e que pode ser traduzido como mercadoria ou moeda. Apesar de discutível sua real existência, como será visto mais adiante na seção 4.7, o mercado financeiro faz uso deste termo para indicar um tipo de produto, geralmente mineral ou agrícola, e de grande importância econômica internacional, por ser amplamente negociado entre importadores e exportadores ⁽⁷⁶⁾.

Além do minério de ferro, são bons exemplos de “commodities”: ouro, diamantes, prata, alumínio, petróleo, ferro-gusa, açúcar, café, soja, arroz, trigo, água, boi gordo, etc. Mais precisamente, existem quatro tipos de “commodity”, a saber: mineral, agrícola, financeiro e ambiental. As moedas mais requisitadas como o dólar e o “euro” também são considerados como “commodity”, na categoria financeira. A água, a energia e a madeira são bons exemplos de “commodities” ambientais ⁽⁷⁷⁾. Existem também os chamados produtos “comoditizados”, tais como os computadores personalizados (os “PC’s”).

No sentido mais original e simplificado, o termo “commodities” estaria associado a coisas (ou melhor, substâncias físicas) que:

- contêm algum valor financeiro;
- com qualidade uniforme ou quase uniforme;
- podem ser intercambiáveis com outros produtos do mesmo tipo;
- são produzidas em larga escala;
- possuem diferentes produtores;
- tenham amplo consumo;
- cujos preços estão sujeitos à lei da oferta e demanda;
- apresentam alta liquidez, pois se transformam em dinheiro em qualquer parte do mundo, por existirem vários compradores e vendedores;
- pode ser negociados no mercado, a vista e futuro, ou seja, fecha-se já um contrato para entrega/pagamento futuro, como no caso do minério de ferro;
- podem também ser negociadas nas Bolsas de Mercadorias em quantidades padrões, como por exemplo, o café em contratos de 100 sacas de 60 kg.

Partindo-se deste conceito, tem-se, no caso do minério de ferro, seu preço mundialmente definido a partir de negociações, normalmente realizadas em bases anuais e firmadas em contratos, normalmente de longo-prazo. Podem existir, pela oportunidade, também algumas transações comerciais, envolvendo eventuais compras e vendas de minério de ferro, no chamado mercado “spot”. Em mercado aquecido, o acerto de um preço tende a ser relativamente superior àquelas transações, baseadas em contratos firmes e de longo-prazo.

A modalidade de ajuste anual no preço de minério de ferro, por sua vez, envolve as principais indústrias de mineração e siderúrgicas, globalmente inseridas no mercado de minério de ferro. Em outras palavras, sentam-se de um lado

da mesa de negociação os representantes das empresas de grande porte, que são notadamente as principais produtoras de minério de ferro, e do outro lado, negociadores das maiores empresas siderúrgicas, na condição de grandes compradores e consumidores mundiais desta matéria-prima. Destacam-se no mercado em questão:

- i. como grandes fornecedores: a brasileira CVRD e as anglo-australianas Rio Tinto e a BHPBILLITON, que comercializaram em 2006 respectivamente: 273, 168 e 115 milhões de toneladas de minério de ferro;
- ii. como consumidores de porte: a recém-criada ArcelorMittal, a japonesa Nippon Steel, a coreana Posco e a chinesa Bao Steel, que usualmente compram grandes quantidades de minérios de ferro, para suportar suas respectivas produções de aço, que, em 2006, foram: 118, 33, 30 e 22 milhões de toneladas de aço.

Via de regra, cada grande mineradora conduz, separadamente, seu processo de negociação junto com cada uma das grandes siderúrgicas, conforme mostrado acima, têm seus escritórios comerciais localizados na Europa e na Ásia.

As negociações e os subseqüentes acordos comerciais, apesar de ocorrerem de forma independente entre os grandes “players” no mesmo ramo de negócio, são, em um dado ano, conduzidos concomitantemente, entre as empresas em um mesmo período. Em condições normais, as negociações iniciam-se em novembro e estendem-se até os meses de março e abril. A duração das negociações varia muito de ano para ano, dependendo de quanto estão próximas ou divergentes as opiniões de mercado das partes envolvidas. Quando se consegue fechar um consenso sobre qual o valor a ser pago pelo minério de ferro, cria-se um referencial, servindo como balizador para outros processos de fechamento de preço que correm posteriormente. Assim que o primeiro preço é definido, as outras empresas, tradicionalmente, seguirão o mesmo percentual de ajuste acertado para as suas negociações.

Pelo maior “volume” comercializado – fazendo-se aqui uso do jargão comercial – inicia-se toda a negociação, primeiramente, pela definição de preços dos chamados “finos” de minério, que compreendem as categorias classificadas como “sinter feed” – empregado em quase todas as sinterizações espalhadas pelo mundo – e como “pellet feed”, este, normalmente destinado a algumas pelotizações, ou também como matéria-prima para sinterização, dentre outras aplicações. Os finos de minério são os primeiros a serem negociados, pois participam com mais de 70% do mercado transoceânico de minérios e, portanto são os de maior relevância.

Dois referenciais são estabelecidos, a partir do fechamento do preço dos finos: um, de preço para os finos de minério de ferro a serem transacionados para a Europa e outro, para a comercialização, junto ao mercado da Ásia. Isto se justifica, essencialmente, por questões geográficas (basicamente distâncias entre o porto de carga e o de descarga), cujos custos com transporte (frete) passam a ter um impacto extremamente significativo no custo de aquisição de minério de ferro.

Na região asiática, as rodadas de discussões eram, até pouco tempo, realizadas apenas com as principais empresas japonesas e, mais recentemente, levam-se também em conta as negociações com as grandes siderúrgicas chine-

sas, pela participação de destaque deste novo mercado na aquisição de minério de minério de ferro.

A partir destas referências para o preço dos finos, definem-se, quase na seqüência, os preços para pelotas e minérios granulados naturais, seja para consumo em altos-fornos, seja para aplicação em processos de redução direta.

Historicamente, existe sempre um prêmio associado aos minérios de ferro destinados ao mercado de redução direta. Para o caso específico de pelotas, atualmente, este prêmio é da ordem de 10% sobre o preço da unidade de ferro, praticada pelo mercado de alto-forno. Tal prêmio é justificado pelos maiores custos envolvidos na produção de uma matéria-prima de qualidade superior, portanto, diferenciada, especialmente contendo maiores teores em ferro e um menor nível de impurezas, em particular, sílica, alumina e fósforo, como será mais bem discutido tecnicamente no item 3.5.2.

Cabe acrescentar que nestes encontros comerciais anuais, fundamentalmente embasados na lei da oferta e demanda, dentre outros aspectos mercadológicos e estratégicos, o tema central é chegar a um acordo sobre o valor monetário a ser cobrado pelos produtores e a ser pago pelas siderúrgicas a cada tonelada métrica de unidade de ferro em base seca. Em outras palavras, define-se o preço da unidade de ferro em ¢US\$/dmu, equivalente a quantos centavos de dólar americano custará cada tonelada métrica seca de unidade de ferro para um dado tipo de minério.

Uma vez que a comercialização do minério de ferro faz-se em toneladas, calcula-se o preço de cada uma de um determinado tipo de minério de ferro, a partir da seguinte expressão:

$$P_{\text{MIN}} (\text{US\$/dmt}) = (\% \text{Fe total}_{\text{MIN}}) \times PU_{\text{MIN}} (\text{¢US\$/dmu}) / 100 \quad \text{eq. (30)}$$

onde:

- | | | |
|--------------------------------------|---|--|
| $P_{\text{MIN}} (\text{US\$/dmt})$ | - | o preço da tonelagem métrica seca de minério de ferro em dólar americano, cuja abreviação dmt vem de “dry metric ton”; |
| $\% \text{Fe total}_{\text{MIN}}$ | - | o percentual em massa e em base seca de ferro total contido do referido minério; |
| $PU_{\text{MIN}} (\text{¢US\$/dmu})$ | - | é o preço da unidade de ferro em centavos de dólar por tonelada métrica seca. |

As informações contidas a seguir, na figura 42, ilustram como tem sido a evolução nos últimos 10 anos, do valor tipicamente pago pelo mercado de redução direta, a cada unidade de ferro contida nas pelotas e em granulados.

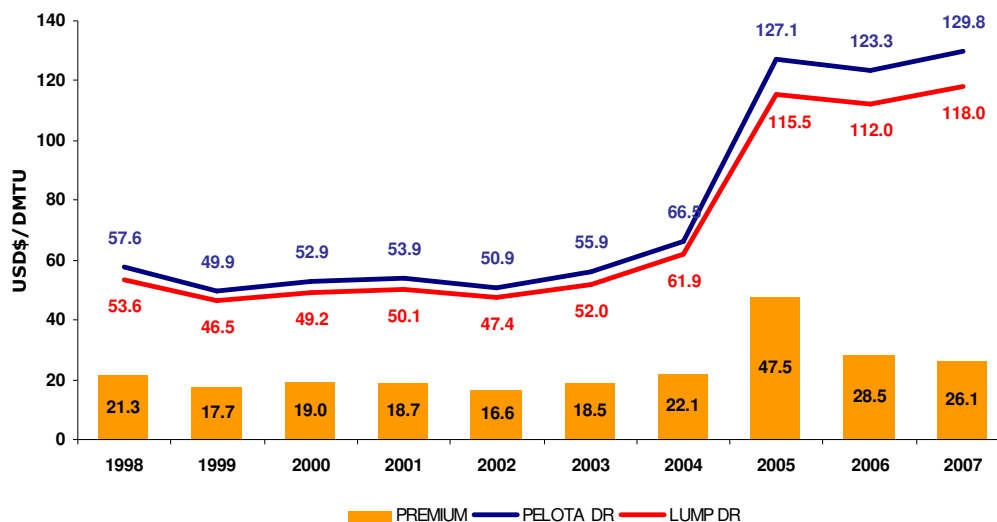


Figura 42 – Evolução do preço da unidade de ferro para pelotas e granulados para o mercado de redução direta ⁽⁷⁸⁾.

Pela figura 43, nota-se um salto histórico no valor de mercado do minério de ferro em 2005, atribuído ao estrondoso crescimento do mercado siderúrgico da China, que desequilibrou de forma substancial a relação entre demanda e oferta de minério de ferro no mundo. Em virtude disso, o prêmio pago pelo mercado de redução direta para pelotas — historicamente 7,5% em relação às pelotas de alto-forno — pulou para 10%, como já mencionado. Isto, obviamente, aumenta ainda mais a atratividade desta fatia do mercado, por parte das empresas pelotizadoras.

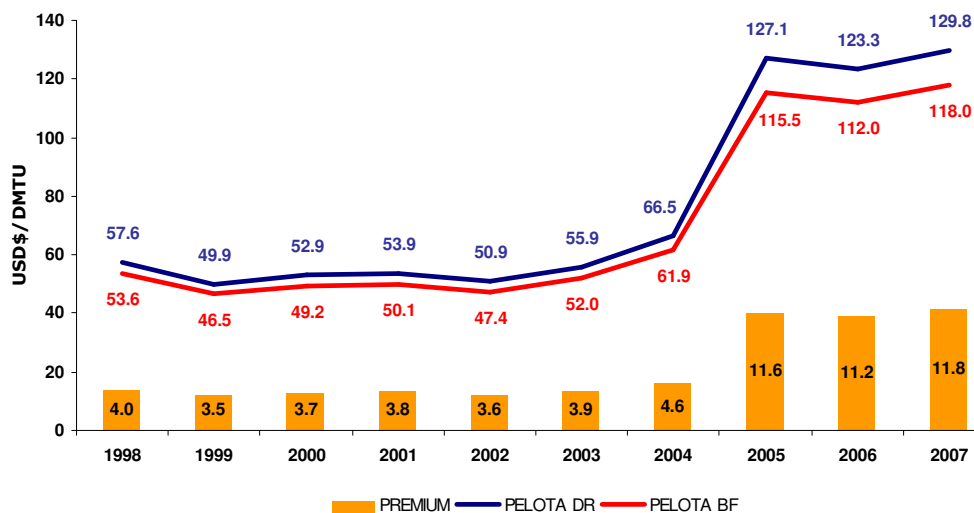


Figura 43 – Comparativo entre a evolução histórica do preço de pelotas de redução direta em relação às pelotas de alto-forno ⁽⁷⁸⁾.

Finalmente, cabe lembrar que o comprador de um determinado tipo de minério de ferro precisa também levar em conta, na composição do preço de aquisição, as despesas com logística, dentre outras, cujo custo do frete é um fator extremamente relevante e depende fortemente do quão aquecido está mercado. Destaca-se, neste contexto, o mercado marítimo de transporte de cargas, dentro qual está inserido o transporte transoceânico de matérias-primas e produtos siderúrgicos. Neste mercado, observa-se que o frete marítimo segue uma flutuação, geralmente, obedece a outros fatores e variáveis não totalmente dependen-

tes da dinâmica mercadológica do minério de ferro e do aço. Adicionalmente, uma vez que se paga por tonelagem transportada, existem, em contrato, acordos firmados entre as partes, objetivando o transporte da menor quantidade possível de umidade. Neste sentido, penalidades contratuais, na forma de compensações financeiras, podem ser aplicadas aos fornecedores, caso os limites de umidade, dentre outras especificações, sejam desrespeitados. Será visto, nas próximas seções deste trabalho, outros parâmetros de qualidade intrínsecos aos minérios de ferro, suscetíveis ao estabelecimento de limites e de penalidades contratuais.

3.5.2.

Critérios técnicos adotados para a seleção de cargas ferríferas para o emprego em redução direta

Os principais critérios técnicos para selecionar os minérios de ferro, comumente destinados aos processos de redução direta, podem ser agrupados segundo ⁽⁷⁹⁾:

- i. a sua composição química;
- ii. as suas características físicas;
- iii. o seu comportamento sob condições de redução.

Nos itens a seguir, serão dados detalhes sobre cada um destes aspectos.

3.5.3.

Aspectos ligados à composição química de minérios de ferro destinados ao mercado de redução direta

Por definição, em todo processo de redução direta, a remoção do oxigênio dos óxidos de ferro é a principal mudança química a ser considerada, seguida pela carburação do ferro metalizado. Não há intenção de formação de fases fundidas e não ocorre nenhum processo de separação de impurezas associadas aos minérios, a exemplo do que ocorre dentro do alto-forno, onde há formação e separação da fase escória. Como consequência disso, praticamente, todas as impurezas contidas nos minérios enfiados pelo topo do reator, acabam se concentrando no produto reduzido e extraído pela sua parte mais inferior, como é o caso dos processos Midrex e HYL. Este comportamento é esperado, por exemplo, para a sílica (SiO_2), a alumina (Al_2O_3) e óxidos portadores de P (tipicamente escrito como P_2O_5 ou na forma de $3 \text{CaO} \cdot \text{P}_2\text{O}_5$), dentre outras impurezas residuais.

Por este motivo, e para que não haja comprometimento da utilização do pré-reduzido na etapa de fabricação de aço em fornos elétricos, é primordial que, para aplicação nos processos de redução direta, o teor de ferro contido no minério seja o mais alto possível, exigindo, por outro lado, a quantidade de “ganga”,

nos minérios granulados naturais ou de “escória” nas pelotas de redução direta seja a mais baixa possível.

De uma maneira geral, minérios com teor de ferro acima de 65%, conseguem ter utilização em redução direta ⁽⁷⁹⁾. Os níveis de sílica e alumina, contidos no ferro-esponja devem ser os mais baixos possíveis, e isto sempre é uma das principais reivindicações dos aciaristas elétricos.

No caso de pelotas destinadas ao segmento de redução direta, os teores de ferro praticados, atualmente, podem ser verificados através da figura 44, lembrando-se que, além dos teores de sílica e de alumina, trabalha-se com algum nível de óxidos básicos, como é o caso do CaO e do MgO, que, basicamente, atuam como fundentes durante escorificação no forno de endurecimento. Adicionalmente, verifica-se que para o caso das pelotas produzidas a partir de concentrado hematítico, o limite teórico máximo, em relação ao teor de ferro possível, está em 70%, de acordo com a estequiometria da hematita (Fe_2O_3). Neste sentido, o desafio dos pelletizadores está na sua capacidade de produzir, economicamente e em escala industrial, pelotas com cada vez menos quantidade de sílica e de alumina, sem que isto comprometa a sua resistência mecânica e sem que isto traga algum prejuízo a sua performance durante a etapa de redução direta.

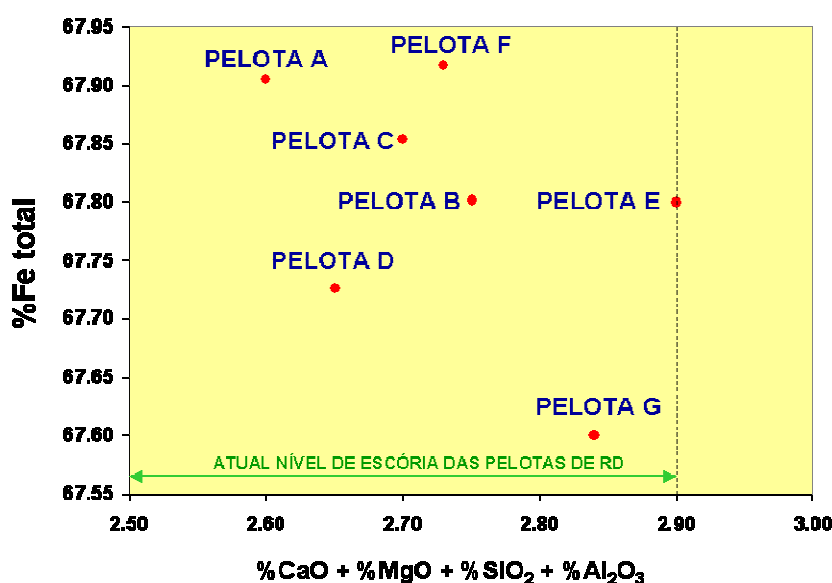


Figura 44 – Percentuais de ferro e de escória de pelotas, comercializadas para o mercado de redução direta ⁽⁸⁰⁾.

Existem relatos, na literatura ⁽⁷⁹⁾, de que experiências com granulados de minério de ferro hematítico, contendo acima de 67% de ferro têm mostrado, na maioria das vezes, características de não serem facilmente reduzidos e de apresentarem uma crepitação relativamente alta. Quando comparados com granulados de qualidade relativamente inferiores em termos de ferro, contendo entre 64 e 66%, observa-se que, em geral, estes últimos são mais adequados ao processamento em redução direta. Neste caso, existe a recomendação para se estabelecer uma correlação entre o teor de ganga e as características de redutibilidade e crepitação, quando se for fazer a escolha do minério de ferro para redução direta. Entretanto, não se deve desconsiderar que o fenômeno de crepitação de minérios está fortemente associado a sua gênese e, mais particularmente, ao seu nível de hidratação. Uma análise, neste sentido, é sempre mais prudente.

Cabe aproveitar o comentário anterior, para reforçar o conceito de que não faz muito sentido a preocupação sobre o fenômeno de crepitação, para o caso de pelotas. Uma vez que estes materiais já experimentaram, durante sua fabricação, um intenso tratamento térmico em atmosfera oxidante, praticamente toda a hidratação do concentrado foi eliminada. Paralelamente, toda a calcinação/combustão dos aditivos também foi completada no forno de endurecimento e, sendo assim, observa-se que esta característica de crepitar-se, durante aquecimento nos processos de redução direta, tem probabilidade praticamente nula de acontecer.

Uma outra característica dos minérios de ferro, que os qualificam para utilização em redução direta, está associada ao cumprimento do máximo teor de fósforo exigido, preferencialmente menor que 0,030%, segundo a literatura. Existe o conceito de que o teor de fósforo do minério, de menor valor possível, é extremamente importante, por não ser removido durante o processo de redução, a exemplo da sílica e alumina. Alguns minérios, por exemplo, contêm entre 0,040 e 0,080% de fósforo, e quando reduzidos, este elemento se concentrará no ferro-esponja. Por outro lado, não existem, na atualidade, técnicas economicamente viáveis, aplicadas à grande maioria dos minérios de ferro, em escala industrial, com a intenção de redução do percentual de fósforo para níveis comercialmente aceitáveis. A exceção é a adoção da tecnologia de flotação do mineral apatita, presentes em alguns minérios magnetíticos ⁽⁸¹⁾. Fora esta prática específica, é importante considerar o fato de que, se ainda existe o suprimento de minério com baixo percentual de fósforo, atribui-se isto, exclusivamente, a sua gênese e disponibilidade nas jazidas atualmente em exploração.

É verdade que, de uma maneira geral, o nível de fósforo nos pré-reduzidos, comercializados no mundo, é consideravelmente superior ao conteúdo de fósforo, tipicamente encontrado na sucata. Entretanto, este conceito de que, altos percentuais de fósforo trazem algum impacto negativo sobre a produção de aço em aciarias elétricas, precisa ser revisto o quanto antes. Isto porque existem operações em algumas partes do mundo que utilizam HBI, com consideráveis níveis de fósforo, sem impacto na qualidade do aço e sem custos adicionais ⁽⁸²⁾. Estas operações conseguem este feito a partir da correta adoção dos procedimentos de desfosforação, necessários em fornos elétricos, não encontrando dificuldades adicionais para se obter a qualidade requerida.

Do ponto de vista fundamental, cabe esclarecer que, no caso do pré-reduzido e, diferentemente de algumas outras fontes de ferro metálico (por exemplo, no ferro-gusa), o fósforo está predominantemente associado à fase escória na forma de $3 \text{ CaO} \cdot \text{P}_2\text{O}_5$. Termodinamicamente, este composto é mais estável que o FeO , conforme figura 45. Constatou-se que os processos de redução direta não são plenamente capazes de efetuar a redução do fósforo, ou melhor, muito pouco ou quase nenhum fósforo está associado à fase metálica existente no pré-reduzido. Acredita-se que este fato, associado às condições reinantes durante o seu processamento em forno elétrico, acaba facilitando a assimilação do referido elemento químico pela fase escória, sem incorporação do mesmo ao banho metálico. A adoção de práticas modernas, tais como espumação da escória, injeção de oxigênio, associadas à prática de remoção da escória rica em fósforo, nos momentos iniciais da etapa de fusão (baixa temperatura do banho) e antes de sua “reversão” para o metal líquido, são procedimentos importantes para se obter uma eficiente prática de desfosforação na fabricação de aços via forno elétrico, como será mais bem detalhado na seção 3.8.10.

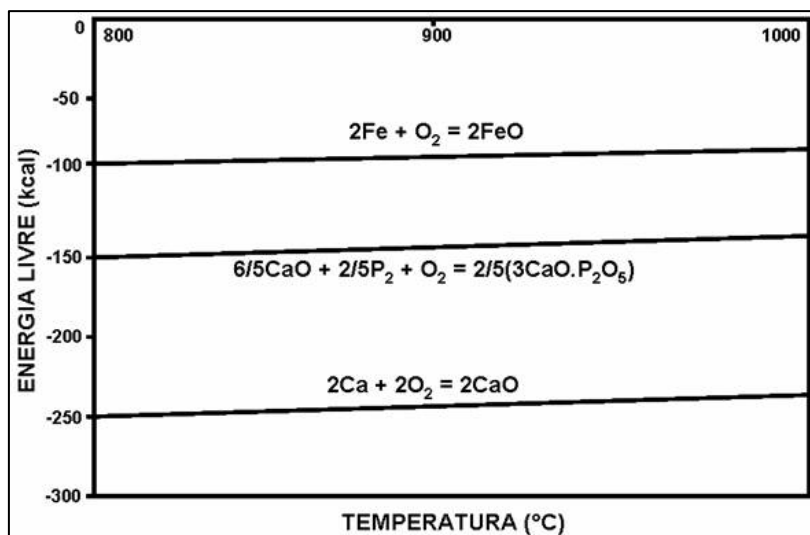


Figura 45 – Diagrama de energia livre para os componentes de interesse na produção de HBI, mostrando a maior estabilidade do $3\text{CaO.P}_2\text{O}_5$ em comparação ao FeO ⁽⁸²⁾.

Outro elemento nocivo à qualidade do aço é o enxofre, com cujos níveis mais baixos trabalha-se, à medida que se caminha para aços de maior valor agregado, conforme já elucidado na tabela 2, na seção 3.1). Felizmente, o teor de enxofre, na maioria dos minérios de ferro encontrados no mundo, é, via de regra, baixo (0,01 – 0,02%) e o conseqüente baixo conteúdo de enxofre no DRI (da ordem de 0,005%) é uma característica muito positiva desta matéria-prima ⁽⁷⁹⁾. A origem do enxofre, bem como de outros elementos residuais nocivos à qualidade do aço esta mais ligada aos elementos presentes em diversos tipos de sucatas utilizados, como sumarizado na tabela 7, logo a seguir.

Tabela 7 – Origem de alguns elementos residuais e como impactam a qualidade do aço ⁽²¹⁾.

Elemento	Origem	Efeito na Qualidade do Aço Produzido
S	Sucata de usinagem	- Piora a ductilidade - Prejudica a soldabilidade - É importantíssimo na obtenção de aços de corte rápido
Cu	Sucata de motores elétrico	- Causa fragilidade a quente - Propicia a formação de trincas superficiais - Proporciona alta resistência à corrosão
Ni, Mo e Cr	Sucata de Aços Ligados	- Prejudica a conformação a frio dos aços por causar o endurecimento do aço.
Sn	Sucata de chapas revestidas	- Promove a fragilidade do aço no trabalho a frio

Para finalizar toda esta discussão sobre os critérios de seleção de minérios de ferro como matérias-primas para o setor de redução direta, com base na composição química, procurou-se incluir na tabela 8 algumas informações sobre a qualidade típica de pelotas, atualmente empregadas neste segmento.

Uma abordagem complementar a toda esta discussão sobre o impacto da qualidade química dos minérios sobre as características dos pré-reduzidos será dada mais adiante na seção 3.7.2. Adicionalmente, será abordada mais adiante,

mais especificamente na seção 3.9, a maneira como tais características químicas, usualmente, impacta a operação de determinado forno elétrico.

Tabela 8 – Qualidade típica para pelotas de redução direta ⁽⁸⁰⁾.

ELEMENTO (% em peso - base seca)	PELOTA A	PELOTA B	PELOTA C	PELOTA D	PELOTA E	PELOTA F	PELOTA G
%Fe total	67.91	67.80	67.85	67.73	67.80	67.92	67.60
%Fe (na forma de Hematita)	67.79	67.68	67.74	67.63	66.80	67.00	67.37
%Fe++	0.12	0.12	0.12	0.10	1.00	0.12	0.23
%Hematita	96.92	96.77	96.85	96.88	96.51	96.84	96.32
%Oxigênio Redutível	29.16	29.12	29.14	29.09	28.99	29.17	29.02
% Escória (SiO ₂ +Al ₂ O ₃ +CaO+MgO)	2.60	2.75	2.70	2.65	2.90	2.73	2.84
%SiO ₂	1.25	1.40	1.20	1.20	1.70	1.30	0.85
%Al ₂ O ₃	0.45	0.45	0.50	0.30	0.40	0.39	0.19
%SiO ₂ + %Al ₂ O ₃	1.70	1.85	1.70	1.50	2.10	1.69	1.04
%CaO	0.60	0.80	0.70	0.70	0.50	0.47	1.05
%MgO	0.10	0.10	0.30	0.45	0.30	0.67	0.75
%CaO + %MgO	0.90	0.90	1.00	1.15	0.80	1.04	1.60
%P	0.040	0.040	0.025	0.010	0.015	0.027	0.026
%S	0.002	0.002	0.002	0.003	0.005	0.002	0.002
%Zn	0.005	0.005	n.d.	0.002	n.d.	n.d.	0.005
%Cu	0.005	0.005	n.d.	0.001	n.d.	n.d.	0.005
%K ₂ O	0.009	0.009	n.d.	0.016	0.006	n.d.	0.03
%Na ₂ O	0.033	0.033	n.d.	0.025	0.008	n.d.	0.04
%Mn	0.045	0.045	0.12	0.150	0.025	n.d.	0.062
%TiO ₂	0.034	0.034	n.d.	0.040	0.18	0.008	0.14
%V	0.002	0.002	n.d.	0.030	n.d.	n.d.	0.055
%Cr	n.d.	n.d.	n.d.	0.012	n.d.	n.d.	n.d.
LOI (%)	0.05	0.05	0.05	0.15	n.d.	n.d.	0.09
%CaO/%SiO ₂	0.64	0.57	0.58	0.58	0.29	0.38	1.24
%Y ratio" = (CaO+MgO)/(SiO ₂ +Al ₂ O ₃)	0.53	0.49	0.59	0.77	0.38	0.62	1.73

% em peso - base seca

3.5.4.

Aspectos ligados às propriedades metalúrgicas de minérios de ferro destinados ao mercado de redução direta

Este tópico complementa as discussões que foram conduzidas no item 3.3.3, quando os aspectos cinéticos de redução de minérios de ferro foram abordados.

É primordial na redução direta que os distintos minérios de ferro apresentem uma adequada redutibilidade e, paralelamente, contenham características favoráveis de degradação sob redução, bem como de crepitação no caso de minérios granulados naturais. Neste sentido, para que uma determinada tecnologia de redução direta seja técnica e economicamente viável, é interessante que o tempo de permanência da carga ferrífera no interior do reator seja o menor possível, para que isto se traduza em maiores patamares de produtividade. Assim colocado, é possível, genericamente, traduzir a produtividade de um reator de redução gás/sólido pela seguinte relação ⁽³⁷⁾:

$$P_{\text{REATOR}} = M / \theta \quad \text{eq. (31)}$$

onde:

- P_{REATOR} - produtividade de um reator de redução gás/sólido;
- M - constante, função do volume do reator (em toneladas);
- θ - tempo de residência crítico, para que a carga metálica atinja a metalização desejada no reator.

O valor de θ depende da qualidade do minério em termos de propriedades metalúrgicas (em especial, redutibilidade), da pressão e da temperatura reinantes, bem como, de condições adequadas de transferência de calor e massa.

Comparativamente a um processo clássico de redução como o alto-forno, onde se observa que a produtividade característica gira em torno de 2,0 – 2,5 t/m³/dia, é possível verificar, na prática, que existem tecnologias convencionais de redução direta (forno cuba com emprego de gás natural), onde se consegue atingir produtividades que chegam, aproximadamente a 10 – 12 t/m³/dia.

Nota-se, então, que a transformação industrial dos óxidos de ferro em ferro-esponja depende, fortemente, da redutibilidade do minério e distintos tempos de residência da carga de minérios podem ser demandados, para que se atinja um determinado patamar de metalização, como mostrado pela figura 46.⁽³⁷⁾

Para uma dada tecnologia de redução direta muito difundida na atualidade podemos também encontrar na literatura⁽⁵⁴⁾ correlações como a apresentada pela figura 47.

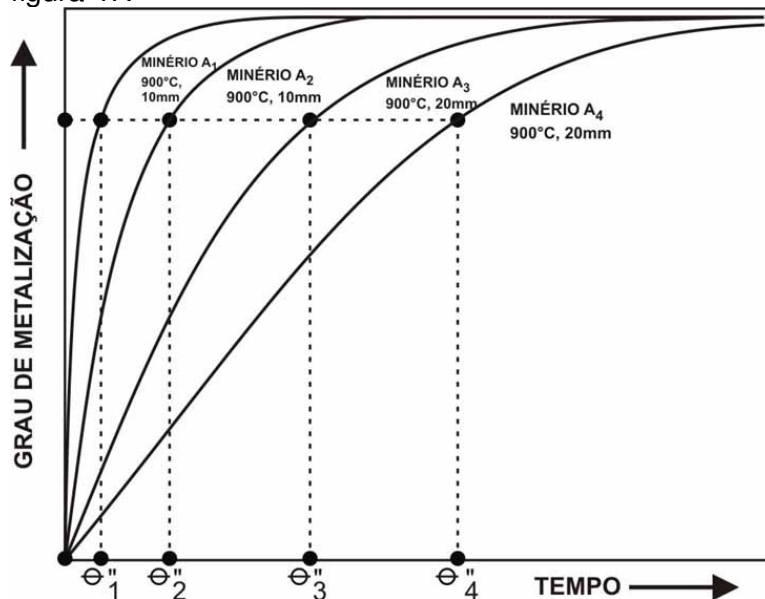


Figura 46 – Curvas de redutibilidade de minério em várias situações, mostrando a influência destas no tempo de residência crítico do minério⁽³⁷⁾.

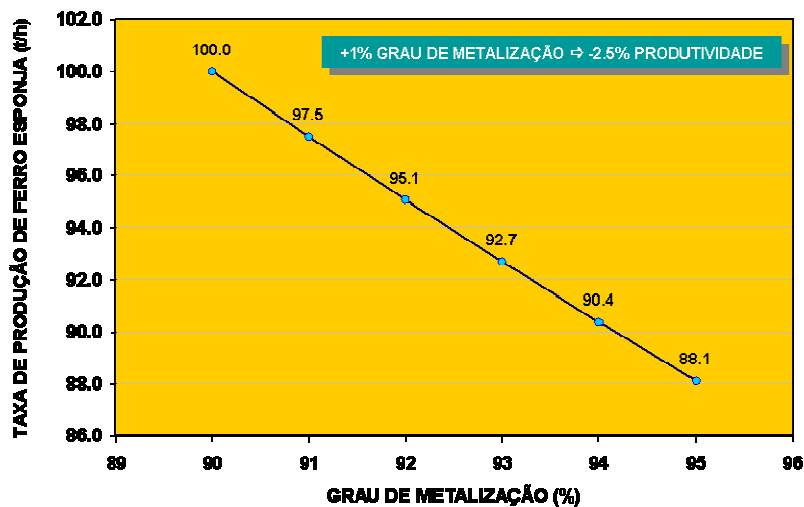


Figura 47 – Efeito do grau de metalização de um ferro-esponja sobre a capacidade produtiva de um módulo de redução direta⁽⁵⁴⁾.

Pela análise da figura 47 e, partindo-se com uma produtividade de 100 t/h, exploram-se os seguintes aspectos:

- i. a produção de cada percentual a mais de metalização resultará em uma queda de produtividade de 2,5%, para uma típica composição de carga e determinadas condições operacionais;
- ii. a utilização de minérios mais redutíveis que aqueles assumidos, na construção do gráfico acima, tenderá a modificar a inclinação da “curva” para uma situação menos acentuada, ou seja, a perda de produtividade será menos pronunciada;
- iii. diferentes práticas operacionais podem resultar em diferentes “curvas” em relação àquela mostrada no gráfico em questão.

Na seção 3.9.1, serão dados mais detalhes sobre quais seriam os reais benefícios para a aciaria elétrica, provenientes da utilização de um pré-reduzido, contendo altos níveis de metalização.

Além da redutibilidade, outra característica importante e que merece muita atenção, é a degradação física do minério, quando submetido às condições de redução e, até mesmo, de aquecimento, resultando em geração de finos dentro do reator. Fundamentalmente, a degradação por redução está associada ao fenômeno de mudança da estrutura cristalina, quando a hematita (hexagonal compacto) é convertida em magnetita (cúbico de fase centrada), no estágio inicial da redução. Esta transformação resulta em um processo de expansão da rede cristalina que é acompanhada de geração de trincas, no material sob redução. O tipo e quantidade de escória são exemplos de fatores que, no caso das pelotas para redução direta, devem ser otimizados, buscando minimização deste fenômeno.

De uma maneira geral, e dependendo do tipo de minério, os finos gerados desta degradação por redução podem ser considerados baixos (3-4%) ou altos (10-15%). Adicionalmente à degradação sob redução, e como já foi explicado no item 3.5.3, observa-se, também para a maioria dos granulados naturais, a existência de certa suscetibilidade à geração de finos, quando estes materiais são submetidos a um aquecimento térmico, que deve ocorrer por volta de 400° C. Quanto maior for o índice de crepitação, maior será a geração de finos, e menor tenderá a ser a permeabilidade do leito, cuja chance de ocorrência de caminhos preferências para o escoamento gasoso será maior. Estes aspectos, na maioria das vezes, acabam limitando a produtividade do reator, fazendo com que o fenômeno de crepitação seja contemplado, na comparação técnica e comercial com pelotas.

3.5.5.

Aspectos ligados às características físicas de minérios de ferro destinados ao mercado de redução direta

Verifica-se, comumente, um alto nível de exigência para as características físicas na relação técnica entre usuários e produtores de minérios de ferro para redução direta. Habitualmente, os seguintes itens são requeridos:

- i. um maior tamanho médio das partículas que constituem o minério;
- ii. uma distribuição de tamanho mais homogênea possível para estas partículas;
- iii. baixos teores de finos do material recebido, geralmente, referindo-se ao percentual de particulados abaixo de 6.3 mm;
- iv. baixa tendência à degradação por manuseio.

Os benefícios e as possíveis contradições de um maior tamanho médio das partículas já foram explorados na seção 3.3.3. Reforça-se este conceito de maior granulometria, ao associar-se à maior facilidade ao escoamento gasoso através do leito granulado, conforme, empiricamente explicitado, na conhecida equação de Ergun, como se segue:

$$\frac{\Delta P}{H} = \frac{150 \mu (1 - \varepsilon)^2 v_0}{\varepsilon^3 (\psi d_p)^2} + \frac{1,75 \rho (1 - \varepsilon)}{\varepsilon^3 \psi d_p} (v_0)^2 \quad \text{eq. (32)}$$

onde:

- ΔP - diferencial de pressão entre a entrada e a saída de um leito de partículas sendo percoladas pelo fluxo gasoso;
- H - extensão do leito de partículas;
- μ - viscosidade da mistura gasosa atravessando o leito de partículas;
- ε - fração de vazios de um leito de partículas;
- v_0 - velocidade de chegada do fluxo gasoso;
- ρ - massa específica da mistura gasosa;
- ψ - fator de forma das partículas que constituem o leito;
- d_p - diâmetro médio das partículas que compõem o leito.

No caso específico de pelotas para redução direta, exige-se que estas tenham uma distribuição granulométrica tal, a fim de que o percentual de pelotas grandes (%-19+12,5mm) seja superior ou no mínimo igual ao percentual de pelotas menores (%-12,5+9mm). Surge daí a definição de relação granulométrica, mostrada a seguir:

$$\frac{\% - 19 + 12,5 \text{ mm}}{\% - 12,5 + 9 \text{ mm}} \geq 1 \quad \text{eq. (33)}$$

O aumento da permeabilidade de um leito, composto por pelotas de maior diâmetro, pode ser demonstrado pela figura 48. Da mesma forma, verifica-se,

através da figura 49, como granulados de tamanho médio maiores, podem reduzir a perda de carga ao escoamento gasoso.

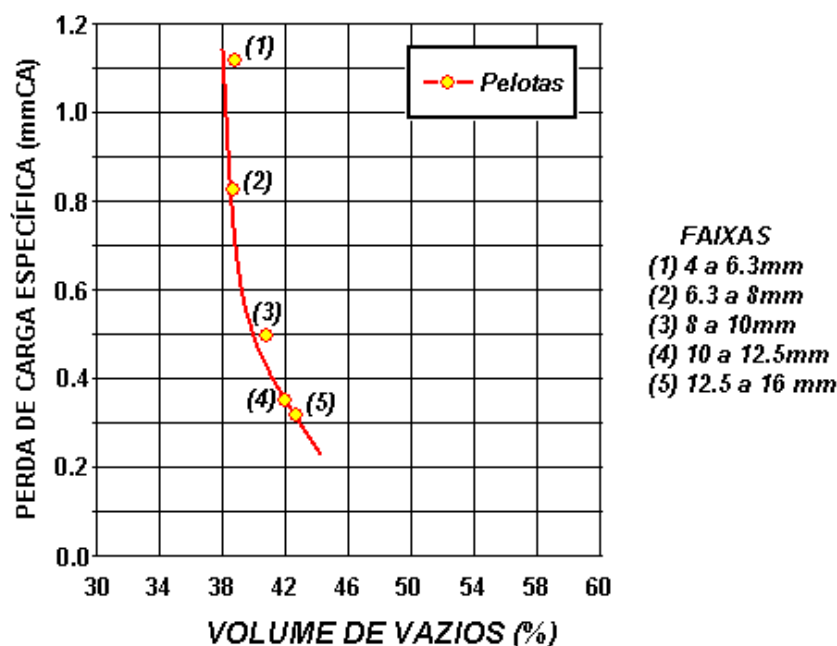


Figura 48 – Influência do diâmetro médio sobre o volume de vazios e a perda de carga através de um leito de pelotas ⁽⁸⁴⁾.

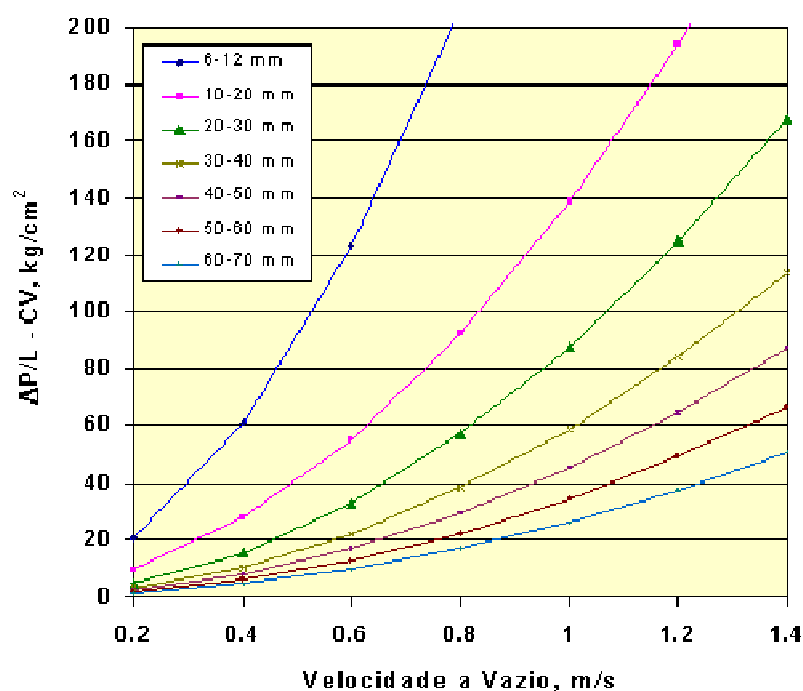


Figura 49 – Influência do tamanho médio sobre a perda de carga através de um leito de pelotas, para diferentes velocidades a vazio do escoamento gasoso ⁽⁸⁴⁾.

Ainda explorando o tema granulometria, sabe-se que é muito importante o uso de minérios com padrões adequados de homogeneidade, como forma de se conseguir algum benefício à permeabilidade do leito. Uma forma simplificada de se comprovar estes benefícios foi possível, a partir de experimentos (figura 50),

com distintos leitos, onde coexistiam partículas esféricas com diâmetros “d” e “D”, referindo-se ao menor e maior diâmetro, respectivamente. Observou-se, neste estudo, que existia um determinado percentual do componente de menor diâmetro, cuja fração de vazios, ou seja, a permeabilidade do leito é minimizada. Este ponto de mínimo é fortemente dependente da relação entre d/D , todavia, à medida que “d” tende a “D” (maior homogeneidade), tem-se que o impacto negativo, na permeabilidade, é menos pronunciado.

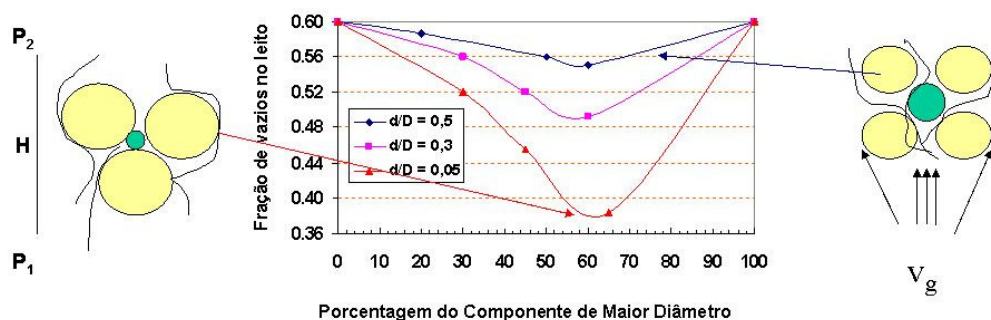


Figura 50 – Impacto da homogeneidade granulométrica sobre a fração de vazios contida em um leito de partículas esféricas de diâmetro “d” e “D” ⁽⁸⁴⁾. Legenda: V_g = velocidade de chegada do fluido; H = distância a ser percorrida pelo fluido ao longo do leito de partículas; P_1 = pressão de entrada; P_2 = pressão de saída.

Para situações, onde a relação d/D é muito pequena, conforme também elucidado na figura 50, existe uma maior probabilidade das partículas de menor diâmetro “d” ocupar alguns espaços existentes entre as partículas grandes e de diâmetro “D”, obstruindo, drasticamente, a passagem do fluxo gasoso. Nestes casos, a queda na permeabilidade é bastante expressiva e pode, até mesmo, ser catastrófica ao bom andamento de um processo industrial, onde ocorre a redução gás/sólido. Justifica-se, portanto, o grande receio por parte dos especialistas em definir-se e controlar-se, com rigor, um limite máximo para a presença de finos (habitualmente abaixo de 6,3 mm ou 5 mm, em alguns casos) em minérios carregados em reatores de redução direta.

Adicionalmente, e especificamente para pelotas, assume-se também um controle rigoroso sobre as características de degradação por manuseio. A partir de um ensaio, padronizado internacionalmente, o qual utiliza um tambor de laboratório, avalia-se os índices de tamboramento e de abrasão, que são os estimadores mais empregados no monitoramento desta tendência à degradação por manuseio de pelotas. A medição da resistência à compressão a frio de um determinado número de pelotas, aleatória e representativamente selecionadas é usualmente adotada como uma segunda forma de acompanhamento desta tendência à degradação. Em geral, adota-se uma etapa de peneiramento prévio ao carregamento, como forma de minimizar/eliminar a alimentação de finos para o interior do forno redutor, independente de sua origem.

Cabe ainda acrescentar que ganhos adicionais de produtividade em fornos de redução direta, a partir do uso intensivo de pelotas, devem ser atribuídos aos benefícios fluido-dinâmicos, conferidos ao escoamento gasoso através do leito. Dentro deste contexto, o formato quase esférico destes materiais, quando comparados aos granulados, tem um papel relevante. O fator de forma (ψ) aparece explicitado na equação (32), sendo que para pelotas, este fator é da ordem de 0,92 e para certos de granulados pode chegar a valores entre 0,30 e 0,40. Na prática, é muito comum comentar-se que a produtividade dos processos de redução direta será tanto maior quanto menor for a dificuldade dos compressores

efetuarem o escoamento gasoso, através do leito de material ao longo da zona de redução. Surge, então, uma preocupação redobrada: que os minérios de ferro sejam capazes de suprir tais tecnologias com alta permeabilidade.

3.6.

Importância do emprego de pelotas de minério de ferro na produção de DRI/HBI

A tabela 9, adaptada de uma recentemente publicação ⁽⁷⁹⁾, dá uma idéia das principais características de pelotas e granulados de minério de ferro, empregados em redução direta.

Tabela 9 – Características físicas e químicas típicas de minérios de ferro usados em redução direta que empregam em gás natural ⁽⁷⁹⁾.

% em peso	Pelotas	Minério Granulado
Fe total	67 – 69	66 – 68
SiO₂	0,9 – 1,0	0,5 – 0,7
Al₂O₃	0,2 – 0,3	0,3 – 1,3
CaO	1,1 – 1,2	≤ 0,06
MgO	≤ 0,80	0,05
P	0,010 – 0,040	0,030 – 0,060
S	0,006	0,005 – 0,008
Umidade	≤ 1,5	≤ 4,0
50 – 75 mm	-	≤ 5
30 – 6,3 mm	-	≤ 93
+ 15 mm	≤ 10	-
8 – 15 mm	≥ 85	-
- 8 mm	≤ 5	-
- 6,3 mm	-	≤ 7
Densidade a granel, t/m³	2,0 – 2,1	2,0 – 2,6
Resistência à compressão (kg/pelota)	≥ 250	não avaliado
Índice de tamboramento		
%+ 6,3 mm	≥ 93,0	não avaliado
%- 0,5 mm	≤ 6,5	não avaliado

Embora já citado anteriormente, o uso intensivo de pelotas para a produção de ferro-esponja é uma realidade muito observada no mercado de redução direta. A composição da carga que alimentada os fornos industriais, produtores de ferro-esponja está, em média, em torno de 80% e, muito frequentemente, chega-se a alimentá-los com até 100% de pelotas. Para justificá-las, como matérias-primas de grande aceitação no mercado de redução direta, foi visto também, que são válidas as seguintes abordagens:

- i. menores índices de degradação física, melhor homogeneidade de tamanho, superior estabilidade granulométrica e um formato das partículas muito próximo ao de uma esfera são características que favorecem enormemente a permeabilidade do leito, sendo uma relevante vantagem competitiva;
- ii. níveis de redutibilidade mais favoráveis e controláveis, no tempo, são ingredientes importantíssimos para se conquistar a atratividade deste mercado;
- iii. a facilidade de obtenção de uma qualidade química mais estável, no tempo, e com superior teor em ferro, além da possibilidade de ajustá-la buscando, dentre outras coisas, o aumento da atratividade do ferro-esponja, pelos aciaristas elétricos, são recursos intrínsecos às pelotas, que também motivam a sua intensa aplicação.

Estas vantagens técnicas, intrínsecas às pelotas, contribuem, enormemente, para uma melhor estabilidade operacional e para obtenção de ganhos consideráveis de produtividade e/ou metalização. Com raras exceções, acaba sendo economicamente justificável se pagar mais por tais matérias-primas, em detrimento a minérios granulados naturais, que são, na maioria das vezes, mais baratos.

Entretanto, esta realidade só se mantém sustentável, em momentos, durante os quais, toda a cadeia de agregação de valor — retornando à figura 2 — estiver experimentando uma condição de mercado demandado. No sentido contrário, ou seja, em períodos de recessão mercadologia, esta verdade deixa de ser absoluta e observa-se uma determinada preferência por se maximizar a utilização de granulados, em detrimento ao emprego de pelotas. Dependendo do caso, esta substituição pode ser parcial ou até mesmo total. As peculiaridades de ambos os cenários estão analisadas de uma forma um pouco mais detalhada através da figura 51.



Figura 51 – Impacto das condições mercadológicas sobre o uso de pelotas de minério de ferro na rota de fabricação de aço através da rota redução direta – forno elétrico a arco ⁽⁸⁵⁾.

Pela análise da figura 51, observa-se que sempre que a produção for um fator limitante às vendas (mercado demandado), é bastante óbvio assumir que a palavra de ordem é produzir a plena carga. Para os casos, nos quais a produção está limitada pela capacidade da área comercial de consolidar suas vendas junto aos clientes (mercado recessivo), a estratégia passa pela definição e execução de ações que resultem em ganhos econômicos no processo produtivo.

Observa-se que a busca pelo máximo lucro, na unidade de tempo de cada etapa da cadeia produtiva, será obtida por duas formas:

- i. no primeiro cenário (mercado demandado): prioritariamente, pela maximização da produtividade, mesmo que a margem de lucro seja prejudicada pelo uso, por exemplo, de matérias-primas mais nobres. Esta perda de margem é tratada em segundo plano, desde que tais materiais adquiridos sejam, comprovadamente, capazes de promover ganhos de produção. Em algumas práticas de redução direta, mesmo estando o reator operando com 100% de pelotas, busca-se, em alguns exemplos, compor a carga, preferencialmente, com aquela(s) pelota(s) cuja propriedade de maior redutibilidade, efetivamente, está beneficiando o ritmo de produção;
- ii. no segundo cenário (mercado em recessão): pelo aumento da margem de lucro por tonelada de produto (US\$/t), através da redução de custos dentro da própria fábrica. Aqui, os esforços em cada fase do processo, podem ser concentrados, por exemplo, na aquisição de matérias-primas mais baratas, restrições no consumo de energéticos, dentre outras medidas. Uma vez que não se faz mais necessária a operação a plena carga, a utilização de matérias-primas menos nobres são, em princípio, possíveis de serem absorvidas pelos processos.

Independentemente de estar ou não o mercado aquecido, mas fortemente impactado por este fator, é válido colocar que nunca se deve deixar de considerar a necessidade de uma análise de viabilidade técnica e econômica, abrangendo, globalmente, as etapas que compõem a rota RD-FEA de fabricação de aço, especificamente. Em outras palavras, esta avaliação precisa abranger ambas as áreas em questão (redução direta e aciaria), para que se chegue a uma decisão mais acertada. Como um todo, a empresa ganhará mais lucro, se a fase de produção de aço líquido for mais lucrativa, por exemplo. Este ponto de máximo lucro poderá ser atingido, se for demonstrada a viabilidade técnica e econômica de adoção de uma ou mais medidas, as quais sejam de responsabilidade da equipe de redução direta ou da aciaria, ou mesmo de ambas as áreas. Por exemplo, poderá ser lucrativa ou não, a decisão de aumentar-se o grau de metalização do ferro-esponja, destinado à aciaria através redução da produtividade horária da etapa de fabricação do mesmo. A opção pelo uso de um dado minério granulado, com base, exclusivamente, em menor custo de aquisição, tende a ser uma decisão muito limitada e requer a avaliação de seus impactos ao longo de toda a cadeia.

Finalmente, percebe-se que estas e outras decisões irão requerer uma investigação mais ampla, ancorada em diversos fatores, tais como: especificidades de cada empresa, sua estratégia, sua logística, região onde está instalada, situação de mercado, etc. Discussões adicionais, envolvendo conceitos de valor de uso, serão tratadas na seção 4.8.

3.7.

Características técnicas importantes do DRI/HBI

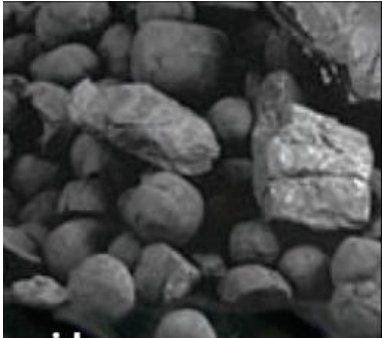
O aumento do interesse do pré-reduzido, briquetado ou não, como matéria-prima alternativa à sucata, para fabricação de aço em fornos elétricos a arco, foi apresentado na seção 3.2. Os aspectos fundamentais relacionados ao processo de obtenção do ferro-esponja foram discutidos em toda a seção 3.3, destacando a termodinâmica e cinética de redução e de carburização. Adicionalmente, descreveram-se na seção 3.4, as principais tecnologias existentes de fabricação desta fonte alternativa de ferro metálico, bem como, alguns aspectos importantes para seu manuseio, armazenamento e transporte. Pretende-se, ao longo desta seção, explorar um pouco mais as características que adicionam valor a estes materiais, tornando-os atraentes aos olhos e aos desejos dos aciaristas.

3.7.1.

Características Físicas

A discussão sobre as características físicas do ferro-esponja, na forma de briquetes ou não, passa pela análise da tabela 10.

Tabela 10 – Características físicas típicas do DRI e HBI ⁽⁵⁴⁾.

	DRI	HBI
Forma Física	Pelotas/Granulado	Briquetes
Densidade aparente (g/cm³)	3,5	5,0 – 5,5
“Bulk density” (g/cm³)	1,6 – 1,9	2,4 – 2,8
Tamanho (mm)	4 -20	30 x 50 x 110
Absorção de água (%)	12 a 15	3
Ilustração		

Observa-se que a densidade a granel — também comumente conhecida como “bulk density” — do DRI é bem superior ao encontrado na sucata. Como foi explorado na seção 3.4.4, o DRI não briquetado tem alta porosidade e sua estrutura interna tem uma área superficial de contato, acentuadamente, alta (figura 39), portanto sujeita a reoxidação, quando em contato com o ar e/ou água, principalmente do mar. Na estocagem e transporte deste produto, cuidados especiais devem ser tomados. Sua condutividade térmica é relativamente baixa ^(22, 75), devido à alta porosidade. O HBI, por sua vez, tem o “bulk density” maior que o DRI, pela sua menor porosidade interna e devido ao processo de prensagem a quente, diminuindo, consideravelmente, sua reatividade (figura 40). Sua condutividade térmica aumenta em função do processo de compactação/briquetagem, facilitando e tornando mais seguro o seu transporte. Outra característica do DRI é poder ser carregado a quente, diretamente no FEA, conforme já detalhado na seção 3.4.3.

3.7.2. Características Químicas

As características químicas do pré-reduzido têm recebido uma crescente apreciação, por parte dos aciaristas, que por sua vez são guiados, principalmente, pelos seguintes padrões de qualidade:

- i. elevados níveis de metalização e, conseqüentemente, baixos níveis de wustita (FeO) remanescente, conforme definição dada na seção 3.3.3, através da equação (9);
- ii. desejáveis teores em carbono, seja na forma de cementita ou grafita, de acordo com a abordagem conduzida na seção 3.3.4;
- iii. baixos níveis de óxidos ácidos — particularmente SiO_2 e Al_2O_3 — contidos na escória, seguindo o que foi discutido na seção 3.5.3;
- iv. adequada proporção de óxidos básicos (CaO e MgO), em relação aos óxidos ácidos na escória;
- v. baixo nível de elementos indesejáveis e nocivos à qualidade de determinados tipos de aço, em particular, fósforo, enxofre, cobre, níquel, molibdênio, cromo e estanho, conforme também discutido na seção 3.5.3;

Sobre a presença de óxidos ácidos no pré-reduzido, verifica-se que tanto a sílica (SiO_2) quanto a alumina (Al_2O_3) são incorporadas pelo próprio minério de ferro. No caso de pelotas, os óxidos ácidos são oriundos do concentrado e também dos aditivos de pelotização. Referente à presença de óxidos básicos, particularmente, o CaO e o óxido de magnésio (MgO) são, intencionalmente, adicionados ao concentrado de minério de ferro, como fundentes durante a elaboração das pelotas, como explicado na seção 3.5.3.

O tipo de escória presente em um ferro-esponja é normalmente caracterizado pelo “V ratio”, também conhecido como basicidade quaternária. Independente da nomenclatura, este parâmetro é calculado pela razão entre os componentes básicos pelos componentes ácidos, como se segue:

$$\text{“V ratio”} = \frac{\text{CaO} + \text{MgO}}{\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3} \quad \text{eq. (34)}$$

Na tabela 11, procurou-se listar as características típicas de DRI/HBI, obtidas pelos processos MIDREX e HYL.

Tabela 11 – Características químicas e metalúrgicas típicas do DRI e HBI ^(8,9).

	MIDREX		HYL	
	DRI (Pelota/Granulado)	HBI	DRI (Pelota/Granulado)	HBI
Fe total (%)	90 – 94	90 - 94	91 – 93	91 – 93
Fe Metálico (%)	83 – 89	83 - 89	83 – 88	83 – 88
Metalização (%)	92 – 95	92 - 95	92 - 95	92 – 95
Carbono (%)	1,0 - 3,5	0,5 – 2,5	1,5 > 4,0	1,2 > 2,2
P (%)	0,005 - 0,090	0,005 - 0,090	0,02 – 0,050	0,020 – 0,050
S (%)	0,001 - 0,003	0,001 – 0,003	0,002 – 0,019	0,002 – 0,019
Ganga (%)	2,8 – 6,0	2,8 – 6,0	2,8 – 7,6	2,8 – 7,6
“V” ratio	2 – 3	2 – 3	2 - 3	2 – 3
Mn, Cu, Ni, Cr, Mo, Sn, Pb, e Zi (%)	Traços	Traços	Traços	Traços

A maneira, pela qual as especificações discutidas, nesta seção, podem impactar a operação de uma determinada aciaria elétrica será, abordada mais adiante na seção 3.9.

3.8.

Descrição do processo de fabricação de aço líquido em fornos elétricos a arco (FEA)

3.8.1.

Introdução ao processo de elaboração de aço líquido em fornos elétricos a arco

Aproximadamente, 1/3 do aço, atualmente produzido no planeta, passa pelo processo de fabricação em fornos elétricos a arco. Uma visualização do equipamento em operação e uma vista parcial de uma aciaria elétrica estão contempladas nas figuras 52 e 53.



Figura 52 – Visão panorâmica de um forno elétrico a arco em operação.

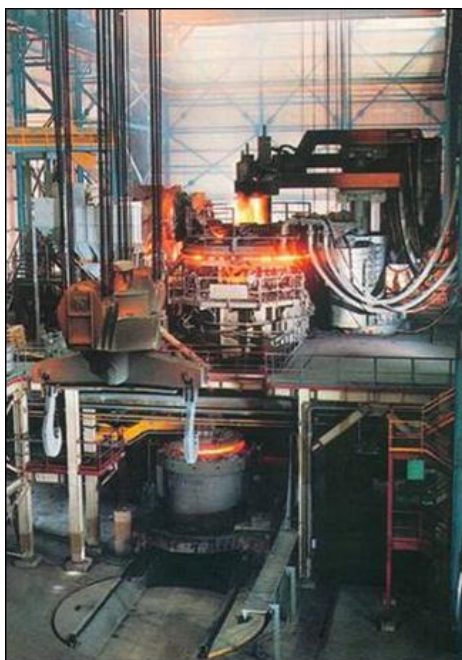


Figura 53 – Visão parcial de uma aciaria elétrica.

Conforme figura 54, o forno elétrico opera como um processo siderúrgico, primordialmente, de fusão, englobando também uma primeira etapa do refino do aço, concluída, normalmente, em um estágio subsequente de refino secundário.

Emprega fontes de ferro metálico, desde materiais completamente no estado sólido (pré-aquecidos ou não), até consideráveis percentuais de participação de ferro-gusa, no estado líquido. Esta capacidade de aceitação de distintas matérias-primas, em variadas proporções, é uma apreciável vantagem deste processo. A flexibilidade desta tecnologia é também observada na sua capacidade de elaboração de aços diversificados, desde comuns até especiais.

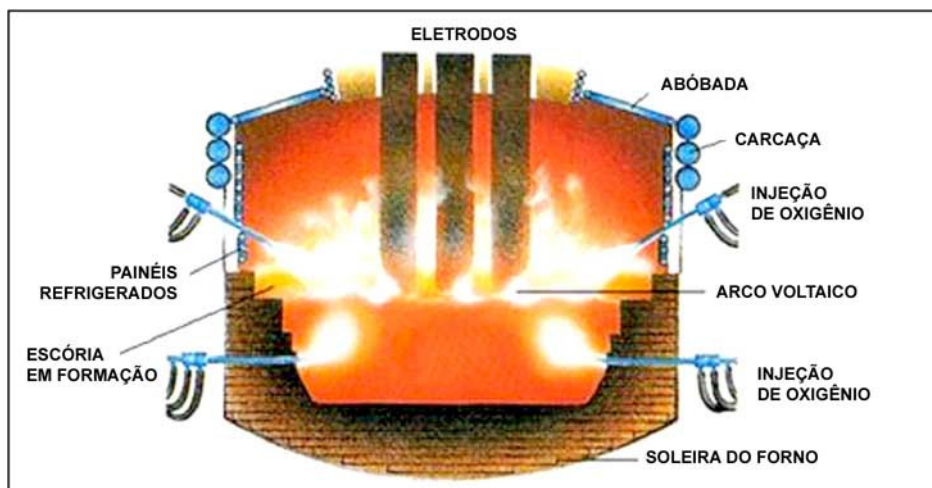


Figura 54 - Visualização esquemática do processo de fabricação de aço líquido em fornos elétricos a arco, pelo uso intenso de eletricidade e de técnicas de injeção de oxigênio.

Os fornos elétricos modernos são compostos basicamente por:

- i. carcaça do forno, totalmente refrigerada com água, que circula através dos chamados painéis refrigerados (figuras 55 a 57);
- ii. sistema para inclinação do forno, que permite o seu basculamento durante o vazamento do aço líquido (figura 58);
- iii. bica/furo excêntrico para vazamento do aço na versão EBT, de “Eccentric Bottom Tapping”, conforme também evidenciado na figura 58.



Figura 55 – Vista externa da carcaça superior de um forno elétrico.



Figura 56 – Vista interna da carcaça de um forno elétrico, evidenciando os painéis refrigerados a água.

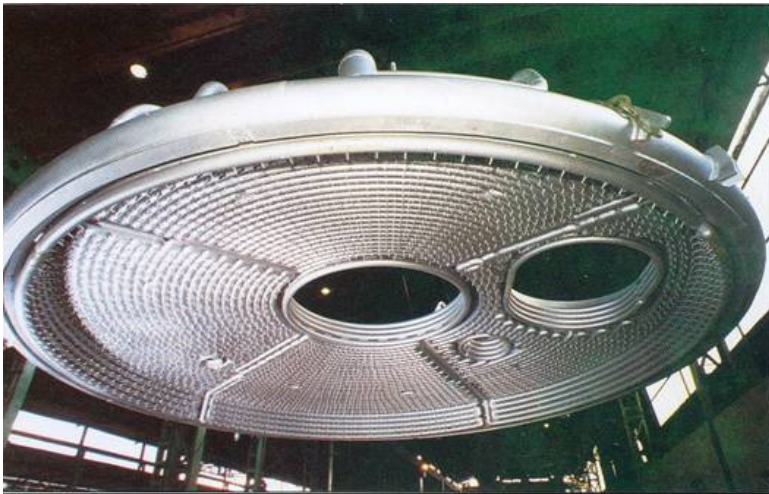


Figura 57 – Vista interna de uma abóbada de um forno elétrico a arco.

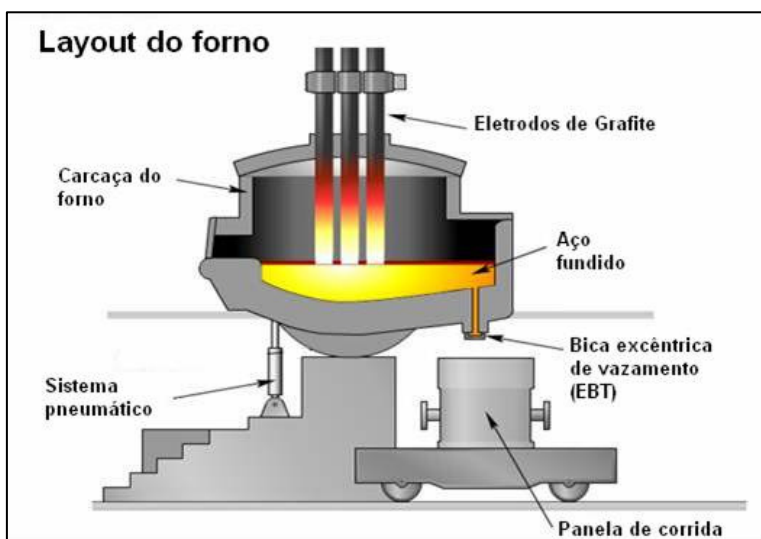


Figura 58 – Componentes básicos de forno elétrico a arco ⁽⁸⁶⁾.

3.8.2.

Ciclo básico de operações em um forno elétrico a arco

A grande maioria dos fornos elétricos em operação ⁽⁸⁶⁻⁸⁹⁾, ao redor do mundo, trabalha, em regime de batelada e seu ciclo básico de operação — também conhecido como ciclo “tap-to-tap” — é, esquematicamente, mostrado nas figuras 59 e 60. Contempla as operações de abertura, carregamento e fechamento do forno, fusão de toda a carga sólida, refino primário do banho líquido, remoção de escória, vazamento e basculamento do forno. Operações modernas conseguem ciclos “tap-to-tap” inferiores a 60 minutos e existem fornos capazes de produzir, por corrida, quantidades de aço líquido superiores a 300 t ⁽⁹⁰⁾.

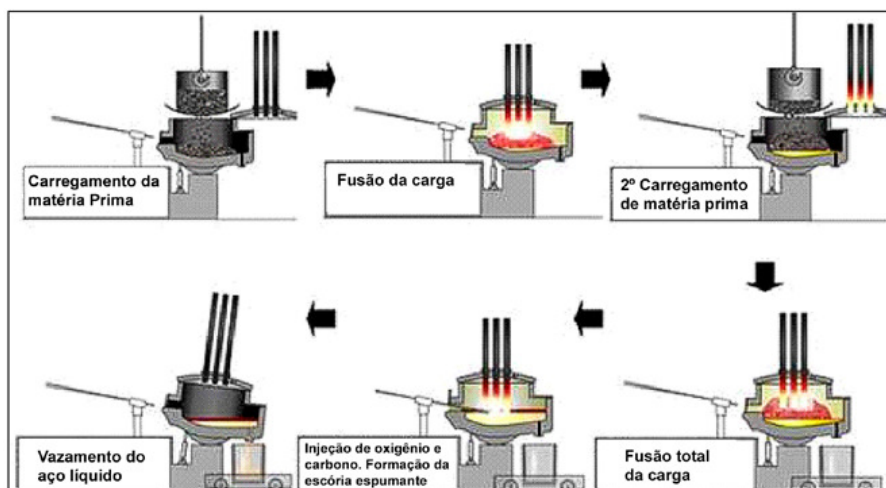


Figura 59 – Ciclo básico de operação de um forno elétrico a arco.

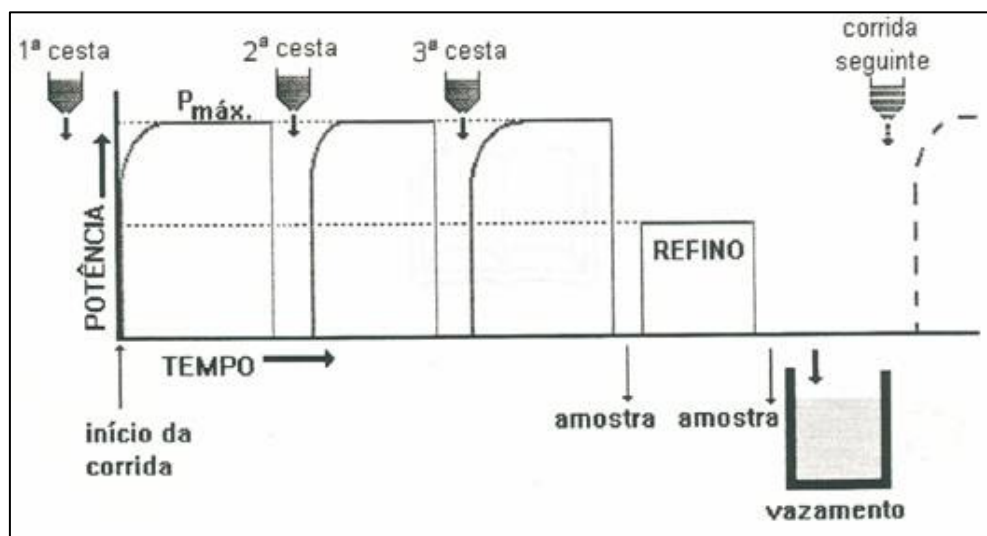


Figura 60 – Utilização da potência dos transformadores ao longo do ciclo básico de operação de um forno elétrico a arco ⁽⁹¹⁾.

Um maior detalhamento destas etapas será dado nas seções a seguir.

3.8.3.

Principais matérias-primas empregadas em fornos elétricos a arco

Discutindo um pouco mais sobre as matérias-primas, cabe comentar que a fabricação de aço líquido, via forno elétrico, faz uso, principalmente, dos seguintes materiais metálicos:

- i. sucata de ferro metálico pré-aquecida ou não, nas suas distintas formas, origens ⁽⁹²⁾, composições químicas e estágios de processamento (figuras 61 e 62);
- ii. ferro-gusa no estado sólido (figura 63) ou líquido ^(93,94), produzido pelo processo de redução em altos-fornos, normalmente de pequeno porte (à carvão vegetal ou coque metalúrgicos);
- iii. ferro-esponja à temperatura ambiente ou pré-aquecido, estando ou não briquetado, conforme já amplamente explorado nas seções anteriores.



Figura 61 – Sucata metálica de ferro em alguns formatos e origens distintos.



Figura 62 – Sucata metálica de ferro prensada em pacotes.



Figura 63 – Pilha de lingotes de ferro-gusa sólido, produzidos a partir de mini altos-fornos.

No caso específico da sucata, cuja diversidade de características é muito grande ⁽⁹²⁾, cabe acrescentar os cuidados tomados, previamente ao seu carregamento em um FEA, referentes aos processos de separação e seleção por tipo, no pátio de sucata (Figura 64).



Figura 64 – Pátio de sucata adjacente a uma aciaria elétrica.

Uma vez definida a qualidade do aço a ser fabricado, ao longo de um período, é importante que se tenha, previamente, em mãos, uma programação, na qual a equipe do pátio de sucata guiar-se-á, para a preparação de cada cesto a ser enforcado, envolvendo a colocação e estratificação do material por camadas dentro dele, em função do tamanho e da densidade. Quando bem definida e executada é uma etapa extremamente relevante, pois assegura a composição química, objetivada para o aço produzido e condições apropriadas à etapa de fusão dentro do FEA. Pode-se conseguir, por exemplo, menores tempos de penetração do eletrodo, na sucata, nos instantes iniciais da fusão. Adicionalmente, é possível impedir/minimizar a quebra de eletrodos, em virtude de desmoronamentos súbitos de sucata pesada, dentro do forno elétrico durante a fusão.

No caso do pré-reduzido, o carregamento poderá ser efetuado em batelada (através do cesto de sucata) ou de forma gradual e contínua. Independente da modalidade adotada, existe a precaução comum dos aciaristas de não direcioná-lo para regiões de menor incidência térmica, a exemplo da periferia do forno. Evitam-se, desta forma, inconvenientes relacionados ao acúmulo indesejável de material, não completamente fundido no interior do forno, mais especificamente, em determinados pontos na soleira, e próximo aos painéis refrigerados,

por exemplo. Atribui-se ⁽⁹⁵⁾ tal fato à tendência de amolecimento (presença de ganga) do pré-reduzido, à medida que as condições do sistema aproximam-se da sua temperatura de fusão. Outro fator que, segundo os especialistas corrobora para a formação dos chamados “icebergs” — ou “ferobergs” — é a inferior condutividade térmica do ferro-esponja, principalmente, quando não briquetado.

Como ilustra a figura 65, a alimentação por gravidade, através de um orifício localizado, aproximadamente, no raio médio da abóbada do FEA, é a prática mais popular de carregamento contínuo. É desejável também que este ponto de alimentação esteja o mais distante possível do duto de saída dos fumos para o sistema de exaustão ⁽⁹⁶⁾. Procura-se, para tanto, projetar um sistema de alimentação, de tal forma, que o DRI/HBI ao ingressar no forno, descreva uma trajetória que o conduza à região mais central e, portanto, mais quente possível, normalmente dentro da área de abrangência dos eletrodos.

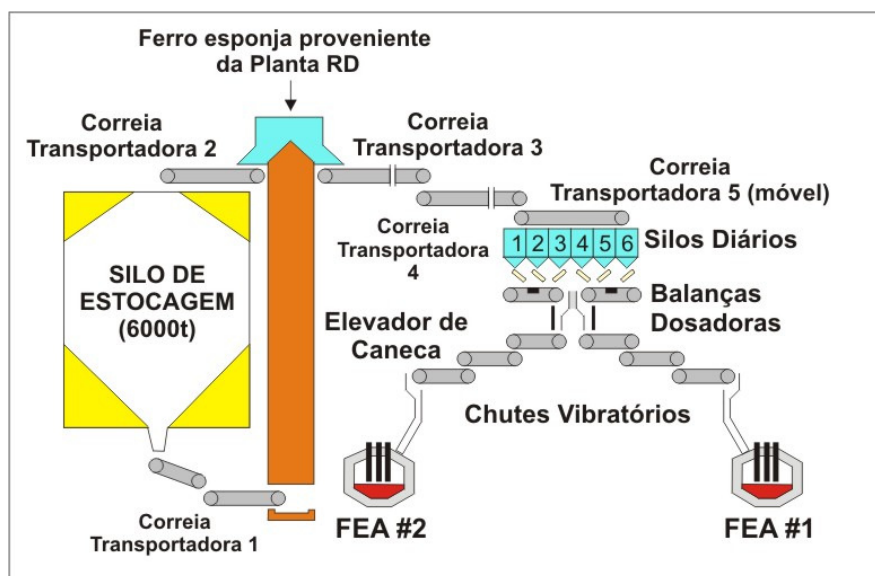


Figura 65 – Sistema de alimentação contínua de pré-reduzido em uma aciaria elétrica ⁽⁹⁵⁾.

O que se observa é o emprego de sistemas contínuos de carregamento de DRI ou HBI para situações, cuja participação é superior a 40%, naturalmente, com algumas exceções, por razões particulares. Conceitualmente, existe muita similaridade entre os sistemas projetados para alimentação contínua de DRI e de HBI, cabendo certo nível de atenção, com relação a alguns aspectos dimensionais, que possam interferir no escoamento do HBI através dos chutes e silos, em virtude do seu maior tamanho.

Como benefícios da operação de carregamento contínuo do pré-reduzido, são citados ⁽⁹⁵⁾:

- i. menor tempo de forno desligado por corrida (“power off time”). Carregamentos suplementares por batelada podem ser eliminados, bem como, atrasos com ponte rolante, etc. Isto significa a aplicação de potência máxima durante uma maior porção da corrida e ganhos de produtividade, conseqüentemente;
- ii. menores perdas térmicas resultantes da menor necessidade de abertura do forno para um menor número de carregamentos suplementares;
- iii. utilização mais efetiva da potência pela redução das perdas;

- iv. melhor transferência de calor no banho e obtenção de condições mais favoráveis para as reações metalúrgicas. Tal fato justifica-se pela reação entre o carbono e a wustita residual, originalmente presentes no ferro-esponja, resultando na formação de monóxido de carbono ao longo de todo o período durante o qual se efetua o carregamento contínuo do pré-reduzido. Isto induz a um borbulhamento contínuo e mais intenso, a partir do banho e da escória, favorecendo a agitação e intensificando a mistura entre estas fases fundidas.

Pelo exposto no parágrafo anterior, observa-se que a prática de escória espumante é favorecida pelo uso de pré-reduzidos, continuamente alimentados, uma vez que se consegue gerar, de forma intensa, o borbulhamento do banho e da escória a partir do CO. Se o DRI é carregado continuamente na forma de pelotas (densidade aparente em torno de 2,4 a 2,8 g/cm³), é também interessante considerar que o inverso também é de grande importância, ou seja, a geração de escória espumante também facilita a penetração do DRI na camada de escória. Nestes casos, a espumação reduz a densidade da escória de 3,1 – 3,5 g/cm³ para níveis da ordem de 1 g/cm³. Observa-se que para os casos nos quais não se pratica a espumação da escória, existe a tendência das pelotas de DRI flutuarem.

Algumas considerações sobre a operação de carregamento das distintas fontes de ferro metálico serão complementadas na seção 3.8.9.

3.8.4.

Aplicação de energia elétrica na fabricação de aço via FEA

Além dos metálicos, conforme são referenciadas, alternativamente, estas matérias-primas, os fornos elétricos caracterizam-se também pelo consumo intenso de energia elétrica, como principal aporte de calor. Há a geração de um arco voltaico de alta potência, na região compreendida entre a extremidade mais inferior de um conjunto de eletrodos verticais de grafita e a parte superior da carga depositada na soleira, como já ilustrado na figura 54. Por intermédio deste arco, gera-se a energia térmica necessária à fusão de todo o material sólido e subsequente etapa de refino. Apesar da propensão à oxidação, eletrodos de grafita, como exibidos na figura 66, são utilizados em FEA, pelas seguintes propriedades:

- são excelentes condutores de eletricidade;
- suportam altas temperaturas (figura 67), visto que o ponto de fusão é da ordem de 3500°C;
- são inertes a vários metais, exceto o ferro;
- são insolúveis em sistemas óxidos, a exemplo da escória formada no processo.

Atualmente, o consumo específico de eletrodos gira em torno de 1,5 a 3,5kg/t de aço.



Figura 66 – Eletrodo de grafite para emprego em fornos elétricos a arco.

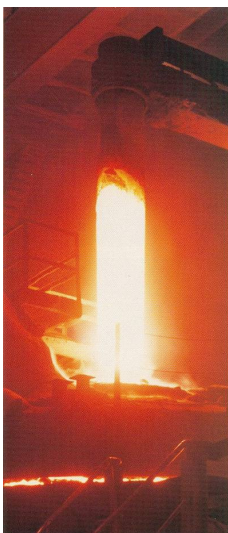


Figura 67 – Aspecto incandescente de um eletrodo de grafite em operação em um forno elétrico.

3.8.5.

Geração de energia química na fabricação de aço via FEA

A injeção de oxigênio bastante empregada industrialmente, e sua utilização em FEA, vem crescendo ao longo do tempo, como se pode verificar através da tabela 12.

Tabela 12 – Evolução do consumo de oxigênio em fornos elétricos a arco ⁽⁹⁰⁾.

Década	60	70	80	90	99
Consumo de O ₂ (Nm ³ /t)	12	18	25	35	> 45

Esta prática complementa em grande parte a demanda energética do processo, uma vez que se consegue, através desta operação, adicionar uma quantidade de calor considerável ao forno elétrico. Como se pode também verificar, através da tabela 13, este aporte térmico, por sua vez, é oriundo da exotermicidade de reações químicas, tais como:

- descarburização e dessiliciação do banho líquido;

- pós-combustão do CO que emana do banho e da escória a CO₂;
- alguma oxidação do manganês e do fósforo;
- alguma indesejável oxidação do ferro a FeO.

Tabela 13 – Quantidades de calor geradas por algumas reações químicas associadas à injeção de oxigênio ⁽⁹⁰⁾.

Conversão	T (K)	Massa Molar (kg)	kcal/mol de produto	Calor de Formação	
				kWh/kg de elemento	kWh/Nm ³ de O ₂
Si → SiO ₂	1700	28,09	218,30	9,04	11,13
Mn → MnO	1700	54,93	97,30	2,06	10,10
P → P ₂ O ₅	1500	30,98	350,75	6,58	7,28
Fe → FeO	1500	55,85	63,15	1,31	6,56
C → CO	1700	12,00	27,90	2,50	2,55
CO → CO ₂	1700	28,00	66,70	6,55	6,52
C → CO ₂	1700	12,00	94,67	9,15	9,07

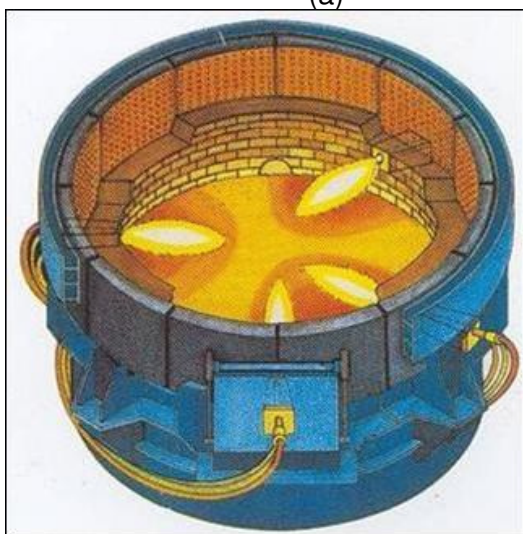
Como tecnologias para introdução do oxigênio no FEA são sugeridas ⁽⁹⁰⁾:

- i. tubos consumíveis introduzidos, manualmente, através da porta de escória;
- ii. tubos consumíveis com o emprego de manipuladores colocados na porta de escória, mas com eficiência ainda muito dependente do operador;
- iii. emprego de lanças supersônicas refrigeradas e instaladas na porta de escória ou nas paredes;
- iv. instalação de ventaneiras submersas, promovendo uma excelente agitação do banho, homogeneização de temperatura, mas com limitada capacidade de injeção;
- v. pela utilização combinada de injetores supersônicos e subsônicos para descarburização e pós-combustão, respectivamente;
- vi. através da utilização de injetores de jato coerente, que conseguem uma maior penetração no banho líquido, promovendo uma maior agitação e, por conseguinte, uma melhor homogeneização térmica e química do banho, favorecendo inclusive a velocidade das reações metalúrgicas inerentes ao processo.

Recorrendo, novamente a figura 54, e lançando mão agora da figura 68, consegue-se, visualmente, ter uma idéia de como o oxigênio pode ser injetado em um FEA, através da adoção de algumas destas tecnologias.



(a)



(b)

Figura 68 – Injeção de oxigênio para o interior do banho líquido em um forno elétrico.

Como se notou pela descrição conduzida nos parágrafos anteriores, a injeção de oxigênio é uma prática que, além do aporte térmico pela queima de elementos presentes no banho (C, Fe, Mn, Si, P, Etc.), também promove uma agitação mais intensa das fases fundidas presentes pela geração de CO. O borbulhamento resultante deste processo resulta na formação da escória espumante, que minimiza danos por radiação de determinados componentes do FEA, e aumenta, acentuadamente, a eficiência térmica do processo. Como já explorado, a espumação também favorece a penetração das pelotas de ferro-esponja, em virtude da redução da densidade da escória, para níveis, nos quais não há mais a tendência do DRI de flutuar. Adicionalmente, as bolhas de CO são capazes reduzir, até certo ponto, o nível de nitrogênio e hidrogênio absorvidos no aço, pois durante seu movimento ascendente acabam capturando e flotando o N_2 e o H_2 .

Como mais um aporte de energia ao processo, é também possível tirar-se proveito das técnicas de introdução de alguma fonte de carbono, no forno elétrico, com o cuidado de não comprometer a obtenção de baixos níveis de carbono, no final da corrida, em acordo com a especificação requerida para o aço. Este carbono reagirá com o oxigênio, contribuindo, não somente com mais um aporte térmico ao processo, mas complementa os benefícios descritos no parágrafo anterior.

Conforme esquematizado pela figura 69, pode-se, por exemplo, injetar carbono fino e de forma combinada com o oxigênio.

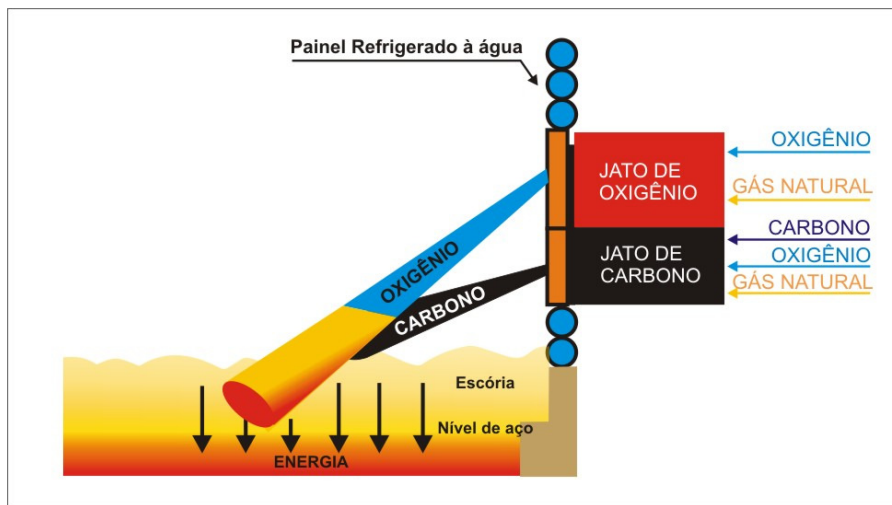


Figura 69 – Injeção combinada de oxigênio e carbono em um forno elétrico ⁽⁹⁰⁾.

As fontes de carbono são diversas, incluindo materiais a base de grafita e de coque ⁽⁹⁵⁾. A escolha da alternativa a ser empregada dependerá da análise de fatores técnicos e econômicos. Por exemplo, materiais com altos teores de carbono fixo e baixos níveis de enxofre, significam preços mais elevados.

3.8.6.

Outros aportes térmicos ao processo de fabricação de aço em FEA

Em alguns fornos, existe também a opção de instalação e operação de um determinado número de queimadores “oxi-fuel” (figura 70), para combustão de algum insumo energético complementar (normalmente óleo combustível ou gás natural). Estes queimadores são, convenientemente, dispostos nas paredes do FEA ou na abóbada (de forma menos freqüente). O enriquecimento da combustão com oxigênio, nestes queimadores, é praticado e comumente atingem-se potências superiores a 5MW. Sua operação, normalmente, inicia-se logo após ter sido feita a etapa de carregamento, com intuito de nivelar o desequilíbrio térmico no interior do forno. Direcionam-se tais queimadores para o aquecimento nas regiões denominadas de “pontos frios” da carga ⁽⁸⁶⁻⁸⁹⁾, ou seja, o efeito de outras fontes de calor, como o arco voltaico, por exemplo, é menos intenso.

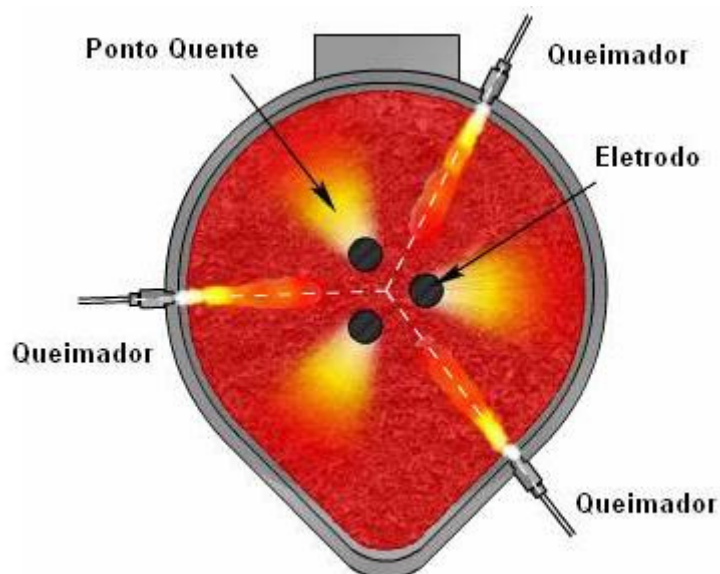


Figura 70 – Vista de cima dos posicionamentos dos queimadores “oxi-fuel” nas paredes no FEA para aquecimento dos pontos frios da carga sólida ⁽⁸⁶⁾.

Quantitativamente, as contribuições teóricas em termos de entradas e saídas de calor, para um processo convencional de fabricação de uma tonelada de aço via FEA, são apresentadas na figura 71.

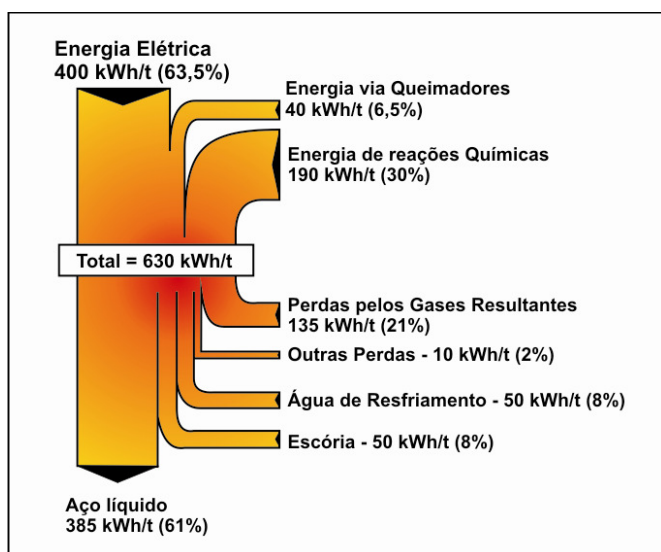


Figura 71 – Diagrama de Sankey para o balanço térmico de uma operação convencional de um forno elétrico a arco ⁽⁹⁰⁾.

3.8.7.

Adição de fundentes na fabricação de aço via FEA

Além das práticas de aporte energético, discutidas nos parágrafos anteriores, e que impactam a economicidade e a produtividade da etapa de elaboração do aço líquido em FEA, pratica-se também a adição de alguns fundentes para a produção de aços de alta qualidade neste processo. Destacam-se a utilização da cal como fonte de CaO e de alguma fonte de MgO (dolomita ou magnesita, por exemplo), normalmente, introduzidas por uma das seguintes formas:

- i. por sistemas de injeção;
- ii. em batelada juntamente com a carga sólida enfiada pelos cestos;
- iii. pelo sistema de carregamento contínuo de ferro-esponja. Neste caso, pode-se optar pela introdução destes aditivos, ao mesmo tempo em que o DRI é continuamente alimentado no FEA. Pelo menos dois silos diários (figura 65) podem ser utilizados.

O emprego destes insumos tem o primordial intuito de proporcionar um controle apurado da composição química da escória que é gerada, à medida que a carga sólida se funde. Algumas impurezas, tais como SiO_2 , Al_2O_3 , P e S — dentre alguns outros (mas não todos) elementos e compostos indesejáveis à qualidade do aço — estão, originalmente, presentes nas matérias-primas e são carregadas por diferença de densidade para esta solução ígnea, a escória. Na prática, os aciaristas elétricos objetivam trabalhar com escória, contendo basicidades binárias ($\%\text{CaO}/\%\text{SiO}_2$), acima de 2. Alternadamente, alguns especialistas^(54,97) recomendam práticas de escórias com o “V” ratio — já definido na equação (35) — entre 2 e 3. Adicionalmente, é recomendada a manutenção de um determinado nível de MgO (entre 8 e 11% aproximadamente) na escória, favorecendo-lhe a espumação da escória e minimizando-lhe o ataque ao refratário da soleira do forno, promovendo, desta forma, uma extensão da vida útil deste revestimento, tipicamente à base de MgO, podendo conter alguma percentagem de carbono^(54, 97).

3.8.8.

Algumas considerações complementares sobre a operação de carregamento e seu impacto na etapa de fusão

Descrevendo um pouco mais o ciclo de operação de um FEA, introduzido na seção 3.8.2, observa-se que ele, basicamente, inicia com o carregamento do forno e finaliza com o vazamento do aço líquido. Nota-se, através da seção 3.8.3, que os cestos, originalmente utilizados para carregamento exclusivo de sucata, podem também ser preparados e preenchidos com DRI/FEA e/ou gusa sólida. O forno, uma vez na posição vertical, é aberto pelo içamento dos eletrodos e sua abóbada é retirada. O cesto é posicionado sobre o forno aberto, como mostrado na figura 72, através de uma ponte rolante e o carregamento da carga sólida é efetuado, no ato de sua abertura.



Figura 72 – Carregamento de carga sólida por cesto em um forno elétrico ⁽⁹⁸⁾.

Recorrendo novamente à figura 60, observa-se que para cada corrida, este procedimento de abertura, carregamento e fechamento do forno pode ser repetido por mais uma ou duas vezes, em princípio, objetivando o máximo do enchimento do reator. No caso de haver carregamento específico de gusa líquido, esta operação poderá ser realizada através de uma calha lateral, ilustrada pela figura 73.



Figura 73 – Carregamento de gusa líquido em um forno elétrico a arco ⁽⁹⁸⁾.

Após cada carregamento, o forno é fechado e os eletrodos são novamente posicionados para que se inicie a etapa de fusão. Neste início, uma voltagem intermediária ⁽⁹⁹⁾ é estabelecida até que os eletrodos consigam penetrar na sucata, abrindo espaço e permitindo-lhes a descida. Esta penetração é acelerada, caso uma sucata mais leve seja colocada no topo da carga. Aproximadamente, 15% da sucata fundem-se nesta etapa. Após alguns minutos, os eletrodos já penetraram, suficientemente, a sucata. Aplica-se um arco longo a partir do estabelecimento de uma condição de alta voltagem, maximizando a transferência de calor para a sucata, sem que haja um grande receio de danos por radiação à abóbada e aos painéis de refrigeração. Em decorrência destes instantes iniciais, dá-se início ao acúmulo de metal líquido na soleira do forno. Observa-se que, ao longo desta primeira fase do processo de fusão, há consideráveis oscilações de correntes e movimentos rápidos dos eletrodos, em virtude da instabilidade do arco. O arco estabiliza-se, à medida que o forno se aquece e a poça de metal

líquido se completa. Deve-se, gradualmente, reduzir o comprimento do arco, para que as paredes laterais não sejam expostas a intensas radiações, no caso de não ter havido suficiente formação de escória espumante. Nestas situações, uma grande quantidade de calor ficará retida na escória e transferida para o banho, resultando em uma maior eficiência energética do processo. Repete-se toda esta prática de penetração da sucata e de controle de voltagem, a cada carregamento do cesto.

Adicionalmente ao parágrafo anterior, nota-se que o controle do comprimento do arco e, conseqüentemente, da altura do eletrodo (distância entre a sua base inferior e a carga sendo fundida), requer um controle apurado da voltagem/tensão do sistema à medida que a corrida avança, impactando no consumo de energia ⁽⁸⁶⁻⁸⁹⁾.

3.8.9.

Algumas considerações sobre o refino do aço em FEA

O refino primário do aço líquido em um forno elétrico deve ser entendido como uma importante operação, que engloba reações químicas e fenômenos de transferência de calor e de massa envolvendo as fases líquidas do metal e escória, resultando na remoção de elementos indesejáveis à qualidade do aço, que, tradicionalmente, são: fósforo, enxofre, alumínio, silício, manganês e carbono. Em práticas modernas, a redução dos níveis de nitrogênio e de hidrogênio, dissolvidos no banho líquido, também tem sido um grande desafio para a obtenção de aços de alta qualidade.

A remoção da maioria dos elementos nocivos ao aço é favorecida pelas condições, cada vez mais oxidantes, adotadas, na atualidade, pelas operações de FEA, devido à afinidade de grande parte destes elementos pelo oxigênio. Desta afinidade, tem-se a formação de óxidos, que acabam sendo transferidos e assimilados pela escória, como o silício, o alumínio e o manganês.

Observa-se que em operações modernas, o refino inicia, ainda na etapa de fusão, dependendo, essencialmente, da presença de metal líquido, da existência de escória fundida e da disponibilidade de oxigênio.

Para o caso do fósforo, por exemplo, pode-se representar a oxidação do fósforo do banho à escória, pelas seguintes reações:



ou ainda:



onde:

- $\underline{P}$ - quantidade de fósforo dissolvido no aço, lembrando-se de que nem sempre o fósforo carregado no FEA está completamente dissolvido em fase metálica, conforme já discutido na seção 3.5.3;
- $\underline{O}$ - quantidade de oxigênio dissolvido no aço;
- O^{-2} - íons de oxigênio disponíveis na escória, em função da sua basicidade binária e do seu grau de polimerização. Esta despolimerização pode ser entendida como o processo resultante da adição de algu-

ma quantidade de CaO à escória, originalmente rica em SiO_2 (figura 74). Quanto mais despolimerizada, maior é a reatividade da escória.

Quando se trata de desfosforação do aço, as seguintes condições precisam ser obedecidas, para uma máxima retenção do fósforo na escória:

- condições oxidantes do banho metálico, obtidas pela injeção de oxigênio no FEA (seção 3.8.5) e sua subsequente dissolução no metal líquido ($\text{O}_2(\text{g}) = 2 \underline{\text{O}}$);
- operação do FEA objetivando a formação de uma escória com alta basicidade, a partir da introdução de cal virgem, por métodos já descritos na seção 3.8.8. Basicidades ($\%\text{CaO}/\%\text{SiO}_2$) acima de 2 (dois) são trabalhadas, na prática, em virtude da sua completa despolimerização⁽¹⁰⁰⁾;
- remoção da primeira escória, formada no momento da corrida, durante a qual a temperatura do banho líquido está ainda bem baixa. Desta forma, não se dá oportunidade para que haja reversão deste elemento da fase escória para o aço, visto que isto tenderia a acontecer, à medida que a temperatura do banho for sendo incrementada, juntamente com avanço do processo de fusão e refino.

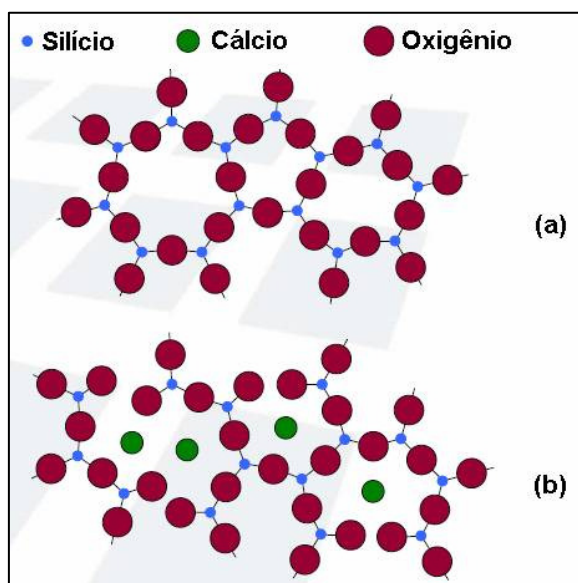


Figura 74 – Estrutura de uma escória composta de SiO_2 e CaO , didaticamente mostrando o processo de despolimerização pela adição de CaO . (a) escória, constituída unicamente de SiO_2 , formando uma estrutura totalmente polimerizada, onde cada oxigênio do tetraedro (SiO_4^{4-}) pertence a dois tetraedros adjacentes; (b) com a adição de CaO , ocorre a ruptura das ligações entre dois tetraedros adjacentes⁽¹⁰⁰⁾.

Seguidas as recomendações dadas nos parágrafos anteriores, é possível a obtenção, em uma operação com forno elétrico a arco de altas taxas de desfosforação do aço, de alguns resultados práticos, visualizados na tabela 14.

Tabela 14 – Alguns resultados típicos de desfosforação obtidos em algumas práticas de aciaria elétrica ⁽¹⁰⁰⁾.

Forno	Injeções			Escória Final				Aço		
	Tempo (min)	O ₂ (kg/t)	Cal (kg/t)	FeO (%)	CaO (%)	SiO ₂ (%)	P ₂ O ₅ (%)	%P _i	%P _f	ΔP _{eq}
30 t	8	4,1	24,0	31,0	45,0	6,0	1,2	0,059	0,006	0,003
80 t	12	3,0	25,5	18,5	52,0	8,0	2,2	0,064	0,011	0,006

A literatura ⁽⁹⁹⁾ também faz menção à adição de fluorita, objetivando em alguns casos, tornar a escória menos viscosa e, portanto, mais eficaz no seu papel, durante refino em FEA. Pode-se, adicionalmente, optar pela agitação do banho, pela ação do gás inerte e pelo benefício que esta prática traz ao processo de renovação da interface metal-escória, acelerando, conseqüentemente, a cinética das reações de refino.

Diferentemente da desfosforação, a redução do enxofre nos aços não é uma tarefa que encontra nas práticas modernas de FEA, condições operacionais tão propícias assim, visto que a dessulfuração é mais eficientemente conduzida em condições de menor oxidação. Muitas operações ajustam o enxofre, no aço final, por um dos seguintes caminhos:

- controle do teor de enxofre, que é alimentado no FEA pela seleção de sucatas;
- diluição do enxofre, que ingressa o FEA, pelo uso de pré-reduzido, como já explorado também na seção 3.5.3;
- dessulfuração prévia do ferro-gusa, quando necessário;
- dessulfuração do aço, durante o seu vazamento, e pela aplicação de métodos que resultem na formação de escórias ricas em cálcio-aluminatos ⁽⁹⁹⁾;
- durante posteriores operações de refino secundário ⁽⁹¹⁾.

Já foi explorado em seções anteriores, mais especificamente nas seções 3.8.3 e 3.8.5, observam-se ganhos associados à oxidação do carbono dissolvido no aço líquido. A formação de CO e o seu borbulhamento propiciam um maior nível de agitação do banho e contribuem para uma melhor transferência de calor do processo. Como já dito, cria-se também uma condição favorável à espumação da escória, que traz benefícios relevantes às reações de refino primário, além da proteção contra radiação aos componentes do FEA (figura 75), e à melhoria sensível da eficiência térmica do processo. Cabe, aqui, um destaque para a capacidade, deste tipo de escória, de propiciar a flotação do nitrogênio e do hidrogênio, dissolvidos no metal líquido, através deste borbulhamento de CO, principalmente, quando o ferro-esponja é intensamente aplicado ao processo (figura 76).

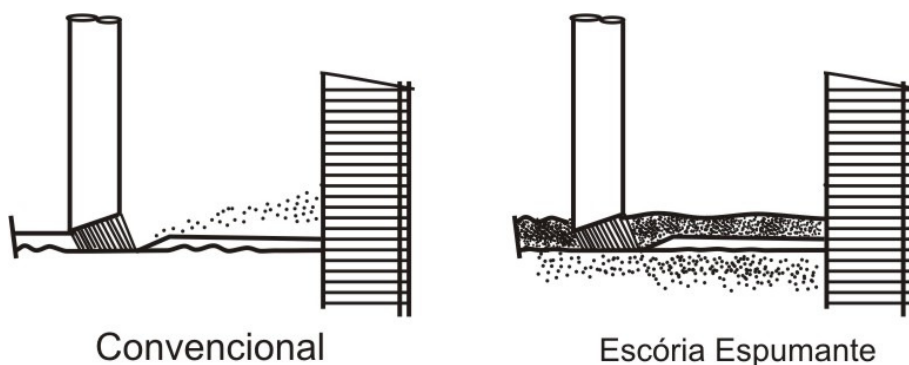


Figura 75 – Efeito da escória espumante sobre a radiação do arco voltaico ⁽¹⁰¹⁾.

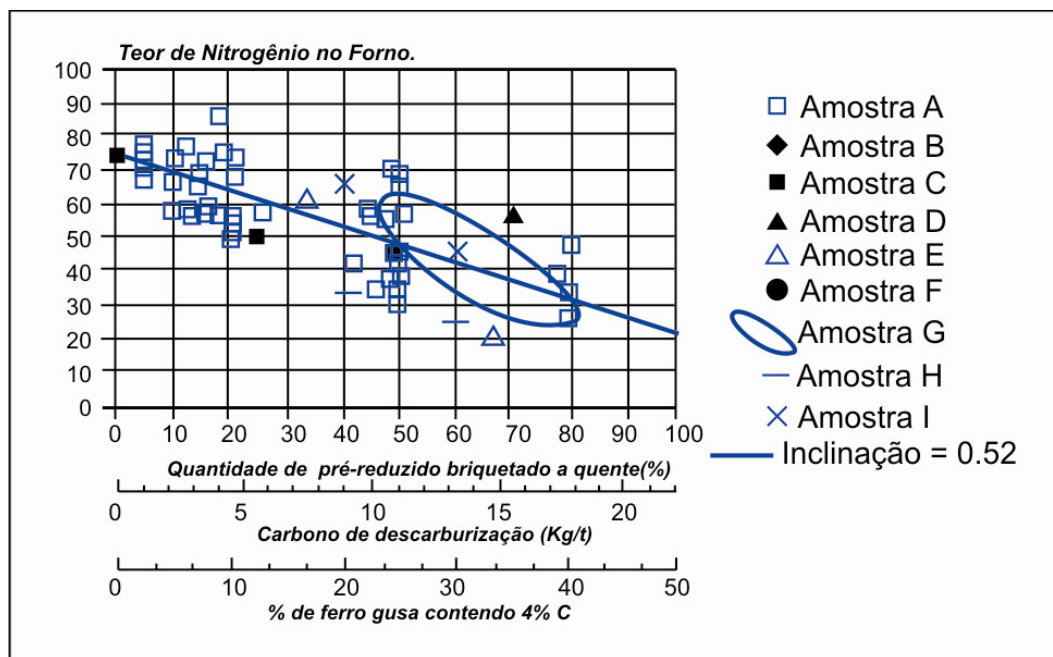


Figura 76 – Nível de nitrogênio no aço, ao final da corrida, como função do HBI carregado em um FEA ⁽⁵²⁾.

Após este refino do banho metálico, tanto escória quanto o aço líquido são removidos do forno. No caso do metal líquido, sempre que são atingidas a temperatura do banho e a composição química desejada, o furo de vazamento é aberto e o forno é, gradativamente, inclinado ⁽⁸⁶⁻⁸⁹⁾, efetuando-se o vazamento para uma panela, através da bica excêntrica (*EBT*). Alguns agentes desoxidantes do aço — por exemplo: alumínio ou silício, na forma de ligas, como ferro-silício e silício-manganês — podem ser adicionados durante esta etapa.

Uma segunda etapa de refino — comumente conhecida como refino secundário e que não será objeto de detalhamento e estudo neste trabalho — deverá ainda ser executada sobre o aço líquido, após o seu vazamento do forno elétrico e antes de submetê-lo à solidificação. Atualmente, é relativamente fácil produzir-se, com a aplicação do refino secundário, aços com baixíssimos teores de impurezas. A obtenção de aços comercialmente competitivos, com $C \leq 30$ ppm, $S \leq 30$ ppm, $P \leq 40$ ppm, $H \leq 2$ ppm, $O \leq 10$ ppm e $N \leq 30$ ppm, é viável com o emprego adequado de processos de refino secundário ^(91, 102).

Em relação à escória, obtida a partir de um FEA, tem-se na tabela 15, a sua composição típica.

Tabela 15 – Composição química típica da escória do FEA ⁽¹⁰³⁾.

Componente	Origem	Composição (%)
CaO	Cal carregada no forno	40 – 60
SiO ₂	Oxidação do banho	5 – 15
FeO	Oxidação do banho	10 – 30
MgO	Dolomita carregada no forno	3 – 8
MnO	Oxidação do banho	2 – 5
S	Absorvido do aço	Traços
P	Oxidação do banho	Traços

3.9.

Impacto das propriedades do DRI/HBI no desempenho do FEA

A maioria destas vantagens já foi explorada ao longo deste trabalho nas seções anteriores, mas cabe aqui destacar que muitas facilidades e ganhos têm sido demonstrados, a partir do uso do DRI/HBI, nos fornos elétricos ⁽¹⁰⁴⁾:

- possui composição química conhecida e mais estável ao longo do tempo ;
- contém baixos teores de impurezas nocivas à qualidade do aço elétrico;
- pode permitir, dentro de certa extensão, a utilização de sucatas mais baratas;
- quando, principalmente briquetado, o pré-reduzido é, relativamente, mais fácil de transportar e manipular que a sucata;
- seu carregamento pode se dar de forma contínua, possibilitando menor tempo de forno aberto e menores perdas térmicas conseqüentemente;
- proporciona ao FEA uma operação com menores níveis de ruídos na fase de fusão, se comparado à prática, exclusivamente, com sucata;
- pode permitir incrementar uma expansão com baixo investimento e risco. As plantas de DRI são mais rápidas de se construir em relação as tradicionais plantas integradas.

Em linha com o que já foi discutido anteriormente, o DRI/HBI diferencia-se da sucata, principalmente, pelo tamanho físico e pela composição química. O DRI pode ser relativamente, mais friável e fraco, devido ao manuseio, podendo levar à geração de finos, que pode ocasionar perda de rendimento com perda de carga metálica, por arraste, para o sistema de exaustão dos fornos elétricos ^(54, 104, 105).

A composição química do DRI é de grande importância para a fabricação de aço, cuja quantidade do óxido do ferro remanescente no produto metalizado e a quantidade/natureza da ganga são fatores relevantes para isto.

Via de regra, os teores de fósforo e enxofre no DRI/HBI são percebidos pelos aciaristas como indesejáveis à qualidade do aço e já foram objeto de discussão em seções anteriores. No geral, quanto menor forem os teores residuais de fósforo e de enxofre, melhores serão as condições para que estes passem à escória e gerem um aço com teores aceitáveis.

Os impactos da metalização, da presença de carbono e de ganga no pré-reduzido, na operação de FEA, serão discutidos a seguir^(54,104-106).

3.9.1.

Impacto do grau de metalização do DRI/HBI na operação de um forno elétrico a arco

Nas seções 3.3.3 e 3.5.4 deste trabalho, procurou-se abordar, o quão relevante é para a redução direta, a seleção de minérios que garantam dentre outras propriedades uma operação, na qual se consiga maximizar a metalização e minimizar as perdas de produtividade do reator de redução direta. Nesta seção, serão detalhados quais os benefícios para um aciarista elétrico, oriundos da utilização de um pré-reduzido com altos níveis de metalização.

Com relação ao efeito da metalização, deve-se recorrer à definição dada na equação (9) e lembrar que diferença entre os teores de ferro, na forma metálica, e de ferro total, no DRI, é o ferro que não se conseguiu ser completamente reduzido, na etapa de redução direta. Este, encontra-se na forma de “FeO” (wustita), ocasionando, com sua maior presença no pré-reduzido, um maior consumo de energia elétrica da operação (figuras 77 e 78).

Pelas equações (37) e (38), verifica-se que, por razões intrínsecas, o FeO consome bem mais calor do sistema do que o Fe originalmente na forma metalizada, ao serem assimilados no banho líquido a 1600°C.



Na prática, a dissolução da wustita encontrará a presença de carbono, dissolvido no banho líquido, tornando-se inevitável a sua conversão em ferro metálico. Esta redução dá-se, às custas de um consumo adicional de calor do sistema, conforme explicitado na equação (39), a uma temperatura de 1600°C.



Resumidamente, um maior teor de FeO no DRI/HBI — ou se preferir um menor grau de metalização — aumenta o consumo específico de energia elétrica^(54, 104-106), no processo de fabricação do aço em forno elétrico.

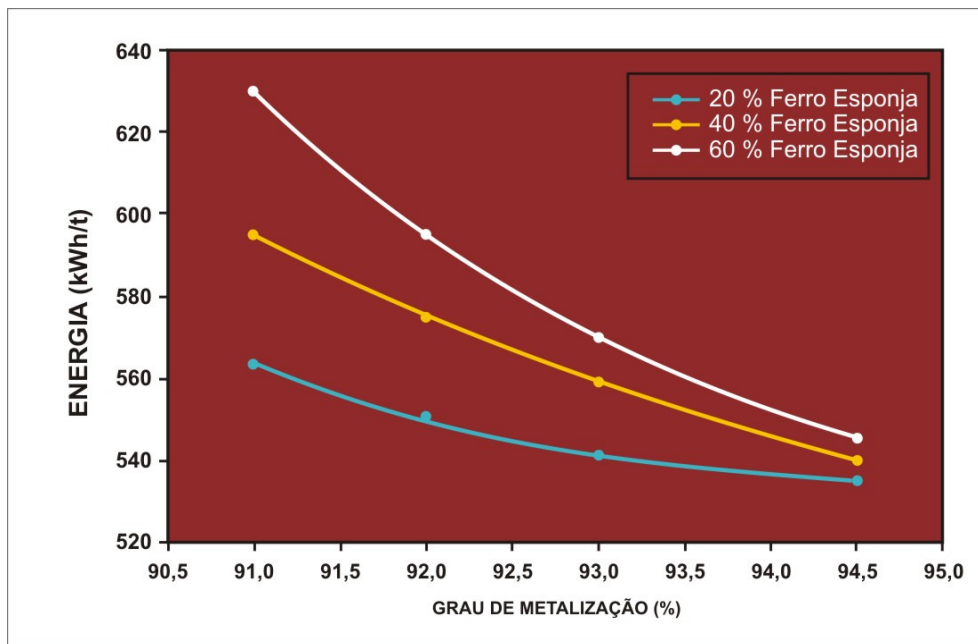


Figura 77 – Consumo de energia de um forno elétrico a arco, em função do grau de metalização do pré-reduzido, para distintos percentuais de carregamento ⁽⁵⁴⁾.

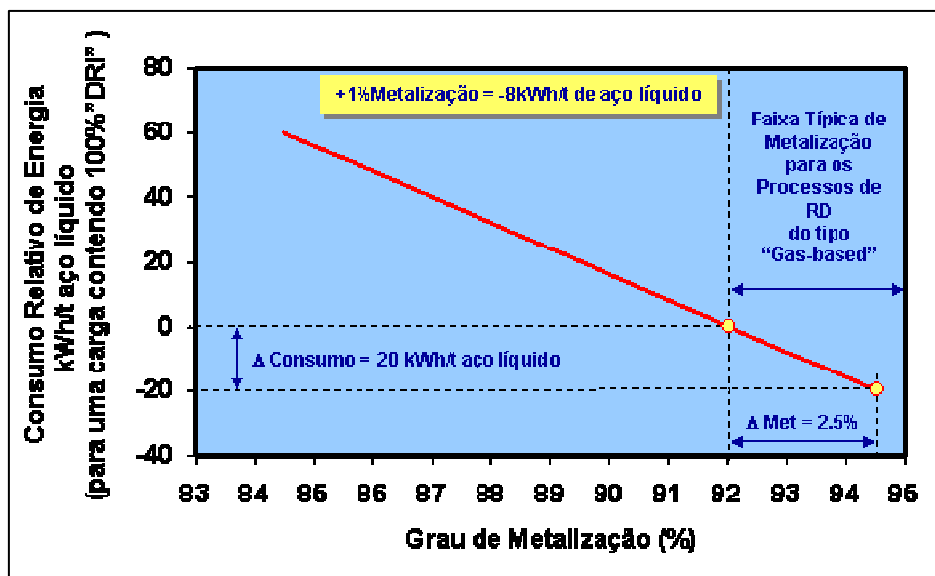


Figura 78 – Efeito do grau de metalização do pré-reduzido sobre o consumo de energia elétrica, na produção de aço líquido, em fornos elétricos a arco ⁽⁹⁷⁾.

Outra vantagem ^(23,54,104-106) de se trabalhar com valores mais elevados de metalização, em um FEA, é o maior rendimento metálico obtido, o qual pode ser entendido como sendo a maior ou menor quantidade de aço líquido produzida, em uma dada condição de operação de FEA, a partir de certa composição de carga metálica enforada. Por exemplo, um valor típico ⁽¹⁰⁷⁾ de 91,9% de rendimento metálico significa dizer que para cada 1000 kg de carga metálica se consegue produzir 919 kg de aço, que equivale a dizer que 1t de aço seria obtida a partir de 1088 kg de carga metálica. Este rendimento pode ser também calculado, relativamente, a uma dada condição, como, por exemplo, 100% de sucata, exemplificado figura 79.

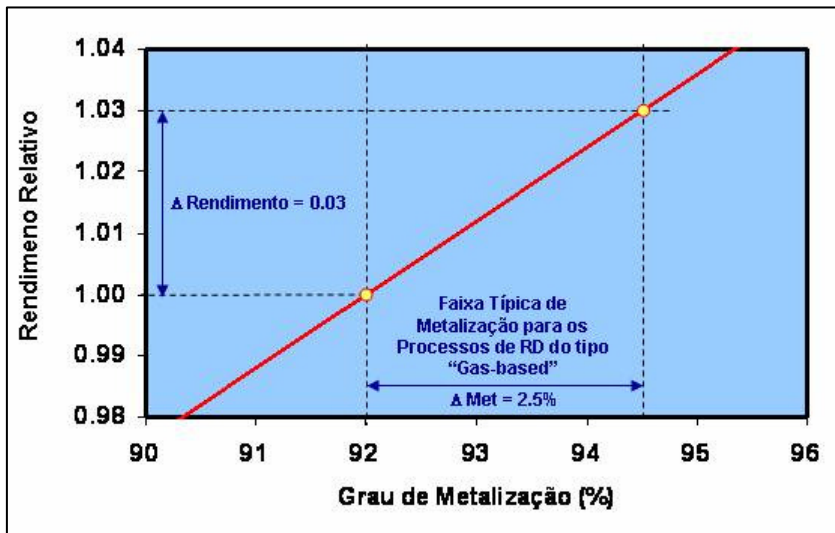


Figura 79 – Rendimento metálico em uma dada operação de forno elétrico a arco como função do grau de metalização do pré-reduzido ⁽¹⁰⁷⁾.

3.9.2.

Impacto do teor de carbono contido no DRI/HBI na operação de um forno elétrico a arco

Tem-se, nesta seção, a complementação das discussões anteriores, a fim de melhor quantificar os benefícios da aplicação na aciaria elétrica de um pré-reduzido, contendo um maior teor em carbono.

Sobre o carbono contido no pré-reduzido, é verdade que quanto maior for seu percentual, menor será o teor de ferro total e de ferro metálico (figura 80).

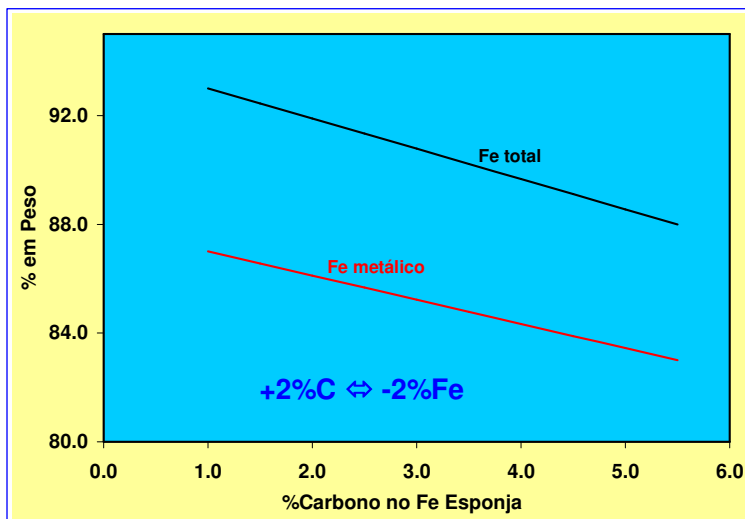
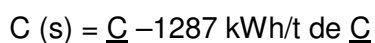
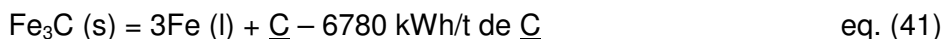


Figura 80 – Impacto do percentual de carbono, contido no pré-reduzido, sobre os teores de ferro total e de ferro metalizado ⁽²³⁾.

O carbono contido no DRI/HBI — tanto na forma gráfica quanto na forma cementítica — ao ser dissolvido no banho metálico, promoverá as seguintes reações globais a 1600°C:



eq. (40)



Este carbono dissolvido e proveniente do pré-reduzido, bem como de qualquer outra fonte, promoverá a redução da wustita ^(23,54,104-106), a partir da equação (39) ou reagirá com qualquer outro oxigênio presente no banho, gerando energia térmica para o sistema. Tem-se a 1600°C as seguintes reações:



Sendo a redução da wustita uma etapa de fundamental importância nas operações de FEA, que adotam o pré-reduzido como carga alternativa à sucata, sugere-se, novamente, analisar a equação (39). Verifica-se, através de sua estequiometria, que para cada 16 gramas de oxigênio no FeO, requer-se 12 gramas de carbono para a conversão total da wustita em ferro metálico. Em termos práticos, assume-se ^(54,56) desta relação que a cada 6% de FeO, adicionados ao FEA, através do pré-reduzido, demandará o equivalente a 1% de C para a sua completa redução, ou ainda, que cada 1% de ferro metálico será obtido, a partir da redução da wustita e do consumo de 0,215% C, presentes no DRI/HBI. Assim sendo, é possível, matematicamente, chegar-se à seguinte expressão:

$$\%C_{\text{ESTEQ}} = (100 - \text{GM}) \times \text{GM} \times 0,215 / 100 \quad \text{eq. (44)}$$

onde:

- $\%C_{\text{ESTEQ}}$ - percentual de carbono, estequiometricamente necessário, à redução de toda a wustita presente no pré-reduzido, durante sua utilização em fornos elétricos a arco;
- GM - grau de metalização de um dado ferro-esponja já definido na equação (9) deste trabalho (% em peso).

A tabela 16 dá uma idéia sobre quais seriam estes percentuais, para distintos níveis de metalização.

Tabela 16 – Percentuais de carbono, estequiometricamente necessários, à redução de toda a wustita presente no pré-reduzido, durante a sua utilização em fornos elétricos a arco e em função do grau de metalização, segundo a equação (44).

Grau de Metalização (% em peso)	$\%C_{\text{ESTEQ}}$
92,0	1,58%
93,0	1,40%
94,0	1,21%
95,0	1,02%

Da análise complementar da reação química de redução da wustita, representada pela equação (39), pode-se ainda definir a seguinte relação:

$$C_{\text{DRI}}/O_{\text{FeO}} = 12 \text{ g} / 16 \text{ g} = 0,75 \quad \text{eq. (45)}$$

onde:

- C_{DRI} - quantidade de carbono total, contido no pré-reduzido (em gramas);
 O_{FeO} - quantidade do oxigênio presente no pré-reduzido, a partir da wustita (em gramas).

Além da equação (45), pode-se ainda considerar uma outra expressão matemática importante, como se segue:

$$\%C_{EQ} = \%C_{DRI} - \%C_{ESTEQ} \quad \text{eq. (46)}$$

onde:

- $\%C_{EQ}$ - percentual de carbono equivalente no pré-reduzido (em peso);
 $\%C_{DRI}$ - percentual de carbono total, contido no pré-reduzido (em peso);
 $\%C_{ESTEQ}$ - definido na equação (39).

Com base nestas relações, chega-se aos seguintes raciocínios,:

- i. situações nas quais $\%C_{EQ}$ é maior do que zero, significam dizer que o DRI/HBI apresenta uma quantidade de carbono excedente àquela, estequiometricamente necessária, à total conversão do FeO em Fe metálico. Conseqüentemente, obtém-se para estes tipos de pré-reduzido, uma relação C_{DRI} / O_{FeO} maior que 0,75, e o carbono em excesso será benéfico à operação de fabricação de aço, o qual será oxidado, via injeção de oxigênio, gerando um aporte térmico substancial ao processo, compensando o consumo de energia térmica, advinda da endotermicidade das reações que envolvem a dissolução e redução da wustita, bem como da dissolução das fontes de carbono;
- ii. situações nas quais $\%C_{EQ}$ é menor do que 0, significam dizer que o DRI/HBI apresenta uma quantidade de carbono inferior àquela estequiometricamente necessária para total conversão do FeO em Fe metálico. Conseqüentemente, obtém-se para estes tipos de pré-reduzido uma relação C_{DRI} / O_{FeO} , menor que 0,75. Nestes casos, o FeO remanescente poderá ser convertido a ferro metálico, às custas do carbono contido no banho líquido, proveniente de outras fontes, que não o pré-reduzido.

Como base nestes raciocínios, os aciaristas são encorajados a optarem pela condição de $\%C_{EQ}$ acima de 0, por encontrarem nesta opção uma situação de real benefício energético ao processo. Em relação à sucata, tais benefícios podem ser encontrados (figura 81), independente do nível de pré-aquecimento no qual o DRI/HBI é enforcado, ainda maiores, à medida que mais carbono está associado ao pré-reduzido.

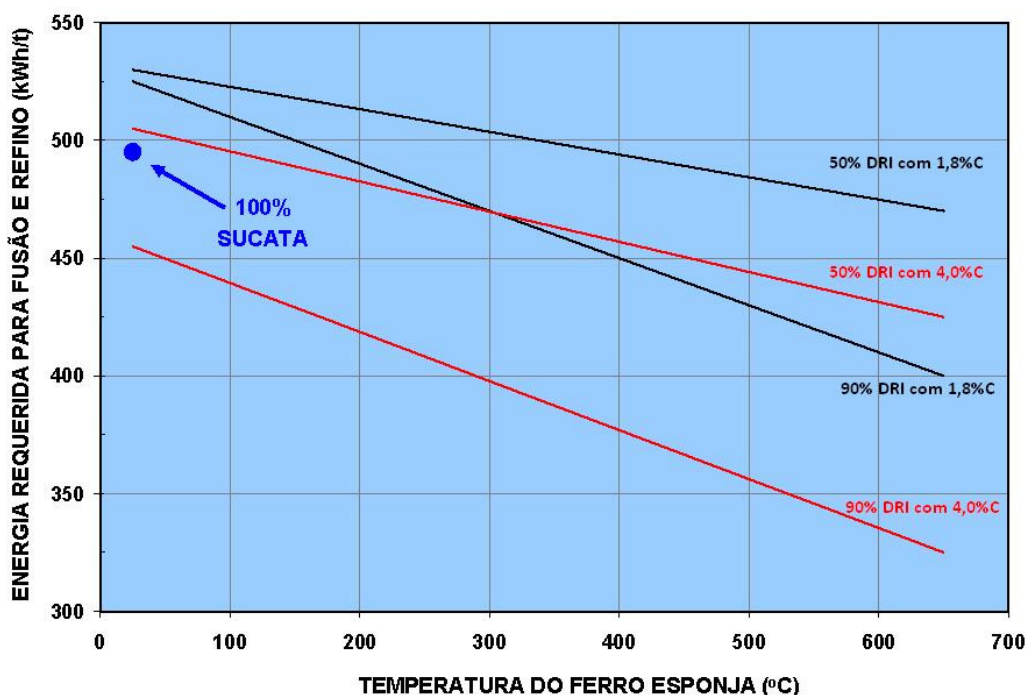


Figura 81 - Efeito do carbono, contido no pré-reduzido, sobre a quantidade de energia requerida em um FEA, para a fusão e o refino do aço líquido, para distintas condições de carregamento ⁽⁵⁴⁾.

Um outro benefício importante ^(22,23, 54,104-106), já visto a partir das reações em pauta, está relacionado à geração de CO gasoso, na forma de bolhas, que auxiliarão na extração do hidrogênio e nitrogênio contidos no aço. A figura 82, a seguir, complementa toda a discussão já colocada anteriormente, acerca da figura 76, demonstrando uma vez mais o benefício da utilização do DRI com algum nível significativo de carbono, na redução no teor de nitrogênio do aço vazado em FEA.

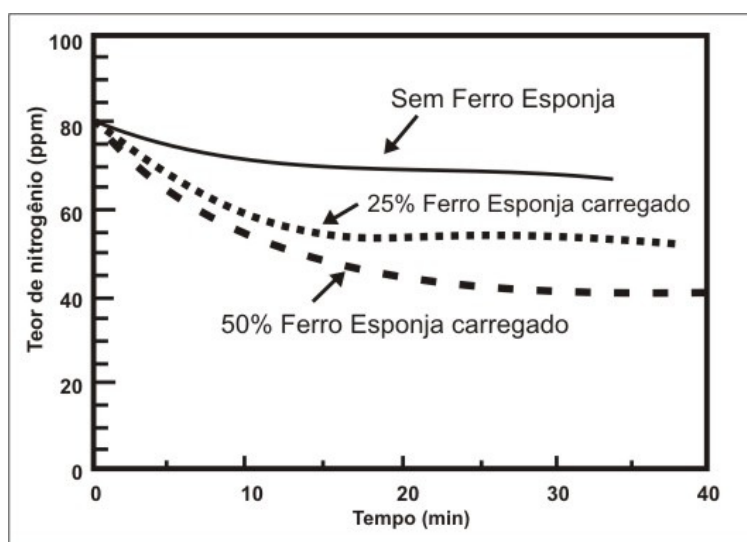


Figura 82 - Efeito da utilização de DRI sobre o teor de nitrogênio, na produção de aço via FEA ⁽¹⁰³⁾.

Através da liberação de CO, a partir do DRI/HBI, é também possível uma espumação mais contínua e efetiva da escória, aumentando-se o rendimento

térmico do processo, conseqüentemente, haverá uma sensível redução do consumo de energia elétrica (figura 83) por tonelada de aço produzida ^(23, 54, 104-106).

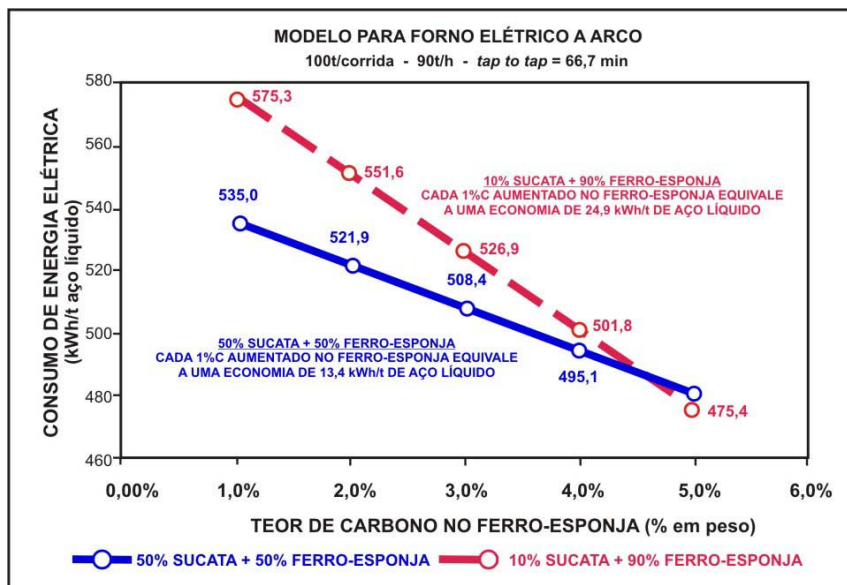


Figura 83 – Diminuição do consumo de energia elétrica na produção de aço líquido em fornos elétricos a arco, devido ao aumento do conteúdo de carbono no ferro-esponja ⁽¹⁰⁸⁾.

3.9.3.

Impacto do teor de ganga do DRI/HBI na operação de um forno elétrico a arco

Ao dissertar-se sobre os aspectos ligados à composição química de minérios de ferro (seção 3.5.3), verificou-se que os mesmos contêm, em sua estrutura, algumas impurezas associadas, cujas quantidades acabam concentrando-se no pré-reduzido, em virtude da remoção do oxigênio, a partir dos óxidos de ferro. Destacam-se, neste caso, a sílica (SiO_2) e a alumina (Al_2O_3), como principais impurezas, cuja manutenção, ou mesmo, diminuição de seus teores para níveis competitivos para o mercado de redução direta, é o desafio das empresas mineadoras.

Foi também visto na seção 3.5.3 e reforçado pela 3.7.2, que, além destes dois óxidos ácidos, pode-se, intencionalmente, encontrar na constituição química dos pré-reduzidos — normalmente naqueles produzidos a partir de pelotas — percentuais significativos e bem controlados de CaO e MgO , no papel de óxidos básicos.

Independente da questão de serem componentes ácidos ou básicos, ou mesmo de estarem ou não, intencionalmente, presentes na estrutura do DRI/HBI, nota-se que tais constituintes são, usualmente, referenciados dentro da siderurgia como formadores da “ganga” ou da “escória”, sendo importante entender e, até mesmo, quantificar como tais óxidos podem influenciar a performance de uma aciaria elétrica. É justamente esta a intenção desta seção, colocada a seguir.

Definitivamente, o desempenho do FEA também pode ser impactado pelo teor de ganga (ou escória) do DRI/HBI e pelas suas características químicas. Em primeiro lugar, deve-se considerar que, quanto maior for este percentual, obviamente, menor será a quantidade de ferro total no DRI/HBI e, conseqüentemente,

menor será o rendimento metálico para esta matéria-prima. Em segundo lugar, sabe-se que a maioria dos fornos elétricos objetiva uma operação onde prevaleça a prática de um escória significativamente básica, fazendo-se necessária a adição/injeção de fundentes, como foi visto na seção 3.8.8. Desta forma, quanto maior for a presença dos óxidos ácidos da ganga do pré-reduzido, maior será a quantidade de cal e dolomita que deverão ser adicionadas ao FEA para manutenção destes níveis de basicidade ⁽⁵⁴⁾. Na prática, isto se traduz em aumento de custo com fundentes para a aciaria, maior volume de escória e aumento do consumo energético no processo, visualizados nas figuras 84, 85 e 86 ^(23, 54, 104-106).

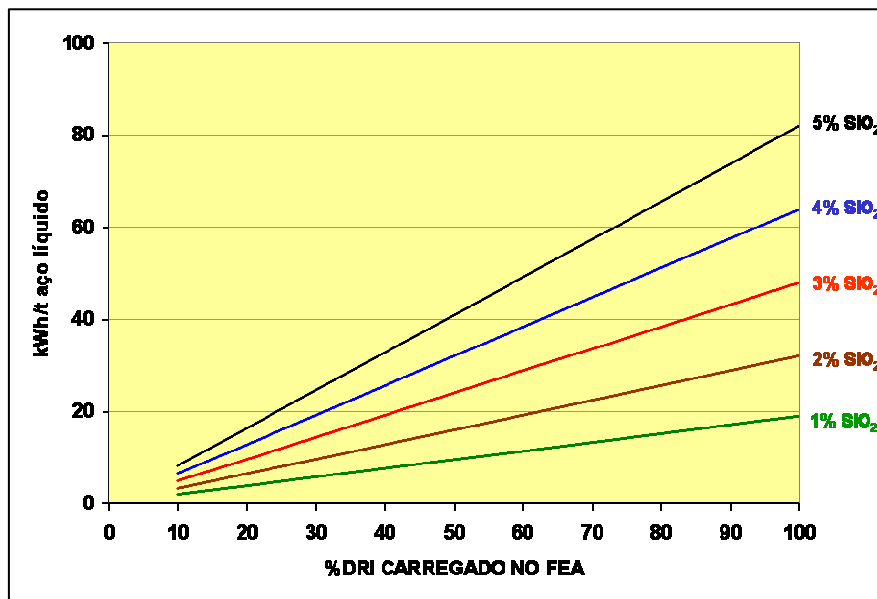


Figura 84 – Efeito do teor de sílica do pré-reduzido, no consumo de energia elétrica de um forno elétrico a arco, para diferentes proporções de carregamento ⁽⁵⁴⁾. Considerações: “V” ratio = 2,5; Grau de Metalização = 92%; Temperatura = 1600°C.

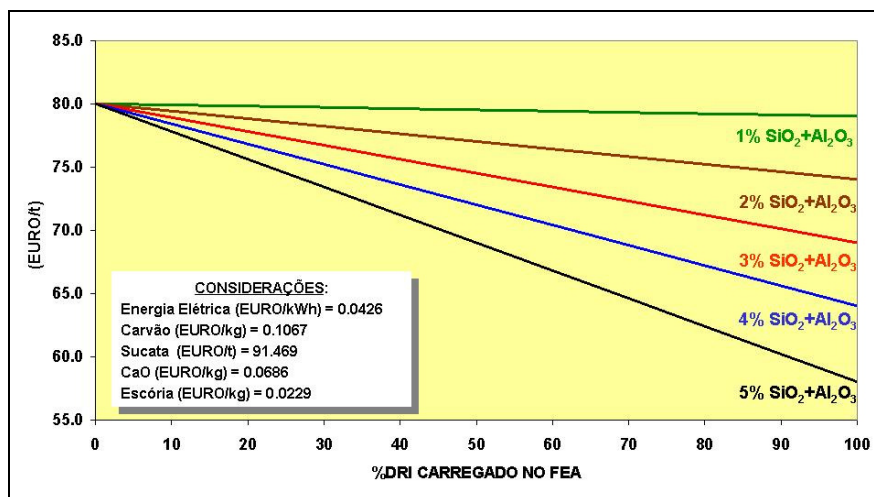


Figura 85 – Efeito do teor de ganga ácida sobre o ganho econômico pelo uso do DRI, para quantidades crescentes no carregamento, adaptado do “EAF Technology - State of The Art & Future Trends” ⁽⁵⁴⁾.

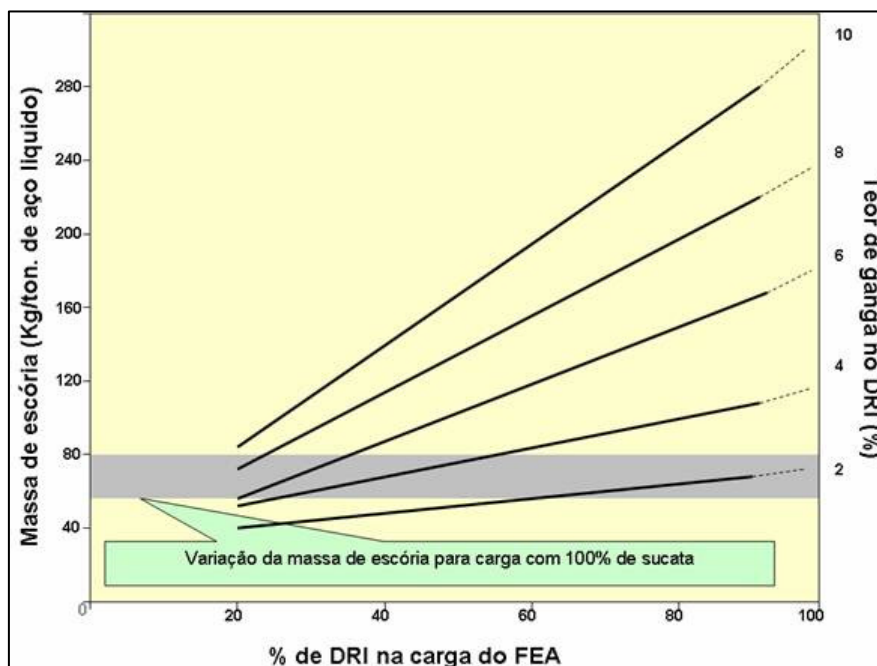
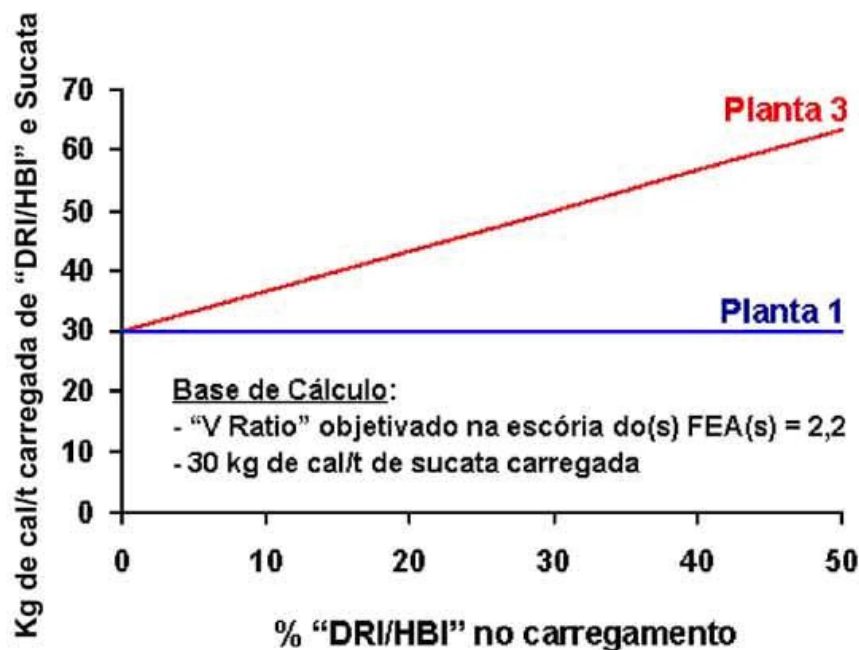


Figura 86 – Efeito do teor de ganga do DRI na massa de escória ⁽¹⁰⁵⁾.

Dentre as várias práticas existentes de redução direta e de uso de pré-reduzido, na fabricação de aço via FEA, procurou-se ⁽⁹⁷⁾, na figura 87, comparar duas operações bem distintas, em termos de quantidade e acidez de ganga, identificadas, no referido gráfico, como “planta 1” e “planta 3”, à qual se apresenta uma condição consideravelmente mais desfavorável para a “planta 3” em termos de consumo de fundentes, pelo simples fato desta operação considerar a utilização de um pré-reduzido, contendo maior quantidade de escória e com características expressivamente mais ácidas.



“DRI/HBI” para Diferentes Processos e Redutores	“Gas Based”					
	“Shaft Furnaces”			“Fluized Bed”	“Rotary Heath”	“Kiln”
	Planta 1	Planta 2	Planta 3			
% Fe Total	94,30	92,70	91,80	93,00	90,00	90,50
% Fe Met	88,30	85,70	85,40	85,00	81,90	83,00
Grau de Metalização	93,60	92,40	93,00	91,40	91,00	91,70
% Fe O	7,70	9,00	8,20	0,30	10,40	9,60
% C	1,00	0,40	1,50	1,00	2,00	0,20
% Escória	2,74	3,68	4,81	2,80	4,96	6,97
“V Ratio”	0,60	0,50	0,10	0,10	0,06	0,10

Figura 87 – Efeito do teor de ganga do DRI na massa de escória ⁽⁹⁷⁾.

Em linha com toda a discussão conduzida nesta e em seções precedentes, foi também investigada ⁽¹⁰⁹⁾ e quantificada como mostrado na figura 88, a influência de distintos tipos de pré-reduzido sobre o consumo energético de uma determinada prática de FEA. Tais estudos se concentraram na interpretação de como, simultaneamente, diferentes graus de metalização, distintas quantidades de ganga e níveis de basicidade destas fontes alternativas de ferro, poderiam interferir no consumo de eletricidade. Como resultado destas investigações, ficou mais uma vez evidenciada a necessidade, por parte dos aciaristas, de receberem pré-reduzidos com altos índices de metalização e com menores volumes de escória possíveis. A ganga que ingressa um FEA, via pré-reduzido, por sua vez, deve, preferencialmente, apresentar os menores níveis de acidez, ou seja, os

maiores níveis de basicidade possíveis, para impactar a operação de forma menos intensa e, economicamente, mais viável.

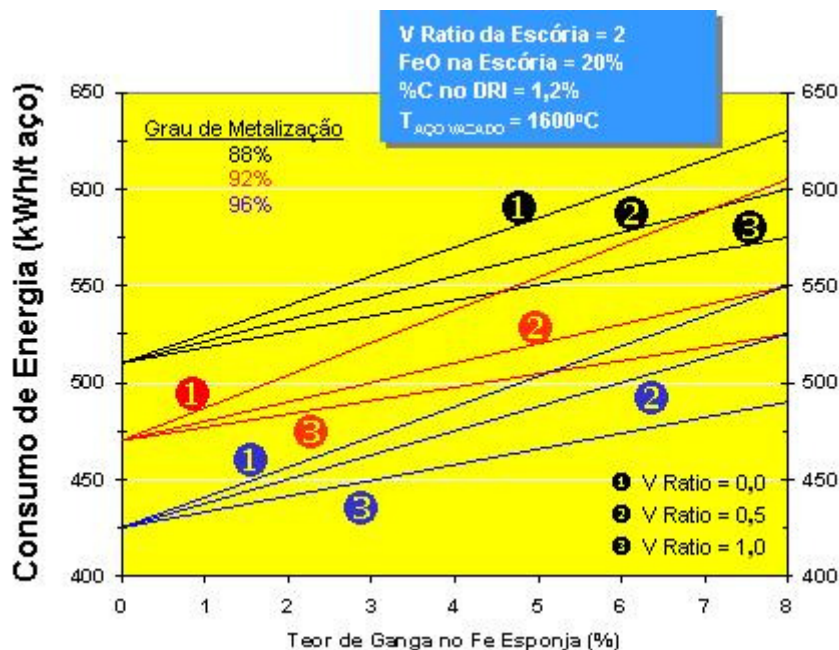


Figura 88 – Efeito simultâneo do grau de metalização, da quantidade de ganga e da basicidade do pré-reduzido, diante do consumo de energia no processo de fabricação de aço líquido em FEA ⁽⁹⁷⁾.

Por fim, cabe o comentário de que é errôneo assumir que a utilização de 100% sucata, em fornos elétricos, isenta, completamente, o processo de fabricação de aço da presença de ganga e de outras impurezas. Em determinados tipos de sucata de baixa qualidade e, dependendo da forma como são estocadas, pode-se chegar a percentuais da ordem de 10% de impurezas ⁽¹¹⁰⁾. Dentre as quais, mais comumente encontradas na sucata, destacam-se: concreto (principalmente em sucatas provenientes da construção civil), matérias refratárias, pedaços de madeira, materiais plásticos, etc.