

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA  
METALÚRGICA E DE MINAS

**Dissertação de Mestrado**  
**Metalurgia Extrativa**

**“OTIMIZAÇÃO DA INJEÇÃO DE GÁS INERTE  
NO CONVERTEDOR MRP-L”**

Autor: João Domingos Guimarães de Athayde Júnior

Orientador: Prof. Dr. Luiz Fernando Andrade de Castro

Belo Horizonte, Abril 2005.

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**  
**Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas**

**João Domingos Guimarães de Athayde Júnior**

**“OTIMIZAÇÃO DA INJEÇÃO DE GÁS INERTE NO CONVERTEDOR  
MRP-L”**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, da Universidade Federal de Minas Gerais, em abril de 2005.

**Orientador: Prof. Dr. Luiz Fernando Andrade de Castro**

**Belo Horizonte - Minas Gerais**  
**Escola de Engenharia da UFMG**  
**Abril de 2005**

Aos meus pais João Domingos e Zilá, aos meus irmãos Gregório e Reinaldo e a minha noiva Andréa, pelo incentivo e apoio por mais esta importante etapa da minha vida profissional.

## **Agradecimentos**

O autor agradece a todas as pessoas que colaboraram, direta ou indiretamente na elaboração deste trabalho, e em particular:

À Companhia Acesita S.A. Associada a Arcelor, pela confiança e oportunidade de crescimento profissional.

Aos Engenheiros Rui Santiago, Max Damázio e Otávio Augusto Teixeira da Superintendência de Produtos Siliciosos e Carbono, pelo apoio e pela oportunidade da dedicação exclusiva ao mestrado durante o período de conclusão dos créditos.

Ao Engenheiro Hércio de Araújo Quintão, pela amizade, incentivo, apoio, disponibilidade e orientação na elaboração desta dissertação.

Aos Engenheiros José Geraldo Ank e Fabrício Camponez Salazar, pelo empenho durante o período em que estive em Belo Horizonte para a conclusão dos créditos.

Ao Engenheiro Fabrício Camponez Salazar pelo seu apoio na análise dos resultados.

Ao José Eustáquio Pinto pelo seu apoio e confiança.

Ao Edilson Simões Cavalieri pelo seu apoio incansável no levantamento e preparação dos dados do processo MRP-L.

À Gerência de Elaboração de Carbono e Siliciosos ISAE, representada pelo Engenheiro Otávio Augusto Teixeira que, juntamente com toda a equipe do MRP-L, permitiu a realização das corridas experimentais, acreditou no projeto, e no alcance dos resultados.

Ao professor e orientador Dr. Luiz Fernando Andrade de Castro, pela sua disponibilidade a mim dedicada, pelas sugestões e críticas neste projeto.

Ao Engenheiro Edilson Márcio da área de automação pela sua dedicação nas modificações realizadas no Modelo Termoquímico do MRP-L.

A toda equipe do laboratório químico, pelo apoio nas análises extras de aço e escória das corridas experimentais.

Ao Engenheiro Robson Matos da ECIL, pelas sugestões da melhor forma de utilização dos sensores utilizados para medição do oxigênio dissolvido no aço.

## SUMÁRIO

Sumário.....	vi
Lista de Figuras.....	viii
Lista de Tabelas .....	xi
Resumo.....	xii
Abstract.....	xiv
1 Introdução .....	1
2 Objetivo.....	4
3 Revisão Bibliográfica.....	5
3.1 Fluxo de produção de aço na Acesita .....	5
3.2 Processo MRP-L.....	8
3.3 Processo BOF.....	12
3.3.1 A descarburagem nos processos de sopro de oxigênio pelo topo e pelo fundo.....	17
3.3.2 A formação de escória nos processos de sopro de oxigênio pelo topo e pelo fundo.....	18
3.3.3 Processos de sopro combinado .....	21
3.3.3.1 Principais efeitos metalúrgicos do sopro combinado.....	24
3.4 Pós-stirring.....	31
3.5 Descarburagem .....	33
3.5.1 Termodinâmica da descarburagem .....	34
3.5.2 Cinética da descarburagem .....	37
4 Metodologia .....	42
4.1 Determinação do nível de oxidação do banho .....	42
4.2 Realização das corridas experimentais do aço silício GNO .....	43
4.3 Realização das corridas experimentais do aço silício GO .....	45
5 Resultados e Discussões .....	48
5.1 Experimentos com o aço GNO .....	48
5.1.1 Relação do oxigênio dissolvido e carbono de vazamento no GNO .....	49
5.1.2 Equação matemática para avaliar a influência das principais variáveis no % oxigênio dissolvido no aço GNO .....	51

5.1.3 Validação da equação matemática do aço GNO .....	53
5.1.4 Relação do FeT da escória com o nível de oxidação das corridas do aço GNO .....	55
5.1.5 Principais benefícios alcançados no aço GNO .....	56
5.1.6 Equilíbrio do oxigênio dissolvido do aço GNO com o gás CO .....	58
5.1.7 Equilíbrio do oxigênio dissolvido do aço GNO com o FeO da escória ....	61
5.2 Experimentos com o aço GO .....	63
5.2.1 Relação do oxigênio dissolvido e carbono fim de sopro para o GO .....	64
5.2.2 Prática de resopro do aço silício GO .....	65
5.2.3 Equação matemática para avaliar influência das principais variáveis durante o resopro do aço GO .....	66
5.2.4 Validação da equação matemática do aço GO .....	67
5.2.5 Influência da vazão de gás inerte no teor de manganês após resopro ...	68
5.2.6 Influência da vazão de gás inerte no teor de manganês após pós-stirring .....	69
5.2.7 Influência da vazão de gás inerte no teor de fósforo após pós-stirring ...	70
5.2.8 Principais benefícios alcançados no aço GO .....	71
5.2.9 Equação do oxigênio dissolvido do aço GO com o gás CO .....	72
6 Conclusões .....	74
7 Trabalhos Futuros .....	76
8 Referências Bibliográficas .....	77

## LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 – Fluxograma de produção de aço na Acesita	06
Figura 3.2 – Fase de carregamento do processo MRP-L	08
Figura 3.3 – Fase de sopro do processo MRP-L	09
Figura 3.4 – Fase de amostragem do processo MRP-L	09
Figura 3.5 – Fase de vazamento do processo MRP-L	10
Figura 3.6 – Alguns potenciais de oxigênio no convertedor LD durante uma corrida	15
Figura 3.7 – Convertedores com sopro pelo fundo e pelo topo	16
Figura 3.8 – Relação do teor de carbono e oxigênio no vazamento, para um gusa com alto teor de fósforo	18
Figura 3.9 – Evolução do teor de ferro na escória para os processos de sopro pelo fundo e pelo topo	19
Figura 3.10 – Relação entre a partição de fósforo e ferro total na escória	20
Figura 3.11 – Relação entre o %Mn de vazamento e o %C para os processos Q-BOP e LD	21
Figura 3.12 – Principais processos de sopro combinado	22
Figura 3.13 - Processos de sopro combinado classificados pela intensidade de mistura do banho em fraca, moderada ou forte	23
Figura 3.14 – Relação entre o % FeT da escória e carbono fim de sopro	25
Figura 3.15 – Relação entre o %Mn de fim de sopro e %C fim de sopro	26
Figura 3.16 - Evolução do %P fim de sopro da CST	27
Figura 3.17 – Relação do teor de Fe da escória do convertedor LD-KGC da Kawasaki com a vazão específica de gás inerte ( $\text{Nm}^3/\text{t.min}$ )	28
Figura 3.18 – Relação do teor de Fe na escória com o %C para vários convertedores	29

Figura 3.19 – Relação dos teores de carbono e oxigênio no banho, antes e após o pós-stirring	32
Figura 3.20 – Efeito do pós-stirring no fósforo contido no aço	32
Figura 3.21 – Relação do teor de FeO da escória com o oxigênio contido no banho após o pós-stirring	33
Figura 3.22 – Relação entre o teor de carbono e a atividade de oxigênio	35
Figura 3.23 – Esquema mostrando a forma de uma curva da velocidade de descarburização com o tempo	39
Figura 3.24 – Representação esquemática que mostra que a taxa de descarburização e o tempo de sopro, dependem da vazão de oxigênio	40
Figura 4.1 – Proposta da injeção de gás inerte para o aço silício GNO	44
Figura 4.2 – Proposta da injeção de gás inerte para o aço GO durante o resopro	46
Figura 5.1 – Relação do % carbono de vazamento do aço GNO com o oxigênio dissolvido (ppm)	50
Figura 5.2 – Relação do oxigênio medido na lança e o oxigênio calculado pela equação 5.1 para o aço GNO	54
Figura 5.3 – Relação do %FeT da escória com o oxigênio dissolvido no aço GNO	55
Figura 5.4 – Relação do % carbono no vazamento e o %FeT da escória para o aço GNO	56
Figura 5.5 – Evolução do rendimento metálico no aço GNO	57
Figura 5.6 – Evolução do consumo de alumínio no aço GNO	58
Figura 5.7 – Relação do Oxigênio dissolvido no aço GNO em equilíbrio com o gás CO	61
Figura 5.8 – Relação do oxigênio dissolvido no aço GNO em equilíbrio com o FeO da escória e com o gás CO	63
Figura 5.9 – Relação do oxigênio dissolvido no aço GO em equilíbrio com o carbono fim de sopro	65
Figura 5.10 – Relação dos volumes de oxigênio real e calculado do resopro para o aço GO	67
Figura 5.11 – Influência da vazão de gás inerte ( $\text{Nm}^3/\text{min}$ ) no % Mn do aço GO, após o resopro	69

Figura 5.12 – Relação do %Mn do GO com as vazões de resopro e pós-stirring	70
Figura 5.13 – Variação do %P final, devido às variações de vazão no resopro e pós-stirring	71
Figura 5.14 – Evolução do rendimento metálico no GO	72
Figura 5.15 – Relação do Oxigênio dissolvido no aço GO em equilíbrio com o gás CO	73

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Evolução do consumo de fundentes e rendimento metálico devido à migração da produção dos aços siliciosos GO e GNO do LD para o MRP-L	02
Tabela 3.1 – Principais características do Convertedor MRP-L da Acesita	11
Tabela 3.2 – Principais resultados do convertedor LD-KGC da Usiminas	30
Tabela 3.3 – Teores mínimos de carbono para vários processos	37
Tabela 4.1 – Proposta para a realização dos experimentos do aço silício GNO	45
Tabela 4.2 – Proposta para a realização dos experimentos do aço silício GO, durante o resopro e pós-stirring	47
Tabela 5.1 – Oxigênio dissolvido no aço, calculado pela equação 5.1	52

## RESUMO

Neste trabalho são mostrados os benefícios metalúrgicos que foram alcançados com a produção dos aços siliciosos de grão orientado (GO) e grão não orientado (GNO) no convertedor MRP-L “Metal Refining Process by Lance” da Acesita.

O MRP-L, que em 2001 substituiu o convertedor LD, possui um sistema de sopro combinado na qual o oxigênio é soprado pelo topo via lança e gás inerte e é soprado pelo fundo através de plugues. Já o LD, possuía apenas o sistema de sopro de oxigênio pelo topo do convertedor.

O foco deste trabalho está no melhor entendimento dos efeitos da vazão de gás inerte ( $\text{Nm}^3/\text{min}$ ) injetado pelo fundo do convertedor durante a produção dos aços GO e GNO no MRP-L, visando a otimização deste recurso.

No caso do GNO correlacionou-se através de uma equação matemática o nível de oxidação do banho, com as variáveis carbono de vazamento, tempo e vazão de gás inerte da última fase do sopro de oxigênio. Obteve-se a equação através da regressão linear múltipla, na qual utilizaram-se a ferramenta de análise “Regressão” da planilha do Excell e a ferramenta de análise estatística Minitab. A equação mostrou além do teor de carbono no vazamento, a influência do tempo e vazão de gás inerte injetado pelos plugues. É também mostrados, a relação do oxigênio dissolvido no aço e carbono de vazamento com o teor de ferro total (FeT) da escória.

No GNO foi calculado o teor de oxigênio em equilíbrio com o gás CO e com o FeO da escória, com o objetivo de conhecer essas curvas e compará-las com a curva experimental do oxigênio dissolvido no aço GNO em equilíbrio com o carbono de vazamento.

Quanto ao GO avaliou-se durante o resopro e pós-stirring, o efeito da variação da vazão de gás inerte pelos plugues, nos teores de manganês e fósforo, dado que os residuais desses elementos afetam fortemente as propriedades magnéticas desse aço.

Correlacionou-se através de uma equação matemática, o volume de oxigênio no resopro com as variáveis vazão de gás inerte, carbono objetivado na panela, carbono e temperatura fim de sopro. Assim como no GNO, a equação do GO, foi obtida através da regressão linear múltipla, utilizando-se a mesma ferramenta de análise da planilha do Excell. A equação obtida permitiu uma melhor padronização do volume de oxigênio soprado durante o resopro, contribuindo para a redução do nível de oxidação das corridas de GO.

No GO, foi calculado o teor de oxigênio em equilíbrio com o gás CO, com o objetivo de conhecer estas curvas e compará-las com a curva experimental do oxigênio dissolvido neste aço em equilíbrio com o carbono de vazamento.

Finalmente, são mostradas as melhorias nos resultados do ano de 2005 (Jan a Mar) e 2004, quando comparadas com o ano de 2003, que é o ano anterior à realização dos experimentos propostos neste trabalho.

## ABSTRACT

This paper shows the metallurgical benefits gained by producing grain oriented silicon steel (GO) and non oriented grain silicon steel (NOG) in Acesita's converter MRP-L "Metal Refining Process by Lance".

The MRP-L, which replaced converter LD in 2001, features a combined blowing system in which oxygen is blown from the top by a lance and an inert gas is blown from the bottom through plugs. Whereas LD had only the oxygen top blowing system.

The focus of this paper is a better understanding of the effects of the inert gas rate of flow ( $\text{Nm}^3/\text{min}$ ) injected from the bottom of the converter during production of GO and NOG steel in the MRP-L, aiming at optimizing this feature.

Regarding NOG, a mathematical equation was created relating the bath oxidation level to the variables: endpoint carbon, time and inert gas rate of flow in the last phase of oxygen blowing. This equation was made by multiple linear regression, using the Excell tool "Regression" and the Minitab statistical analysis tool. In addition to the endpoint carbon percentage the equation showed the influence of time and rate of flow of the inert gas injected through the plugs. The relation of oxygen dissolved in the steel and endpoint carbon to the total iron percentage (FeT) in the slag is also shown.

For the NOG, the percentage of oxygen in balance with CO gas and the percentage of FeO in the slag was calculated, in order to know these curves and compare them to the experimental curve of oxygen dissolved in the NGO steel in balance with the endpoint carbon.

Regarding GO, the effect of the variation of the inert gas rate of flow through the plugs in the percentage of manganese and phosphor was evaluated during re-blowing and post-stirring, since residues of these elements greatly affect magnetic properties in this steel. The volume of oxygen during re-blowing and the variables: inert gas rate of flow, aimed carbon percentage in the ladle, endpoint carbon and temperature at the end of

blowing were correlated in a mathematical equation. As was done for NOG, the equation for GO, was made by multiple linear regression, using the same Excell analysis tool. The equation allowed a better standardization of the volume of oxygen used during re-blowing, helping to reduce the level of oxidation during GO processing.

For the GO, the percentage of oxygen in balance with the CO gas was calculated, in order to know these curves and compare them to the experimental curve of oxygen dissolved in this steel in balance with the endpoint carbon.

To conclude, improvement of results are shown for the years 2005 (Jan to Mar) and 2004, compared to the year 2003, which is before the experiments proposed by this paper were made.

## 1 INTRODUÇÃO

A relevância deste projeto está na oportunidade da redução do custo de produção dos aços siliciosos produzidos no MRP-L.

A Acesita fabrica dois tipos de aços ao silício: o GO (grão orientado), usado em transformadores de potência e de distribuição de energia elétrica, e o GNO (grão não-orientado), aplicado em geradores de usinas hidrelétricas, motores elétricos, reatores de lâmpadas fluorescentes e compressores herméticos para geladeiras, freezers e ar condicionado.

As principais características do convertedor MRP-L são:

- ✓ sopro de oxigênio pelo topo do convertedor através da lança. O sistema permite que oxigênio e gás inerte sejam soprados simultaneamente pela lança durante a corrida. Durante a realização das corridas experimentais, somente oxigênio foi soprado através da lança;
- ✓ injeção de gases inertes Ar e N<sub>2</sub>, pelo fundo do convertedor através dos plugues.

Em 2001 devido à reestruturação da Aciaria da Acesita com o objetivo de aumentar a capacidade de produção dos aços inoxidáveis, foi necessário a aquisição de um convertedor AOD-L “Argon Oxygen Descarburation with Lance”. Esta mudança resultou na desativação do convertedor LD, que não dispunha da tecnologia de sopro de gás inerte pelo fundo e que até então produzia os aços carbono/ligado planos e não planos, além da produção dos aços siliciosos de grão orientado GO e grão não orientado GNO.

Com a desativação do LD, o convertedor MRP-L que dispõe da tecnologia da injeção de gases inertes pelo fundo, assumiu definitivamente, a partir de novembro de 2001, a produção de todos os aços que até então eram produzidos no LD, além de complementar a produção dos aços inoxidáveis.

Atualmente os aços siliciosos e carbono representam 85% da produção de aço no MRP-L, enquanto que os 15% restantes representam a produção dos aços inoxidáveis.

Os convertedores com sopro combinado, em comparação ao convertedor LD com sopro de oxigênio apenas pelo topo, apresentaram vários benefícios no processo que impactuaram diretamente na redução do custo de produção dos aços nesses convertedores.

A partir de 2002, vários benefícios foram alcançados com a migração da produção dos aços siliciosos GO e GNO para o MRP-L. Os principais benefícios foram o aumento do rendimento metálico, redução do consumo de alumínio e fundentes, juntamente com a melhoria da performance refratária do convertedor.

A tabela 1.1, mostra a evolução do consumo de fundentes e rendimento metálico para os aços siliciosos GO e GNO do ano de 2001, dados do LD, para os anos 2002 e 2003, dados do MRP-L.

Tabela 1.1 – Evolução do consumo de fundentes e rendimento metálico, com a migração da produção dos aços siliciosos GO e GNO do LD para o MRP-L.

Convertedor	Ano de Produção	Consumo de Fundentes (kg/t)		Rendimento Metálico (%)	
		GO	GNO	GO	GNO
LD	2001	85,39	66,24	95,40	92,70
MRP-L	2002	66,00	71,40 <sup>(1)</sup>	96,80	94,00
MRP-L	2003	67,10	48,20	97,22	94,66

(1) Retornos de marcha do Alto-Forno no período de produção do GNO, com níveis de silício do gusa acima de 0,65%.

Pela tabela 1.1, observam-se ótimos resultados alcançados já no primeiro ano de operação com a produção dos aços siliciosos no MRP-L.

A melhoria dos resultados, não se deve somente aos benefícios conseguidos com a mudança do convertedor LD para o convertedor MRP-L. No ano de 2002, realizou-se um projeto, objetivando a redução do % Si da carga (gusa e sucata) que contribuiu para a redução de fundentes e aumento do rendimento metálico. Outro ponto favorável do processo MRP-L quando comparado com o LD, é o retorno da ordem de 500 kg de pó do sistema de desempoeiramento, que são adicionados no convertedor, antes do início da corrida.

Apesar dos resultados alcançados, deslumbrou-se ainda, a possibilidade da redução do custo de produção dos aços siliciosos GO e GNO no MRP-L, através da otimização da injeção de gases inertes pelo fundo do convertedor, melhorando os resultados do rendimento metálico desses aços e reduzindo o consumo de alumínio do GNO.

Portanto, neste trabalho foram realizados testes nos quais variou-se o tempo e a vazão de gás inerte pelo fundo do convertedor, objetivando o aumento do rendimento metálico e a redução do consumo de alumínio.

## **2 OBJETIVO**

Otimizar a vazão de injeção de gases inertes no fundo do convertedor MRP-L, durante a produção dos aços siliciosos de grão não orientado GNO e grão orientado GO.

### **3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

#### **3.1 FLUXO DE PRODUÇÃO DE AÇO NA ACESITA**

A Acesita fundada em 31 de outubro de 1944, entrou em operação em abril de 1949, com o objetivo de produzir aços especiais para o abastecimento do mercado nacional.

Localizada no município de Timóteo, em Minas Gerais, a usina passou por três grandes expansões até atingir a atual capacidade instalada de 850 mil toneladas/ano de aço líquido. Nas duas primeiras, passou a produzir aços carbono/micro-ligados e aços siliciosos. Em 1977, durante a terceira fase de expansão, iniciou a produção de aços inoxidáveis, tornando-se a única fabricante de aços planos inoxidáveis da América do Sul.

Desde fevereiro de 2002, a Acesita está associada ao grupo siderúrgico europeu Arcelor, um dos maiores do mundo em volume de aço produzido. O apoio da estrutura mundial de distribuição do grupo Arcelor transformou a Acesita numa empresa francamente exportadora.

Atualmente a produção de aços inoxidáveis é responsável por 60% da produção total, seguida dos aços siliciosos e carbono com 25 e 15% respectivamente.

Pela figura 3.1, observa-se que a Acesita é uma empresa integrada com as seguintes grandes áreas:

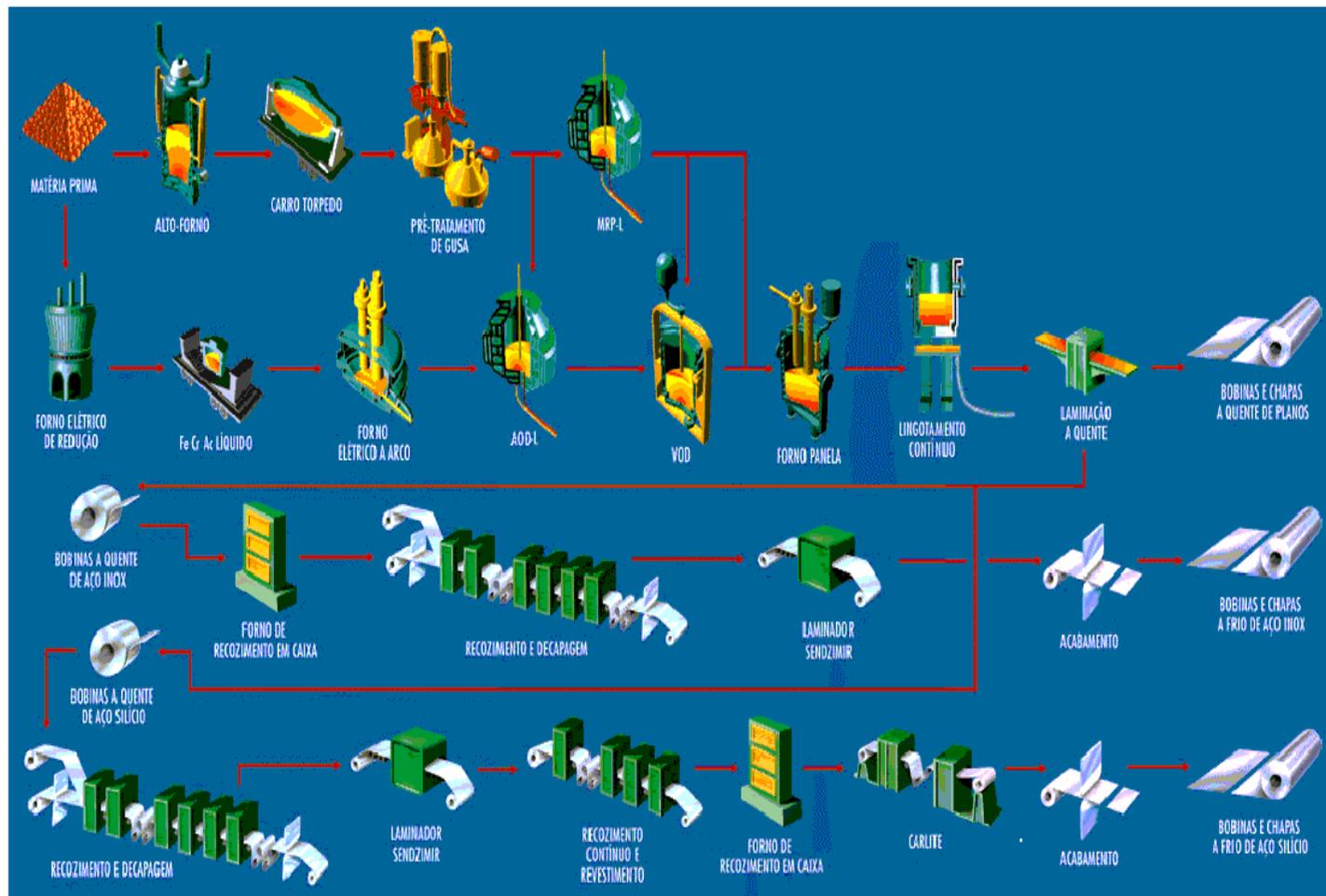


Figura 3.1 - Fluxograma de Produção de Aço na Acesita (Documento Interno da Acesita)

**Redução:** É composta por uma ampla área de pátios de matéria-prima e dois Altos-Fornos que produzem 1800t de gusa/dia sendo um operando com carvão vegetal e outro com coque;

**Aciaria :** Com uma capacidade de 850.000 t de aço líquido por ano, é uma área bastante complexa que envolve os seguintes equipamentos:

- PTG : estação de pré-tratamento de gusa que tem a capacidade de realizar operações como a de dessiliciação. Neste processo o teor de silício de gusa é reduzido pela adição de agentes dessilicantes como a carepa. Os tratamentos de dessulfuração e desfosforação do gusa reduzem os teores de enxofre e de fósforo via adição de agentes dessulfurantes e desfosforantes respectivamente;
- FER : forno elétrico de redução, que produz a liga FeCr utilizada na produção de aços inoxidáveis;
- FEA : são dois fornos elétricos a arco, que fundem a sucata e ligas utilizadas na produção de aços inoxidáveis;
- AOD-L : convertedor utilizado para a produção somente de aços inoxidáveis;
- MRP-L : convertedor utilizado para a produção de aços carbono, siliciosos e inoxidáveis;
- VOD : são dois fornos que realizam a desgaseificação e descarburização dos aços carbono, siliciosos e inoxidáveis;
- Forno Panela : forno utilizado para fazer ajustes finos de temperatura e composição química dos aços;
- Lingotamento Contínuo : são duas máquinas de lingotamento de placas dos aços carbono, siliciosos e inoxidáveis.

**LTQ :** A Laminação de Tiras a Quente produz as bobinas e chapas a quente de planos, sendo composta de dois fornos de aquecimento, dois laminadores e uma bobinadeira.

**LTF :** A Laminação de Tiras a Frio possui duas unidades sendo uma para a laminação de bobinas a quente de aço Inox e outra para a laminação de bobinas a quente de aço silício.

### 3.2. O PROCESSO MRP-L

O convertedor MRP-L “Metal Refining Process with Lance” desenvolvido pela Mannesmann, consiste na injeção de gases inertes através de 5 plugues distribuídos no fundo do convertedor e de uma lança com capacidade de soprar oxigênio ou oxigênio com gás inerte (nitrogênio ou argônio) simultaneamente pelo topo do convertedor. As figuras 2 ,3, 4, e 5 ilustram as fases de carregamento, sopro, amostragem e vazamento do processo MRP-L.



Figura 3.2 – Fase de Carregamento do processo MRP-L (Controle de Processo da Aciaria)

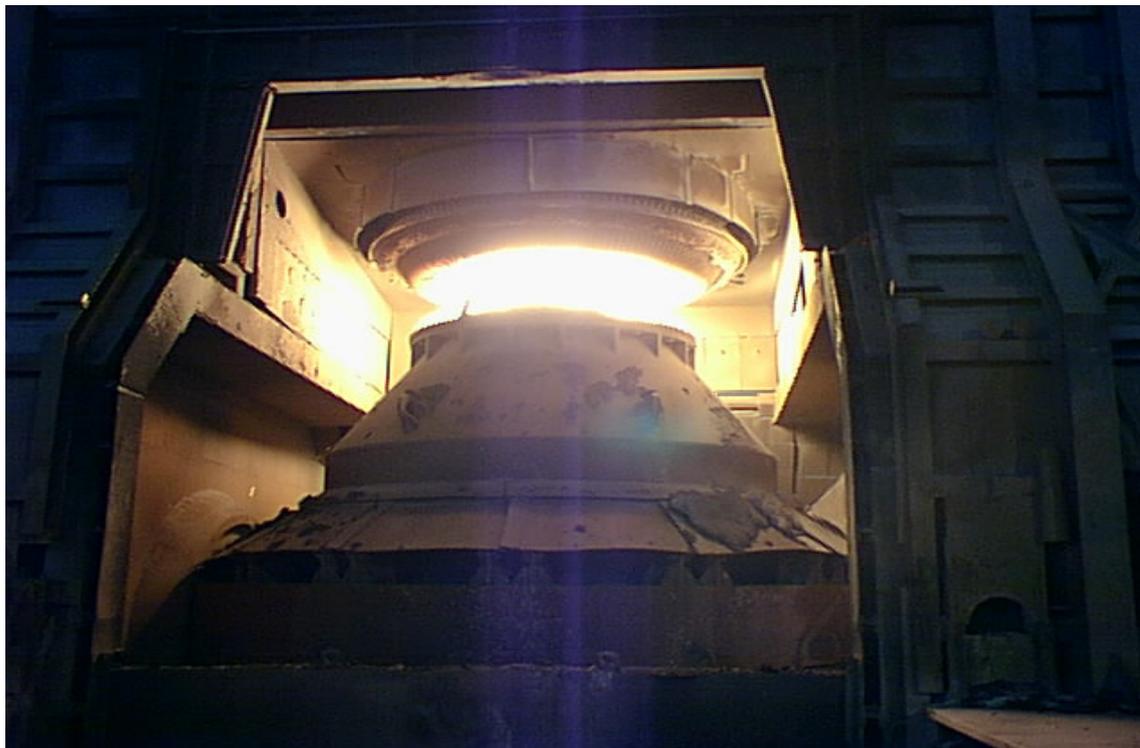


Figura 3.3 – Fase de sopro do processo MRP-L (Controle de Processo da Aciaria)



Figura 3.4– Fase de amostragem no processo MRP-L (Controle de Processo da Aciaria)



Figura 3.5– Fase de vazamento no processo MRP-L (Controle de Processo da Aciaria)

Um dos mais importantes sistemas deste equipamento é a agitação do banho metálico promovida pela injeção de gases inertes pelos plugues, dispostos no fundo do convertedor. A injeção pelo fundo tem o papel de garantir a agitação do banho metálico na fase de sopro e resopro, durante a produção de aços carbono, siliciosos e inoxidáveis. Já na produção dos aços inoxidáveis, durante a fase de redução, a ação conjunta da agitação do banho promovida pelos gases injetados pelo fundo e a adição de da liga ferro silício, permitem a recuperação do cromo oxidado, contribuindo para o aumento do rendimento do cromo no vazamento.

Na produção de aços siliciosos e carbono, em convertedores que apresentam o sistema de agitação de gases inertes pelo fundo, como o próprio MRP-L, o principal objetivo da agitação de gases inertes é minimizar as deficiências de agitação do banho metálico, principalmente na fase final de sopro.

As vantagens deste processo em relação ao convertedor LD convencional com apenas o sopro de oxigênio pelo topo são:

- ✓ redução do ferro total (FeT) da escória que contribui para o aumento do rendimento metálico e performance do revestimento refratário, possibilitando a redução de fundentes;
- ✓ redução do grau de oxidação do banho, o que implica numa redução de desoxidantes e aumento do rendimento
- ✓ metálico das ligas;
- ✓ melhoria na estabilidade do sopro, minimizando o índice das projeções.

As características principais do Convertedor MRP-L da Acesita são descritas na Tabela 3.1 abaixo:

Tabela 3.1 - Principais características do Convertedor MRP-L da Acesita

Fabricante	MANNESMANN DEMAG
Capacidade Nominal (t / Corrida)	75 / 80 t
Dimensões do vaso	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Diâmetro → 4900 mm ( 3700 com refratário )</li> <li>• Altura → 7430 mm</li> <li>• Volume → 52 m<sup>3</sup> ( com refratário)</li> </ul>
Vazão de sopro de oxigênio da lança	160 Nm <sup>3</sup> /minuto
Vazão dos plug's (Ar e N <sub>2</sub> )	1,5 a 12,0 Nm <sup>3</sup> /minuto
Tempo médio em min / corrida de vazamento a vazamento (Tap –to- Tap)	<p>CARBONO E SILICIOSOS (GO e GNO)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Alto Carbono e GO → 63 minutos / corrida</li> <li>• Baixo Carbono e GNO → 55 minutos / corrida</li> </ul> <p>INOXIDÁVEL</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• 304 → 70 minutos / corrida</li> <li>• 430 → 67 minutos / corrida</li> </ul>

Para a produção de aços carbono e siliciosos no MRP-L existe um modelo estático de sopro controlado pelo supervisor. Com as informações do peso e composição da carga metálica (gusa e sucata) a ser carregada e do carbono e temperatura de fim de sopro objetivados no final da corrida, são definidas as quantidades a serem adicionadas de:

- fundentes;
- minério ou FeSi quando necessário para acerto de balanço térmico;
- volume total de oxigênio em Nm<sup>3</sup>.

Para cada grupo de aço existe um padrão de sopro que determina a vazão de oxigênio, a vazão de gás inerte e a altura da lança para cada fase do sopro. O operador tem a flexibilidade de alterar esses valores em qualquer instante do sopro, caso seja necessário.

### **3.3 PROCESSO BOF**

A fabricação de aço em forno básico de oxigênio BOF entrou em operação em 1952 na cidade de Linz na Áustria, com o processo LD.

Esse processo é caracterizado por possuir uma lança posicionada no topo do convertedor, pela qual se faz o sopro de oxigênio com a finalidade de promover o refino da carga metálica, através da oxidação de elementos como o carbono, silício, manganês, fósforo e ferro. O objetivo desse processo é o atendimento, após o término do sopro de oxigênio, da composição química, da temperatura e do peso de aço dentro das faixas objetivadas.

O processo BOF em relação aos processos que o antecederam, como o Bessemer e Siemens Martin, trouxe um grande avanço em relação à produtividade e qualidade do aço permitindo uma redução significativa no custo de produção.

No início da década de 90, segundo Duarte (1995), o processo LD era responsável por mais de 55% de toda a produção mundial de aço.

Após o desenvolvimento do processo LD, com sopro de oxigênio pelo topo do convertedor, surgiu uma nova tecnologia de produção de aço líquido a partir de gusa e sucata, na qual o oxigênio era soprado pelo fundo do convertedor.

Segundo Lima (2000), a utilização de oxigênio puro pelas ventaneiras do Bessemer, levou à obtenção de elevadíssimas temperaturas na região das ventaneiras e, conseqüentemente, sérios problemas de desgaste. Foram feitos diversos estudos, sendo que a solução adotada na maioria dos processos, foi a adição de um gás endotérmico, normalmente um hidrocarboneto, que ao se decompor, refrigerava a região próxima ao fundo do vaso.

As principais vantagens do processo de sopro de oxigênio pelo fundo do convertedor, quando comparado com o processo de sopro de oxigênio pelo topo, segundo Nilles (1982), são:

- menor %Fe total na escória e melhor rendimento metálico;
- uma melhor partição de fósforo e enxofre entre metal e escória;
- aumento do teor de manganês no fim de sopro;
- redução do % de oxigênio dissolvido no metal com conseqüente melhoria do rendimento de ferro ligas;
- possibilidade da produção de aços com teores muito baixos de carbono sem a superoxidação do metal e escória;
- baixos teores de nitrogênio no aço;
- melhor controle do sopro;
- alta reprodutibilidade.

Por outro lado, as desvantagens do sopro pelo fundo, em relação ao sopro pelo topo, são:

- baixa capacidade de fusão de sucata;
- alto desgaste do fundo do convertedor;
- alto teor de hidrogênio no vazamento.

- dificuldade de produzir corridas com alto teor de carbono, devido à alta intensidade de mistura de sopro.

Na década de 70, iniciou-se o desenvolvimento de convertedores, que combinassem as vantagens do sopro de oxigênio pelo topo e pelo fundo. Nestes convertedores, a maior agitação do banho promovida pela injeção de gases pelo fundo, favorecem a descarburização, reduzindo o nível de oxidação, melhorando o rendimento metálico, reduzindo o consumo de ligas e desoxidantes. Essa maior agitação assegura uma maior homogeneidade do banho, reduzindo as diferenças de temperatura entre metal e escória, melhorando a condição de desfosforação no convertedor. A redução do nível de oxidação do banho tem, também como consequência, a redução do % ferro total (FeT) da escória, permitindo reduzir o consumo de fundentes, devido à obtenção de uma escória menos fluida no fim do sopro de oxigênio.

Segundo Becker(1994), no convertedor BOF, com sopro pelo topo, o movimento do banho é realizado essencialmente pela energia de impacto transmitida pelo jato de oxigênio no banho e pela energia de borbulhamento auxiliada pela formação de CO.

Na fase inicial do processo, durante a dessiliciação, a formação de CO permanece fraca. Durante a fase principal do sopro, onde a descarburização é máxima, a formação de CO na região de ponto de queima e vizinhança é extremamente pronunciada. Nas áreas de contorno do convertedor, entretanto, existem as zonas mortas onde ocorrem variações de concentrações devido às diferenças dos potenciais de oxigênio.

A figura 3.6 mostra alguns potenciais de oxigênio no convertedor LD durante uma corrida.

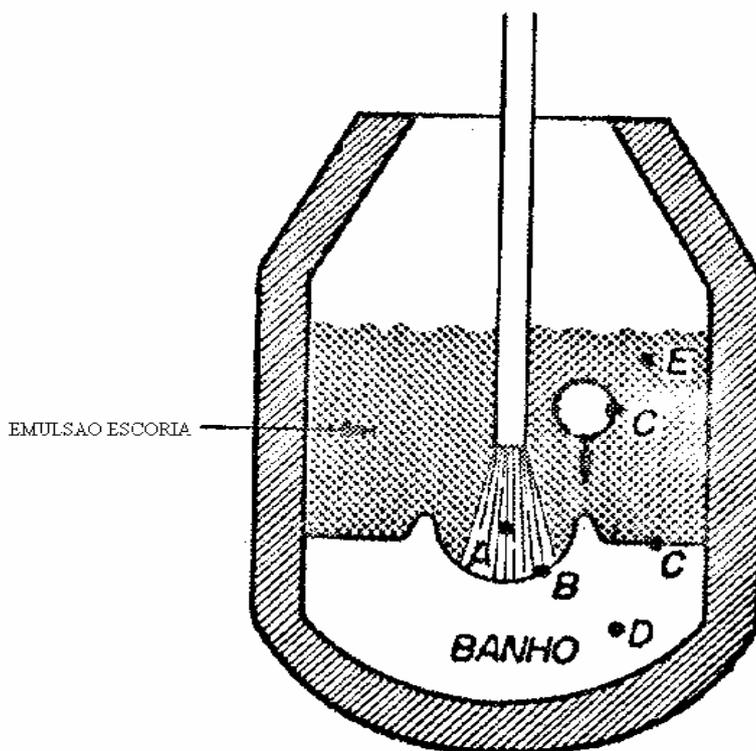


Figura 3.6 - Alguns potenciais de oxigênio no convertedor LD durante uma corrida (Campos,1983)

As letras A, B, C, D e E representam os respectivos potenciais de oxigênio :

- A - potencial de oxigênio do sopro;
- B - potencial de oxigênio da superfície do banho que recebe o impacto do sopro;
- C - potencial de oxigênio da interface escória/banho ou gotícula de aço/escória;
- D - potencial de oxigênio do seio do banho;
- E - potencial de oxigênio da escória.

Na fase final da descarburização, o fornecimento de carbono no ponto de queima é inadequado, favorecendo uma maior oxidação de elementos como o ferro e manganês para a escória.

No processo BOF com sopro pelo topo, o oxigênio é transferido para o metal em grande parte pela escória. A formação da escória e parte da sua composição são controladas pelo monitoramento da altura de lança e vazão de oxigênio. Esse processo permite a formação mais rápida de uma escória fluida que favorece a desfosforação e dessulfuração do banho. Entretanto no final de sopro, a descarburização diminui e ocorre um grande desequilíbrio entre o metal e a escória, devido à fraca agitação promovida pelo gás.

Com o desenvolvimento do processo de sopro de oxigênio pelo fundo Q-BOP, foi observada uma grande redução da oxidação do banho devido à não redução da agitação do metal e escória no final da corrida, mesmo para aços com baixos teores de carbono objetivados no vazamento.

A figura 3.7 mostra os convertedores com sopro pelo topo e pelo fundo respectivamente.

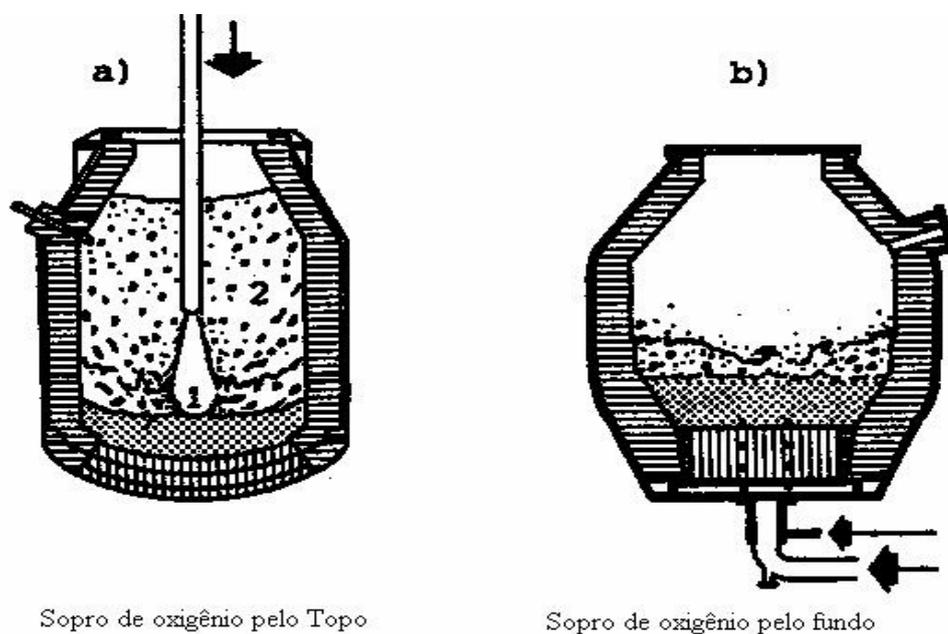


Figura 3.7- Convertedores com sopro pelo topo e pelo fundo (Nilles,1982)

No processo BOF com sopro pelo fundo, o oxigênio reage diretamente com o metal. Devido ao baixo grau de oxidação do banho, somente no final do sopro, no qual objetivam-se baixos teores de carbono, é que ocorre a oxidação de Fe para a escória,

favorecendo a dissolução da cal. Como consequência, a desfosforação ocorre somente quando o teor de carbono é reduzido o suficiente para que a escória possa ser enriquecida com óxido de ferro. Nesse processo, a agitação de escória e metal é eficiente o bastante para que, no final de sopro, ocorra a desfosforação e dessulfuração e que o equilíbrio entre metal e escória seja quase atingido.

Segundo Nilles (1982), os processos de sopro pelo topo e pelo fundo, implicam em diferentes mecanismos para a transferência de oxigênio para o metal e escória nos convertedores.

Durante o refino em convertedores com sopro pelo topo, o oxigênio é transferido para elementos dissolvidos no ferro de acordo com 2 mecanismos:

- Primeiramente por uma transferência direta para o metal na zona de queima do jato de oxigênio;
- E por uma transferência indireta, via gotículas suspensas no metal e escória em emulsão.

Esses mecanismos de transferência de oxigênio dependem do tipo de lança, da prática de produção e do estado físico químico da escória.

Já o refino em convertedores com sopro pelo fundo, o oxigênio é transferido diretamente para o metal. Grande parte da escória permanece viscosa durante a maior parte do sopro e somente no final do sopro é que ela participa das reações de refino.

### **3.3.1. A DESCARBURAÇÃO NOS PROCESSOS DE SOPRO DE OXIGÊNIO PELO TOPO E PELO FUNDO**

A figura 3.8 , mostra a relação do teor de carbono e de oxigênio no vazamento, para os processos com sopro pelo topo e pelo fundo, para um gusa com baixo teor de fósforo.

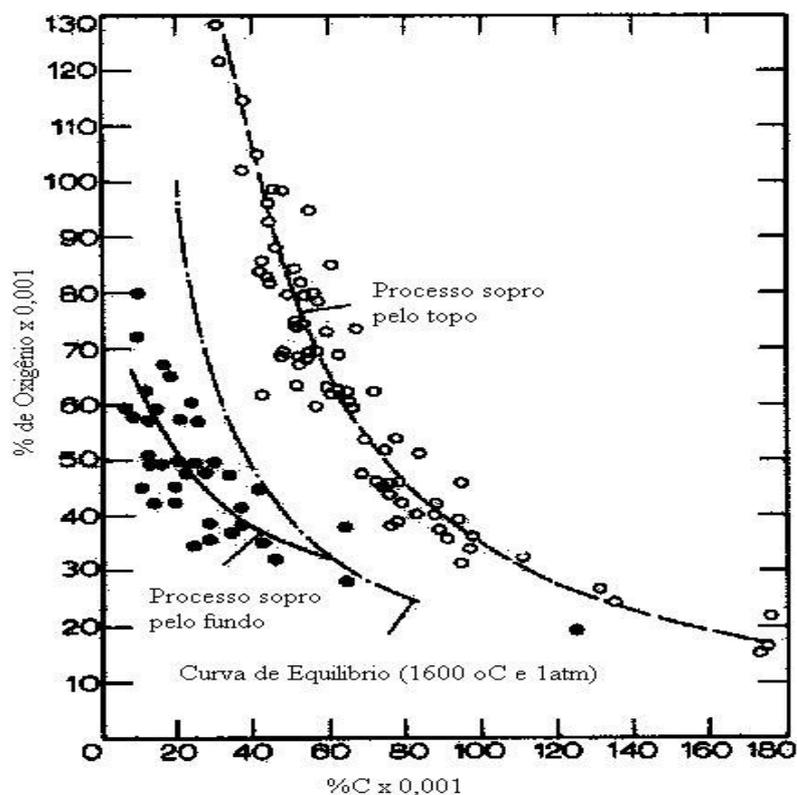


Figura 3.8 - Relação do teor de carbono e de oxigênio no vazamento, para um gusa com baixo teor de fósforo (Nilles,1982).

No sopro pelo topo, as medidas do teor de oxigênio estão localizadas acima de uma curva de equilíbrio que foi elaborada para uma temperatura de 1600 C e com uma pressão parcial de CO + CO<sub>2</sub> de 1 atm.

Já no sopro pelo fundo, os teores de oxigênio estão localizados abaixo da curva de equilíbrio com o carbono. Isto é devido ao fato de que a pressão parcial de CO na bolha de gás é reduzida pela pressão dos gases de proteção como o hidrogênio e nitrogênio.

### 3.3.2 A FORMAÇÃO DE ESCÓRIA NOS PROCESSOS DE SOPRO DE OXIGÊNIO PELO TOPO E PELO FUNDO

No convertedor com sopro de oxigênio pelo topo, a transferência de oxigênio pela escória é essencial, pois não somente uma grande parte da descarbonização mas também

grande parte da oxidação de elementos como o manganês e fósforo, ocorrem na interface entre metal e escória em emulsão.

O alto teor de ferro contido no convertedor com sopro de oxigênio pelo topo, favorece a dissolução da cal formando uma escória mais fluida com maior emulsão, facilitando a desfosforação em corridas nas quais aços com altos teores de carbono são objetivados no vazamento.

No convertedor com sopro de oxigênio pelo fundo, o teor de ferro na escória é mais baixo durante todo o sopro. A figura 3.9, mostra a evolução do teor de ferro na escória para os dois processos.

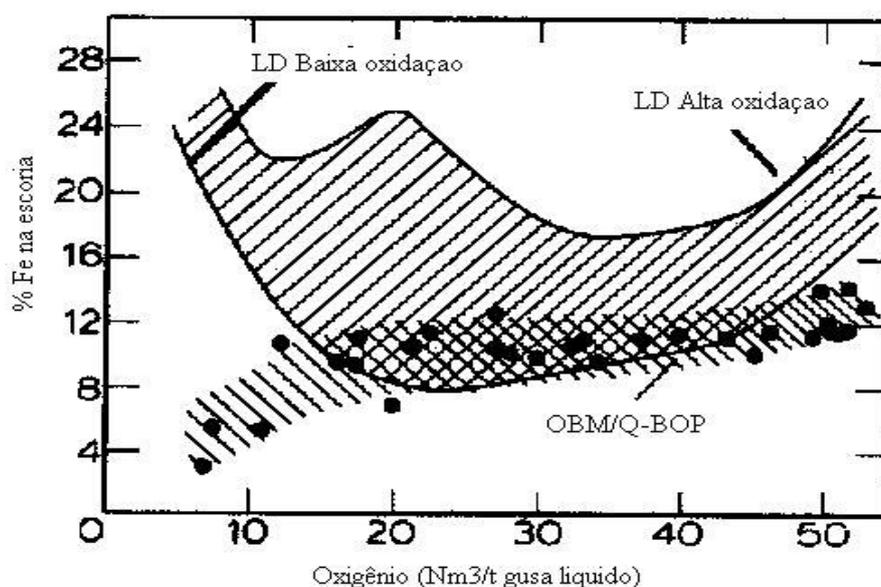


Figura 3.9 - Evolução do teor de ferro na escória para os processos de sopro pelo topo e sopro pelo fundo (Nilles,1982).

Devido à forte agitação do banho em convertedores com sopro pelo fundo, a temperatura da escória é similar ao do metal.

No final do sopro, quando as escórias de sopro pelo fundo tornam-se líquidas e reativas, a ação da intensidade da agitação do sopro pelo fundo favorece a transferência de massa entre metal e escória; as reações entre oxigênio, fósforo e manganês aproximam-se mais do equilíbrio em relação ao sopro pelo topo, onde o desequilíbrio que é criado durante o sopro não pode ser eliminado devido à fraca agitação do banho. As figuras 3.10 e 3.11 , mostram estas relações.

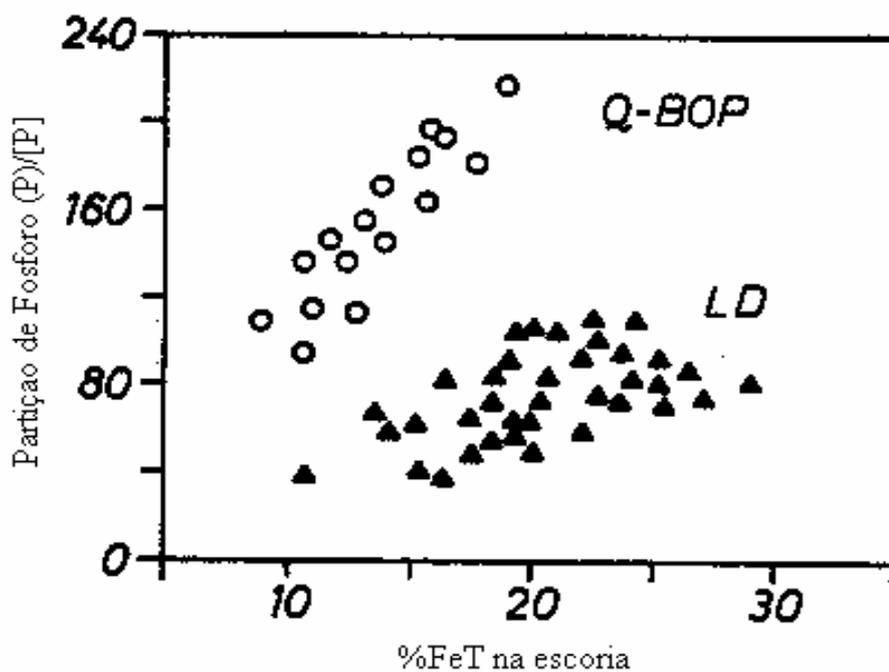


Figura 3.10 - Relação entre a partição de Fósforo e Fe total na escória segundo Bogdandy et al. citado pôr (Nilles,1982).

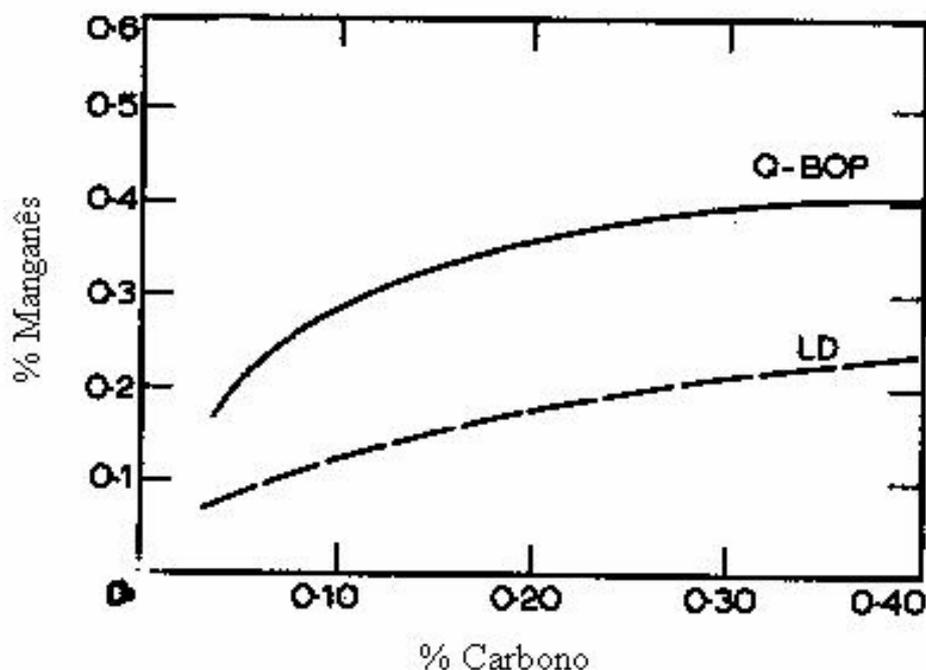


Figura 3.11 - Relação entre o %Mn de vazamento e o %C para os processos Q-BOP e LD (Nilles,1982).

Como visto acima, inúmeras foram as vantagens do sopro de oxigênio pelo fundo quando comparado com o sopro de oxigênio pelo topo. Mas desvantagens como a baixa capacidade de fusão de sucata, alto desgaste pelo fundo e dificuldade de produção de aços com alto teor de carbono e baixo teor de fósforo objetivados no vazamento, fez com que fossem desenvolvidos novos processos que combinassem as vantagens dos convertedores com sopro de oxigênio pelo topo e pelo fundo.

### 3.3.3 PROCESSOS DE SOPRO COMBINADO

Segundo Hambly (1982), desde 1974, iniciou-se o desenvolvimento de convertedores que combinassem as vantagens do sopro pelo topo e pelo fundo. Estes novos processos consistem na injeção de oxigênio, nitrogênio, argônio, dióxido de carbono ou a combinação de oxigênio com outros gases. Cal pulverizada pode ser injetada para facilitar a dessulfuração e desfosforação.

Segundo Bogdandy (1984), os processos BOF, podem ser divididos em seis grupos:

- Sopros de oxigênio pelo topo (LD);
- Sopros de oxigênio pelo fundo (OBM/Q-BOP, LWS);
- Sopros de oxigênio pelo topo e agitação pelo fundo com gás inerte (LD-KG, LD-AB, LD-BC);
- Sopros de oxigênio pelo topo e agitação pelo fundo com gás inerte ou gás oxidado (LD-CB, LD-OTB, LD-STB, BSC-BAP, LBE);
- Sopros de oxigênio combinado no topo e no fundo do convertedor (K-OBM, K-BOP, LD-OB, LD-HC);
- Sopros de oxigênio com injeção de carvão, coque, óleo ou gás natural (KMS, KS, COIN).

A figura 3.12, mostra alguns convertedores de sopro combinado segundo Bogdandy(1984).

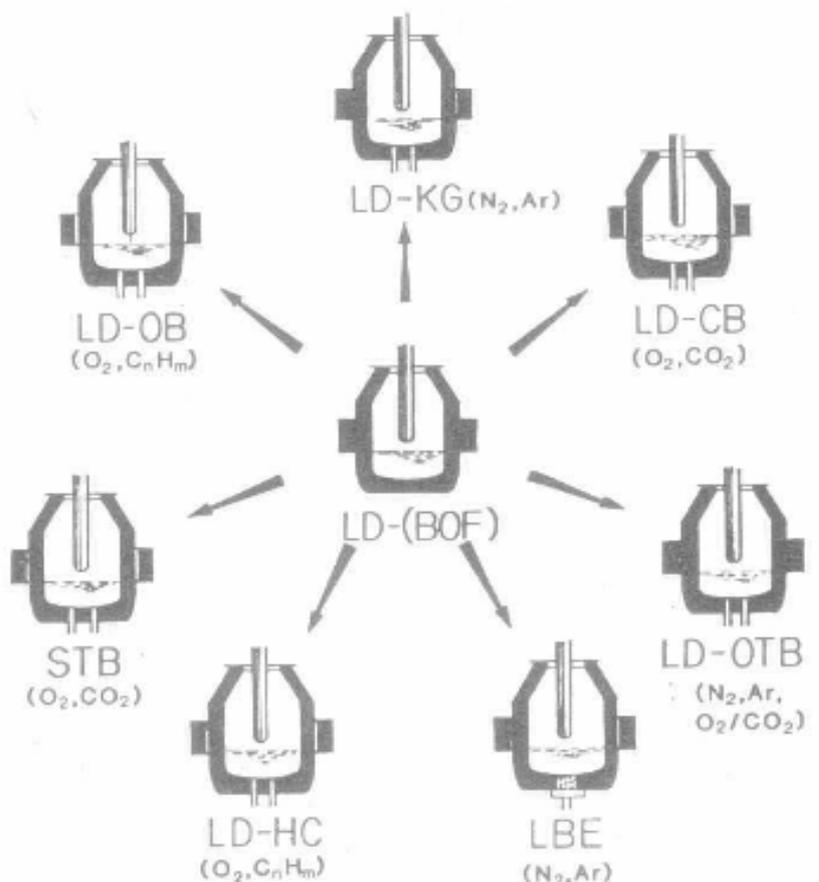


Figura 3.12 – Principais Processos de Sopro Combinado (Bogdandy,1984).

A figura 3.13 mostra alguns processos de sopro combinado que são classificados pela intensidade de mistura do banho em fraca, moderada ou forte. Esta intensidade de mistura é função da capacidade de vazão ( $\text{Nm}^3/\text{t} \cdot \text{min}$ ) destes convertedores.

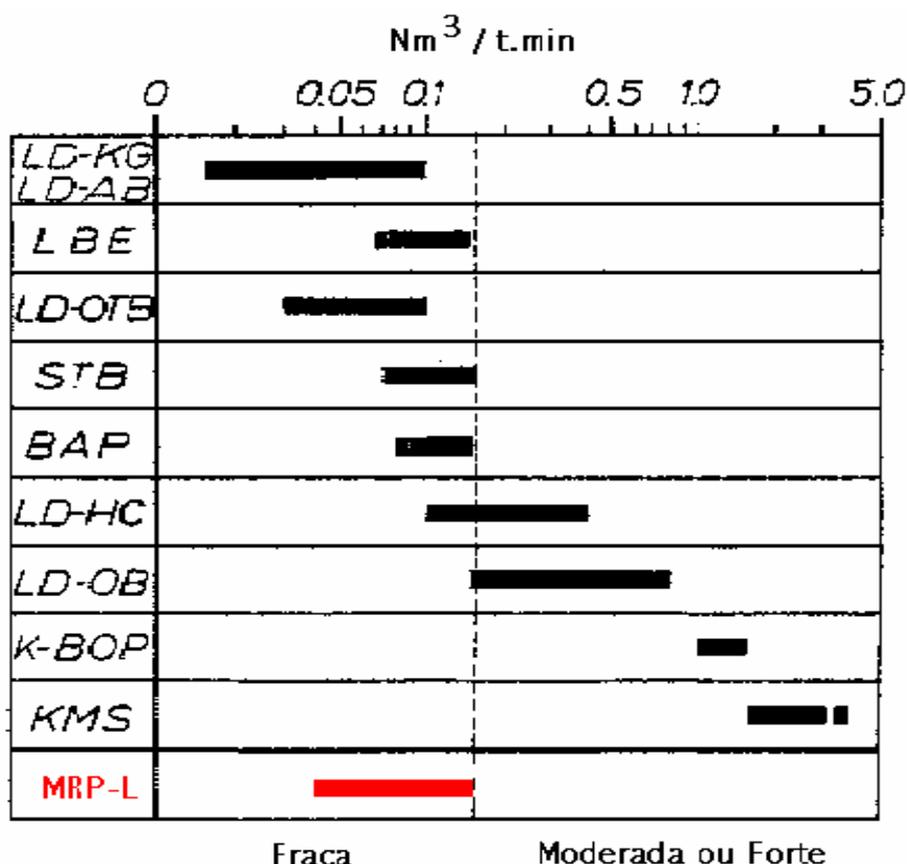


Figura 3.13 - Processos de sopro combinado classificados pela intensidade de mistura do banho em fraca, moderada ou forte (Nilles,1982).

No caso específico do convertedor MRP-L da Acesita, que tem uma capacidade nominal de 80 t pôr corrida; e uma vazão de gás inerte de  $12 \text{ Nm}^3$  pôr minuto, o mesmo pode ser classificado em relação à figura acima como um processo que tem uma intensidade de mistura entre moderada e fraca, devido às pequenas quantidades de gás que são injetados para promover a agitação do banho durante o processamento da corrida.

Convedtores como LBE, LD-KG, STB e BAP, apresentam valores de vazões de gás pelo fundo similares ao processo MRP-L da Acesita.

### **3.3.3.1 PRINCIPAIS EFEITOS METALÚRGICOS DO SOPRO COMBINADO**

Segundo Ferreira (1989), o processo LD se divide em 3 partes, cada uma delas com suas características e necessidades particulares que são possíveis de serem satisfeitas com maior eficácia com o uso do sopro combinado. Na 1º fase do processo, durante a formação da primeira escória, a mesma deve favorecer ao máximo a dissolução da cal, produzindo uma escória rica em óxido de ferro cujo potencial de oxigênio deve ser maior do que no metal líquido ainda rico em carbono.

Na 2º fase do sopro, se concentram os esforços quase que exclusivamente na descarburização, que deve ser a mais eficiente possível, permitindo que o CO formado passe pela escória.

Na etapa final do processo, com baixos teores de carbono no banho, deve-se manter o mínimo de desequilíbrio entre metal e escória para permitir um melhor rendimento metálico e uma máxima utilização do potencial de refino da escória.

Uma agitação adequada de gás inerte pelo fundo do convertedor, permite satisfazer as necessidades metalúrgicas de cada uma das etapas de descarburização do processo. Em conseqüência, aumento da eficiência do oxigênio durante a descarburização que se desenvolve de maneira mais uniforme, eliminando a retenção temporal de CO, reduzindo a freqüência e a intensidade das projeções da escória.

A agitação favorecida pelos gases injetados pelo fundo do convertedor, melhora a interação metal-escória através de uma constante renovação da superfície de contato, promovendo uma redução da diferença de temperatura entre ambos, aumentando a extensão das reações de refino, melhorando as partições de fósforo e enxofre, reduzindo o nível de oxidação do banho e aumentando o residual de manganês no final de sopro.

Na CST, segundo Ferreira (1989), os principais benefícios obtidos com o processo de sopro combinado foram:

- redução do nível de oxidação do metal e escória;

- melhor controle de formação de escória, reduzindo as projeções;
- maior reprodutibilidade dos resultados.

Os efeitos destas vantagens se traduzem em:

- maior flexibilidade operacional,
- aumento do rendimento metálico de 0,3%,
- redução de ferro ligas e desoxidantes,
- melhoramento da qualidade dos produtos e
- redução do consumo de fundentes em 3,5 kg/t aço líquido,

A figura 3.14 compara os teores de ferro total (FeT) na escória com os valores de carbono de fim de sopro entre o convertedor convencional LD e o convertedor LD-KGC da CST.

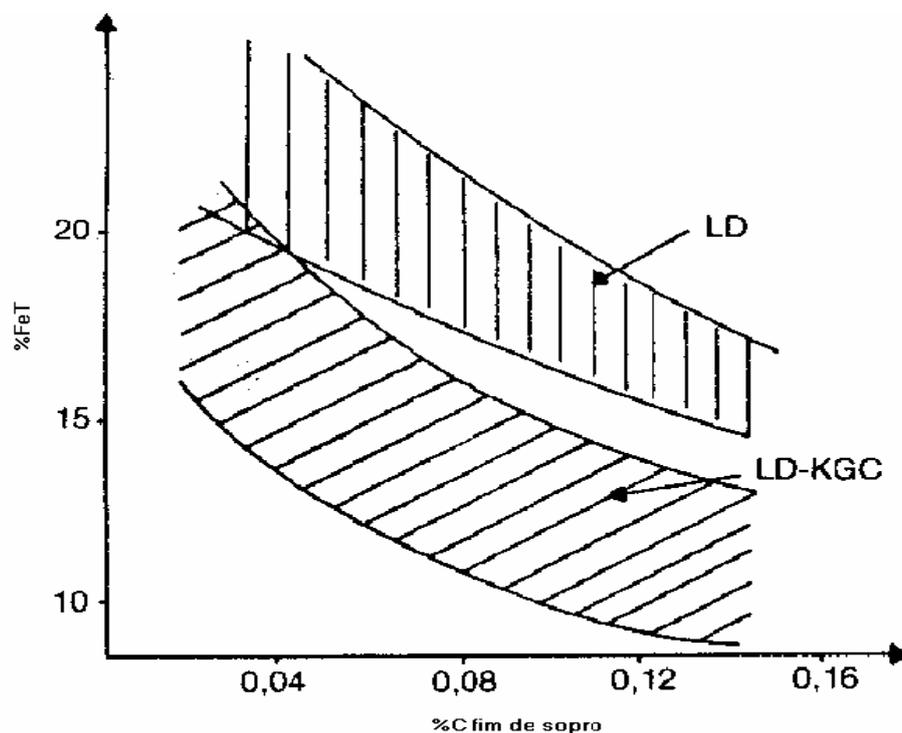


Figura 3.14 – Relação entre o %FeT da escória e o % C fim de sopro (Ferreira,1989).

Segundo Jimenez (1991), a melhor agitação do banho, obtida com o aumento da vazão de gás inerte durante o período final do sopro de oxigênio, resulta na redução do teor de FeT da escória.

A figura 3.15 compara os teores de manganês e carbono de fim de sopro entre o convertidor convencional LD e o convertidor LD-KGC da CST, Companhia Siderúrgica de Tubarão.

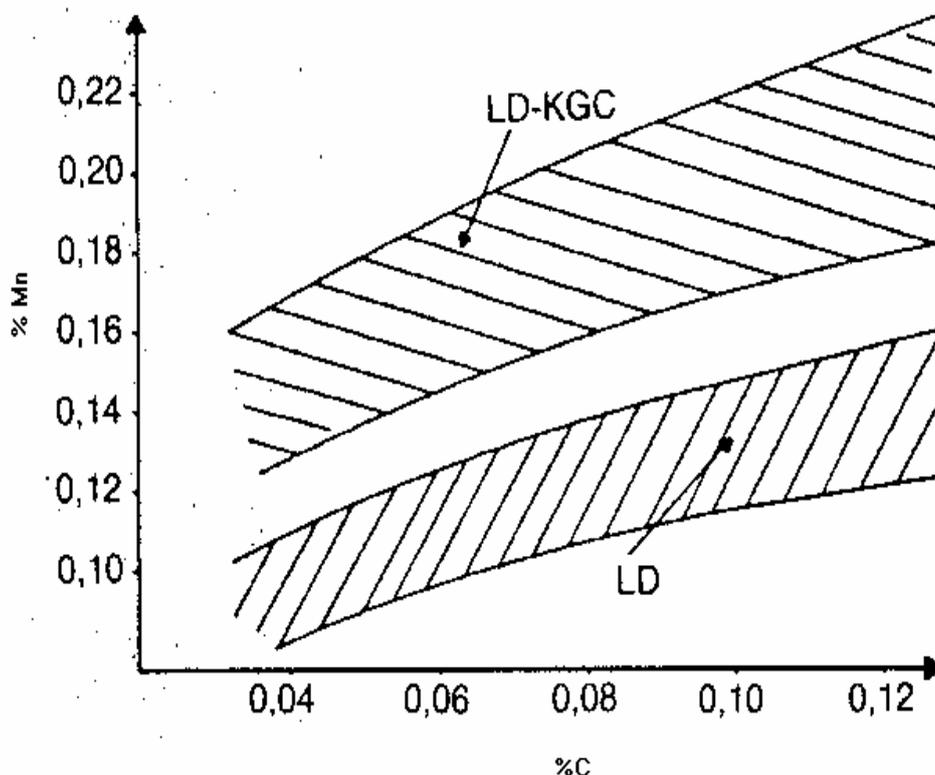


Figura 3.15 – Relação entre o %Mn fim de sopro e o % C fim de sopro (Ferreira,1989).

Observa-se pela figura 3.14, que o convertidor de sopro combinado, apresenta teores de FeT na escória menores que o convertidor LD, já os teores de manganês de fim de sopro, figura 3.15, são maiores, isto se deve à redução do grau de oxidação do banho, promovida pela injeção de gases inertes que garantem a agitação do metal e escória melhorando a cinética das reações de refino.

Outro resultado importante para o processo, conseguido com o convertidor de sopro combinado na CST, foi a redução do teor de fósforo das corridas. Apesar da redução do consumo de fundentes devido à redução do nível de oxidação do banho com teores mais baixo de FeT nas escórias; a maior agitação do banho promovida pela injeção de gases

pelo fundo, levam a uma maior aproximação das condições de equilíbrio, devido ao aumento das superfícies de contato melhorando as reações na interface metal-escória.

A figura 3.16 mostra a evolução do % de fósforo final do aço, comparando o convertedor convencional LD e o convertedor LD-KGC da CST, Companhia Siderúrgica de Tubarão.

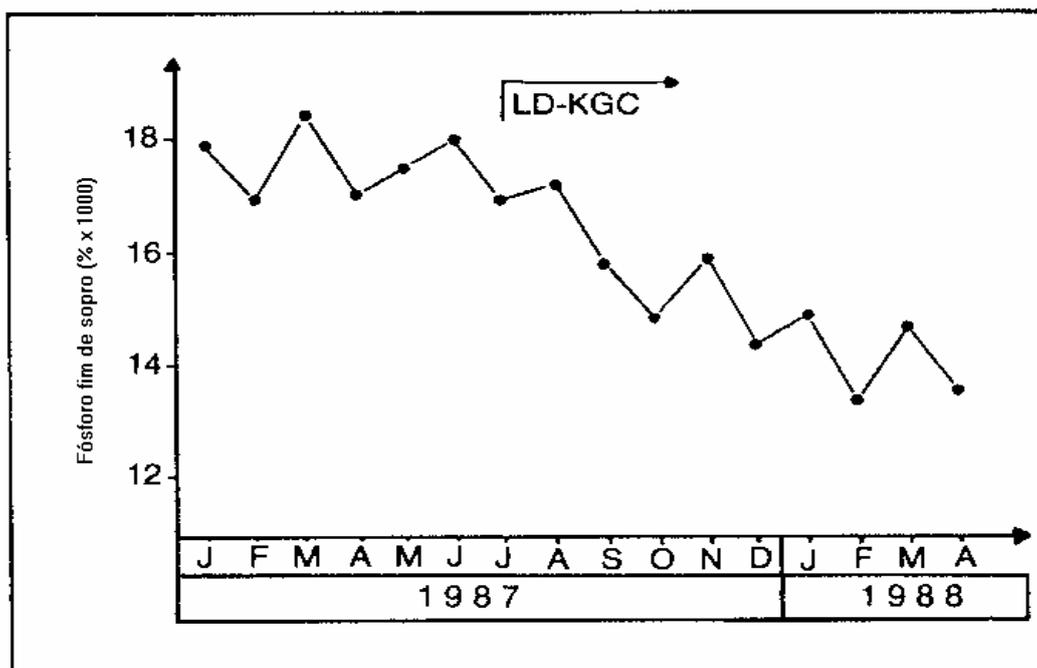


Figura 3.16 – Evolução do %P Fim de Sopro da CST (Ferreira,1989).

Segundo Becker(1994), no processo de sopro combinado, a quantidade de gás varia de acordo com a fase do processo. Durante a dessiliciação e a fase principal da descarburização, a quantidade de gás a ser injetada deve ser o suficiente para garantir a homogeneidade da composição química e da temperatura. Durante a fase final do sopro que é o momento no qual ocorre a redução da taxa de descarburização, a formação de CO torna-se muito fraca para promover uma agitação adequada do banho. Durante este período, a vazão de gás deve ser aumentada a fim de assegurar o transporte de carbono para o ponto de queima reduzindo assim a oxidação dos outros elementos.

Com a redução do nível de oxidação do banho, é possível aumentar o rendimento metálico, o rendimento de ligas e desoxidantes, proporcionando uma redução do custo de produção do aço.

Segundo Kishimoto(1990), as características das reações metalúrgicas em convertedores com sopro combinado, são muito superiores quando comparadas com convertedores com sopro pelo topo. Em operações de rotina do convertedor LD-KGC da Kawasaki, a vazão de gás inerte pelo fundo, é mantida baixa nos estágios inicial e intermediário da descarburização, com o objetivo de evitar o excesso de projeção de carga e o entupimento das ventaneiras. A vazão é aumentada somente na fase final da descarburização, para prevenir o excesso de oxidação do ferro.

Vazões de gás inerte pelo fundo de aproximadamente  $0,10 \text{ Nm}^3/\text{mim.t}$  aço, melhoram as características das reações metalúrgicas. Contudo, torna-se evidente através de dados experimentais que as características das reações metalúrgicas podem ser melhoradas pelo aumento da vazão para valores acima de  $0,10 \text{ Nm}^3/\text{mim.t}$  aço.

A figura 3.17 mostra a relação do teor do ferro na escória do convertedor LD-KGC da Kawasaki com a vazão de gás inerte utilizada ( $\text{Nm}^3/\text{mim.t}$ ).

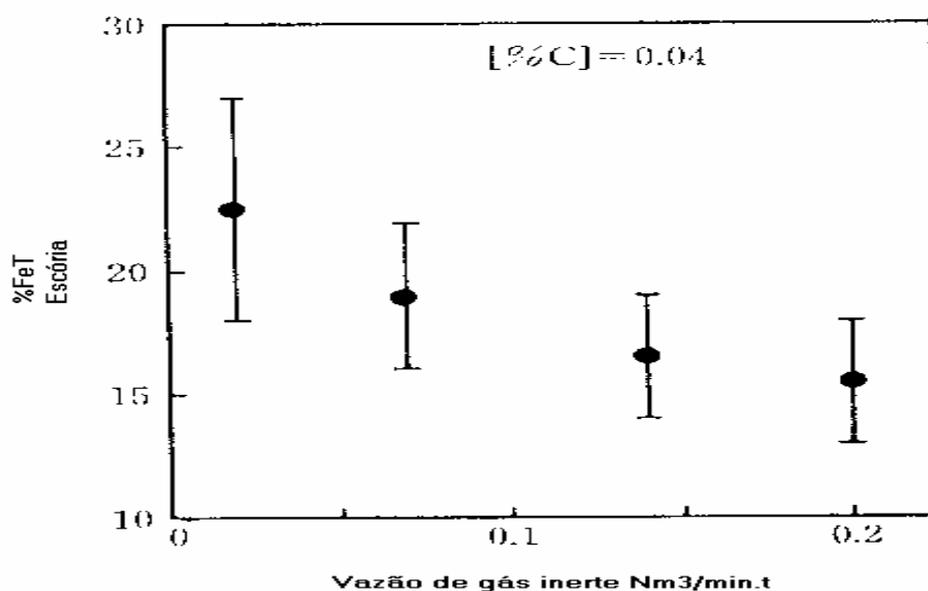


Figura 3.17 Relação do teor do ferro na escória do convertedor LD-KGC da Kawasaki com a vazão de gás inerte utilizada  $\text{Nm}^3/\text{mim.t}$  (Kishimoto,1990).

A figura 3.18, segundo Nagai(1982), mostra a relação do % de FeT da escória com o % C para vários convertedores. Observa-se que quanto maior a intensidade de agitação do banho, menor será o %FeT da escória.

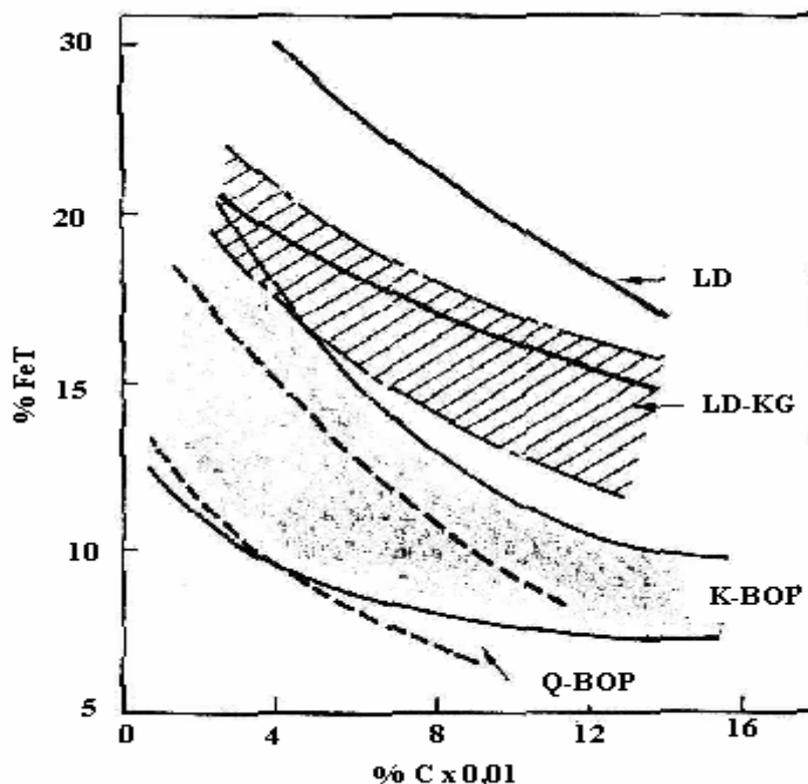


Figura 3.18 Relação do teor do ferro na escória com o %C, para vários convertedores (Nagai,1982).

Segundo Estevão(1991), o processo LD convencional com sopro de oxigênio pelo topo sem agitação de gás inerte pelo fundo, apesar de possuir vantagens tais como um ciclo operacional de curta duração com alta produtividade, versatilidade metalúrgica e menor custo operacional aos processos anteriores de produção, é um processo insuficiente para fazer com que as reações de final de sopro de oxigênio, se aproximem do equilíbrio.

O desenvolvimento da técnica de sopro combinado, com a agitação de gases inertes pelo fundo, permitiu corrigir a deficiência de agitação do banho, melhorando a cinética das reações de refino, devido à melhor interação metal escória. No convertedor LG-KGC da Usiminas, nitrogênio ou argônio são injetados pelo fundo do convertedor através de ventaneiras. Com este processo, tanto o oxigênio dissolvido quanto o FeT da escória

reduziram em relação ao LD convencional. Esta redução, deve-se à maior agitação do banho promovida pela injeção de gases inertes, melhorando a cinética das reações de refino. A melhor interação entre metal e escória, promovida pela agitação de gases injetados no fundo do convertedor, favorece a cinética das reações na interface metal-escória, diminuindo a diferença de temperatura entre eles, o que favorece a obtenção de teores de fósforo mais baixos no aço, mesmo com a redução do volume de escória, devido a menores adições de fundentes. Outros benefícios foram o aumento do rendimento metálico, redução do consumo de alumínio, redução na frequência e grau das projeções e melhoria na performance do refratário.

Os principais resultados obtidos com a utilização do convertedor LD-KGC da Usiminas são mostrados abaixo na Tabela 3.2 abaixo:

Tabela 3.2 - Principais resultados do convertedor LD-KGC da Usiminas

Resultados	Aciaria 1	Aciaria 2
Rendimento metálico (%)	+ 0,20	+ 0,80
Consumo de Alumínio (kg/t)	-	- 0,42
Consumo de Fe Mn (kg/t)	- 1,24	- 1,92
Consumo de oxigênio (Nm <sup>3</sup> /t)	- 2,60	- 2,50
Consumo de Fundentes (kg/t)	- 7,20	- 6,30
Consumo de refratário (kg/t)	- 1,20	- 1,00

Segundo Hopkins(1986), o convertedor com sopro combinado BAP (Processo de Agitação do Banho), que injeta gases inertes pelo fundo do convertedor através de elementos refratários, trouxe benefícios econômicos bastante significantes, como o aumento do rendimento metálico em 0,7%, devido à redução de projeções e redução do % ferro na escória,. redução de alumínio na panela da ordem de 0,6 kg/t e aumento da vida do revestimento refratário proporcionado pela redução do nível de oxidação do banho.

A tendência de sopro pelo fundo em convertedores nos anos 70 em substituição aos convertedores com sopro de oxigênio somente pelo topo, tinha como propósito,

minimizar as deficiências de agitação do banho neste processo, especialmente no fim de sopro para melhorar a descarburagem.

O processo de sopro combinado LBE, conforme Gaye(1982), tem como principal característica a injeção de gases inertes no convertedor através de elementos refratários localizados no fundo do convertedor. Os efeitos benéficos com este processo são o melhor controle do sopro de oxigênio, melhora das reações metalúrgicas, melhoria do rendimento metálico e qualidade do aço e economia no consumo de fundentes, alumínio e ferro ligas. A injeção de gás inerte pode ser utilizada de forma intermitente durante o sopro de oxigênio, cuja vazão depende da composição química do gusa e do tipo de aço a ser produzido. Outra utilização, é a injeção de gás inerte após o término do sopro de oxigênio “pós –stirring”, que é muito eficiente nas reações de descarburagem e metal-escória.

### **3.4 AGITAÇÃO APÓS SOPRO “PÓS-STIRRING”**

Segundo Denier(1980), a prática de pós-stirring, que consiste na injeção de gás inerte pelo banho após o fim do sopro de oxigênio, tem dois efeitos principais:

- descarburagem e desoxidação do metal;
- a redução do desequilíbrio entre o metal e escória.

As pequenas bolhas de gás injetadas no banho, criam campos de descarburagem e se o gás for inerte ( $N_2$  ou Ar), reduz-se a pressão parcial de CO, favorecendo a reação de descarburagem. O carbono no metal, é oxidado pelo oxigênio dissolvido ou pôr óxido de ferro na escória.

As figuras 3.19 e 3.20 ilustram os efeitos do pós-stirring no aço.

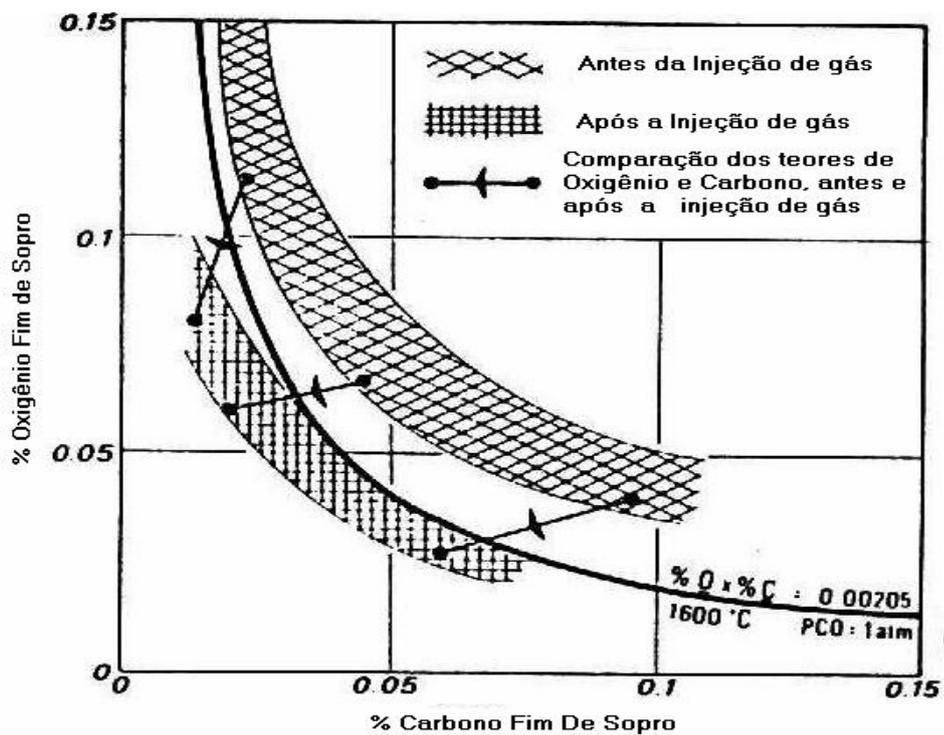


Figura 3.19 Relação do teores de carbono e oxigênio no banho, antes e após o pós-stirring (Denier,1980).

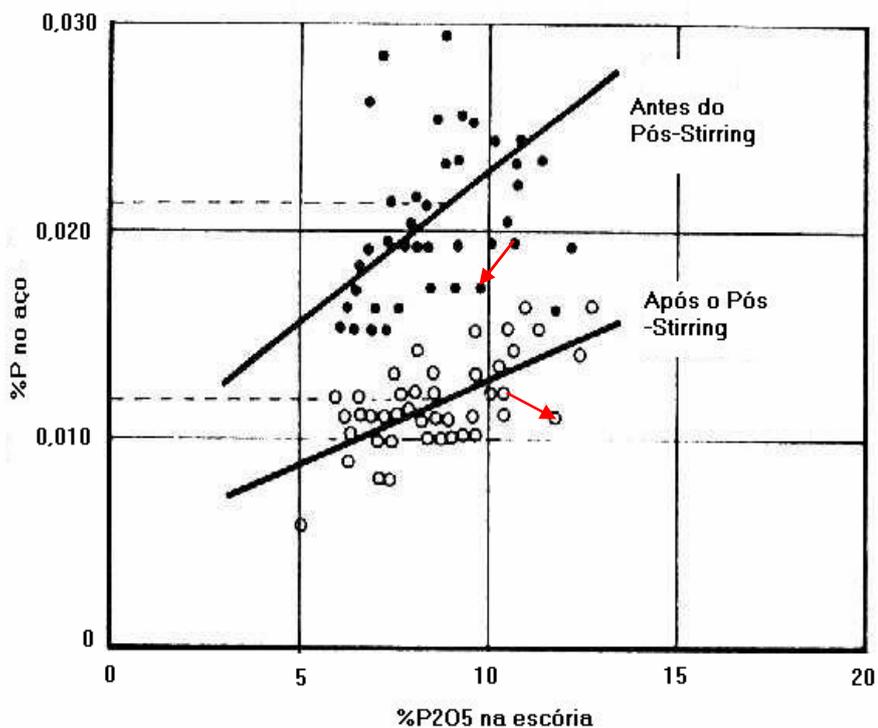


Figura 3.20 Efeito do pós-stirring no fósforo contido no aço (Denier,1980).

Segundo Cunningham(1982), a prática de pós-stirring em convertedores com sopro combinado, melhora os benefícios metalúrgicos, reduzindo o oxigênio dissolvido, nitrogênio e hidrogênio do aço. Também permite a redução de carbono no banho com o FeO da escória, reduzindo o FeO e melhorando o rendimento metálico.

A figura 3.21, Segundo Becker(1994), ilustra a relação do teor de FeO contido na escória com o oxigênio contido no banho após o pós-stirring.

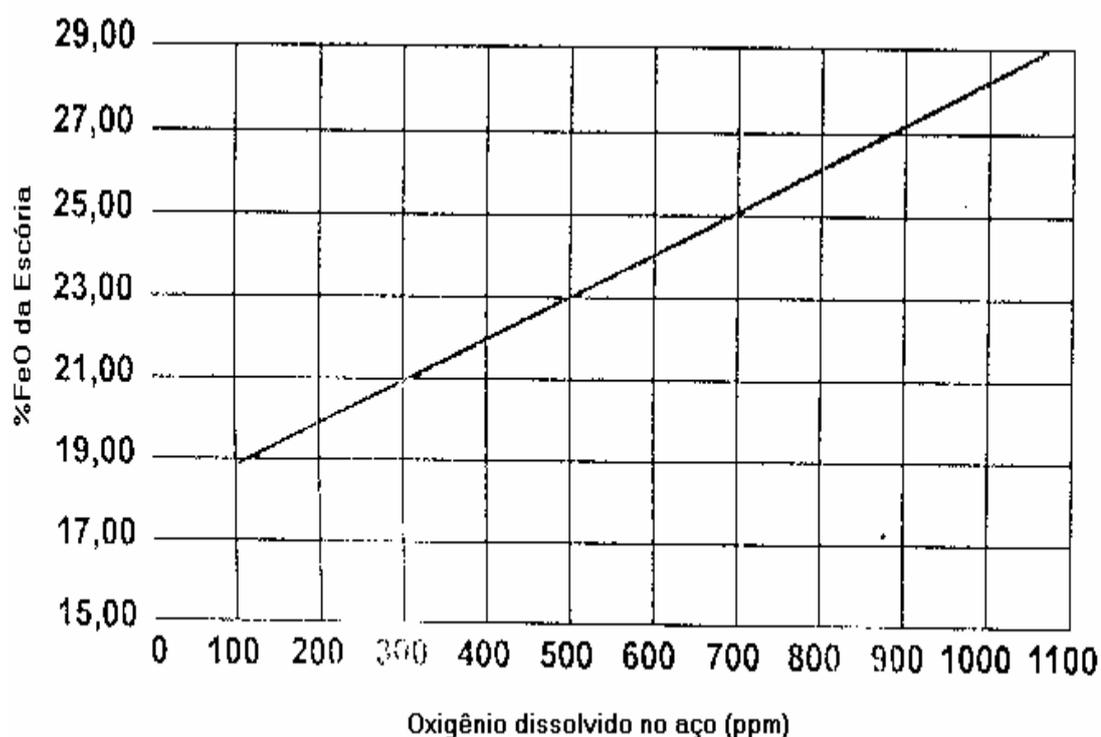


Figura 3.21 - Relação do teor de FeO contido na escória com o oxigênio contido no banho após o pós-stirring (Becker,1994).

### 3.5. DESCARBURAÇÃO

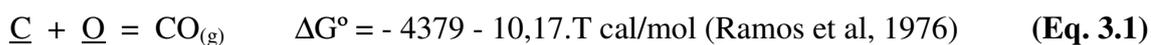
Segundo Ghosh(1975), a oxidação do carbono é a reação mais importante na produção de aço porque é a responsável pelo controle do ritmo da produção. Nos processos de produção de aço, o oxigênio é injetado diretamente dentro do metal líquido. Pôr causa do resultado rápido das reações, o controle destes processos é dificultado. Se os mecanismos dos processos de descarbonização forem melhores entendidos, tornaria

possível um melhor controle e uma notável melhoria na eficiência e economia na produção de aço.

Segundo Campos(1982), o conhecimento da reação de descarburização é essencial no controle de processos e dado que o ritmo de descarburização é o fator que controla o potencial de oxigênio preponderante no forno, seu conhecimento vai implicar na possibilidade de se equacionar o que acontece com os outros elementos do banho.

### 3.5.1 TERMODINÂMICA DA DESCARBURAÇÃO

A descarburização procede segundo a seguinte reação:



$$\Delta G^\circ = -RT \ln K \quad \text{(Eq. 3.2)}$$

$$K = P_{\text{CO}} / h_C \cdot h_O$$

$h_C$  = atividade henriana do carbono;  $h_C = \%C \cdot f_C$

$h_O$  = atividade henriana do oxigênio;  $h_O = \%O \cdot f_O$

$P_{\text{CO}}$  = pressão de CO no equilíbrio;

$\%C$  = % de carbono no aço;

$f_C$  = coeficiente de atividade henriano do carbono;

$\%O$  = % de oxigênio no aço;

$f_O$  = coeficiente de atividade henriano do oxigênio.

$$K = P_{\text{CO}} / \%C \cdot f_C \cdot \%O \cdot f_O \quad \text{(Eq. 3.3)}$$

Substituindo as equações 3.1 e 3.3 na equação 3.2 temos:

$$\ln \%C = \ln (P_{\text{CO}} / f_C \cdot f_O \cdot \%O) - 2203,60/T - 5,118 \quad \text{(Eq. 3.4)}$$

A equação 3.4 mostra que, se as condições cinéticas não forem limitantes, o teor de carbono em equilíbrio com o oxigênio do aço é função da temperatura, pressão e presença de outros elementos residuais. A figura 3.22 mostra as várias tendências ao equilíbrio do sistema C-O em alguns processos de fabricação de aço.

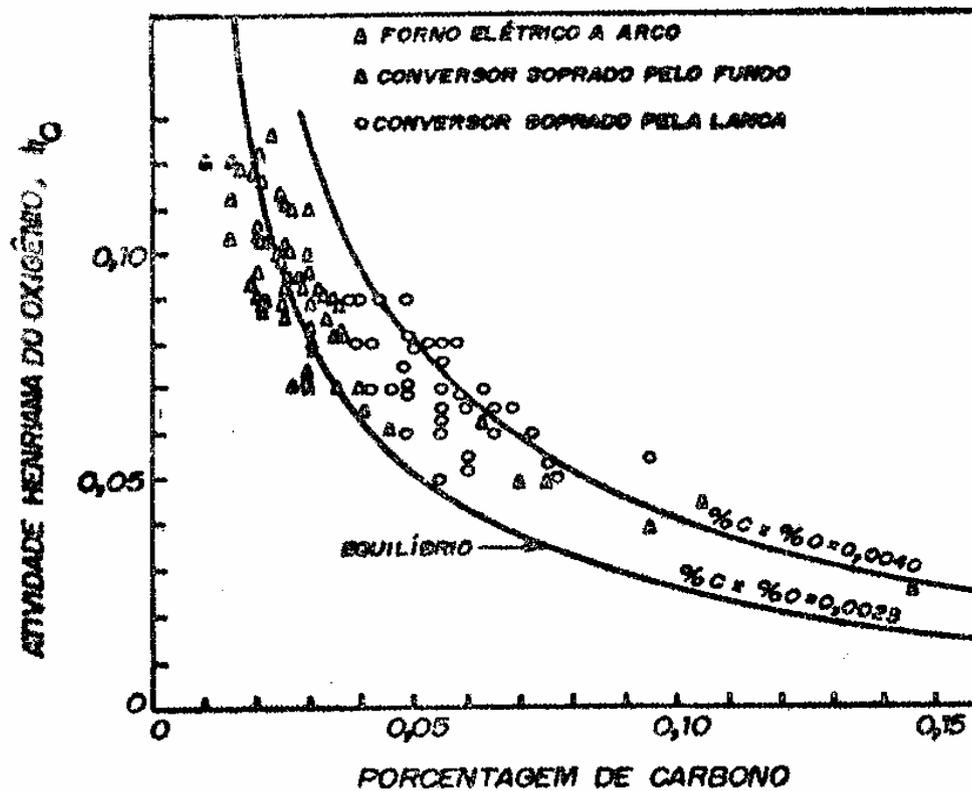
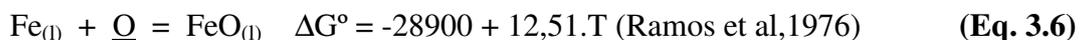


Figura 3.22 - Relação entre o teor de carbono e a atividade de oxigênio (medida pôr pilha eletroquímica) em várias condições segundo Chastant e Savage citado pôr Campos(1982).

Observa-se que o teor final de carbono a ser atingido, depende do tipo de processo a ser utilizado. A equação 3.4 pode ser utilizada para determinar o teor mínimo teórico de carbono que pode ser atingido para as várias condições de fabricação. Este teor corresponde ao teor máximo de oxigênio de saturação que está em equilíbrio com o FeO líquido puro.



$$\Delta G^\circ = -RT \ln K \quad (\text{Eq. 3.7})$$

$$K = a_{\text{FeO}} / a_{\text{Fe}} \cdot h_{\text{O}} \quad (\text{Eq. 3.8})$$

Onde:

$a_{\text{FeO}}$  = atividade do FeO na escória;

$a_{\text{Fe}}$  = atividade do Fe no aço;

$h_{\text{O}}$  = atividade henriana do oxigênio;

Substituindo as equações 3.5 e 3.7 na equação 3.6 e considerando  $a_{\text{FeO}}$  e  $a_{\text{Fe}}$  como sendo igual a 1 temos:

$$\ln h_{\text{O sat}} = -14545/T + 6,296 \quad (\text{Eq. 3.9})$$

Esta equação determina o teor máximo de oxigênio no aço para uma determinada temperatura. A determinação do valor do teor mínimo de carbono a ser atingido seria aquele em equilíbrio com esse oxigênio.



$$\Delta G^\circ = -4379 - 10,17.T = -RT \ln (\text{PCO} / h_{\text{C}} \cdot h_{\text{O}})$$

Fazendo  $h_{\text{O}} = h_{\text{O sat}}$  e  $h_{\text{C}} = h_{\text{C min}}$  temos:

$$\ln h_{\text{C min}} = -2203,60/T - 5,118 + \ln \text{Pco} - \ln h_{\text{O sat}} \quad (\text{Eq. 3.10})$$

Substituindo a equação 3.9 na equação 3.8 e fazendo  $h_{\text{C}} = f_{\text{C}} \cdot \%C$  temos:

$$\ln \%C_{\text{min}} = \ln \text{Pco} / f_{\text{C}} - 11,414 + 12341/T \quad (\text{Eq. 3.11})$$

A equação 3.11 determina o teor mínimo de carbono do banho.

A tabela 3.3 fornece os teores mínimos de carbono que poderiam ser atingidos a partir da equação 3.11 para uma temperatura de 1650<sup>0</sup>C e considerando-se  $f_C = 1$ .

Tabela 3.3 - Teores mínimos de carbono para vários processos.

Processo	P <sub>CO</sub>	% C
LD, Q-BOP	1	0,0076
BESSEMER	0,35	0,00265
VOR	0,0065	0,00005

Na prática estes valores não são atingidos pôr motivos de limitação cinética, pôr existir um valor crítico do teor de carbono abaixo do qual a descarburacão deixa de depender somente do oxigênio fornecido ao banho e torna-se dependente da velocidade de difusão do carbono, tornado a velocidade de descarburacão muito lenta. Processos com agitaçao de gases pelo fundo, melhoram as condições cinéticas no momento do sopro na qual o carbono atinge valores críticos, melhorando a eficiência de descarburacão neste período.

### 3.5.2. CINÉTICA DA DESCARBURAÇÃO

Um processo de descarburacão é nitidamente dividido em duas fases:

1. na primeira a velocidade de descarburacão depende somente da velocidade de oxigênio e pode ser representada da seguinte maneira:

$$-\frac{d(\%C)}{dt} = K' \quad (\text{Eq. 3.12})$$

onde  $K'$  é uma constante determinada pela vazão de oxigênio.

2. na segunda a velocidade de descarburacão depende da velocidade de difusão do carbono (e portanto é função do teor momentâneo de carbono e grau de agitaçao do processo). Nesse caso a velocidade de descarburacão pode ser representada pôr um equaçao de primeira ordem:

$$-\frac{d(\%C)}{dt} = K'' \cdot (C)^* \quad (\text{Eq. 3.13})$$

onde:  $(C)^*$  representa a força motriz da reação de descarburização e é representada pela diferença entre a porcentagem de carbono momentânea e aquela em equilíbrio.

$$(C)^* = (\%C - \%C_e) \quad (\text{Eq. 3.14})$$

portanto,

$$-\frac{d(\%C)}{(\%C - \%C_e)} = K'' \cdot dt \quad (\text{Eq. 3.15})$$

integrando a equação(3,14) temos:

$$-\ln(\%C - \%C_e) = K'' \cdot t + R \quad (\text{Eq. 3.16})$$

quando  $t=0$ ,  $\%C = \%C_i$ , a equação 3.15 fica;

$$R = -\ln(C_i - C_e) \quad \ln \frac{(C_i - C_e)}{(\%C - \%C_e)} = K'' \cdot t \quad (\text{Eq. 3.17})$$

A figura 3.23 identifica as duas fases de descarburização descritas mostrando além disto uma fase prévia que corresponde ao consumo de oxigênio pela oxidação preferencial de outros elementos presentes no aço.

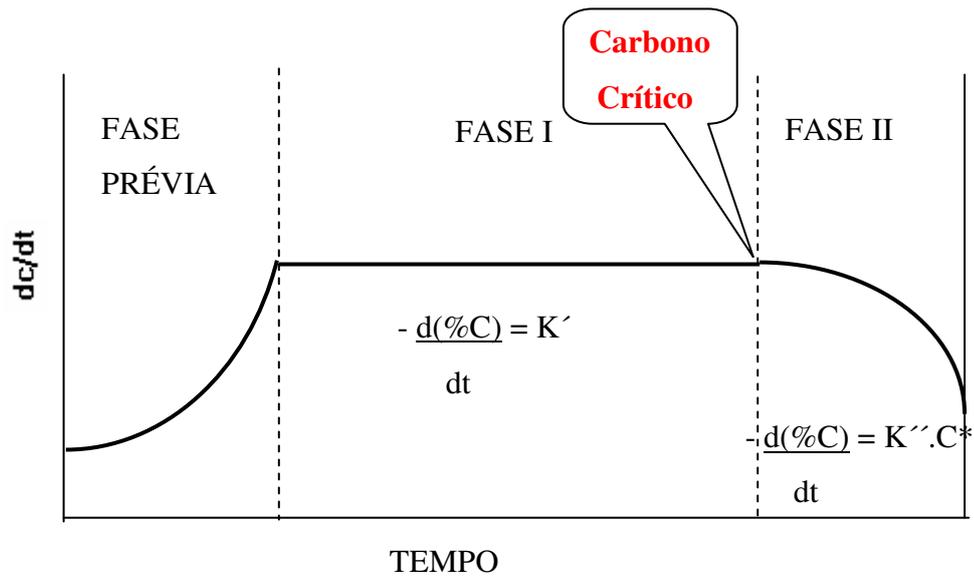


Figura 3.23 – Esquema mostrando a curva da variação da velocidade de descarburização com o tempo segundo Chastant e Savage citado pôr Campos (1982).

Como conclusão fica dividido o processo de descarburização em duas partes que recebem tratamento cinético distinto e que são separadas pelo atingimento do teor crítico de carbono.

A taxa de descarburização  $dc/dt$  e o tempo de sopro, dependem da vazão de oxigênio utilizada. A figura 3.24 mostra uma representação esquemática na qual o aumento da taxa de descarburização e a redução do tempo de sopro dependem do aumento da vazão de oxigênio.

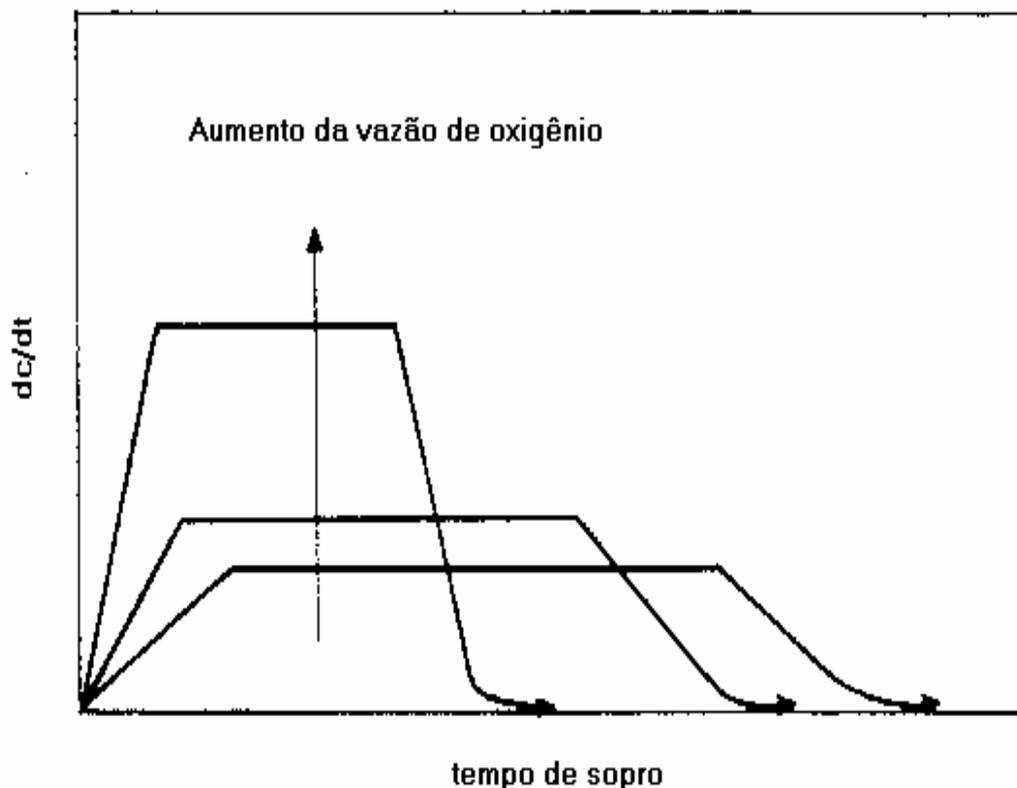


Figura 3.24 – Representação esquemática que mostra que a taxa de descarburização e o tempo de sopro, dependem da vazão de oxigênio segundo Koch citado pôr Deo(1982).

Segundo Ichinoe(1971), com o aumento da vazão de oxigênio ( $\text{Nm}^3/\text{t}$ ), o tempo requerido para cada etapa de descarburização, é reduzido fortemente.

O teor crítico de carbono, uma vez ultrapassado durante a descarburização, determina uma drástica redução da velocidade de descarburização.

A velocidade de difusão do carbono é proporcional à diferença de concentração entre dois pontos.

$$V_C = f (\%C_b - \%C_i), \text{ onde:}$$

$V_C$  = velocidade de difusão do carbono;

$\%C_b$  = porcentagem de carbono no banho;

$\%C_i$  = porcentagem de carbono na interface gás/metal.

Quando a velocidade de difusão do carbono for igual à velocidade de suprimento de oxigênio ( $V_O$ ) têm-se:

$V_C = V_O = f(\%C_c - \%C_i)$ , onde:

$C_c$  = porcentagem crítica do carbono.

O teor crítico de carbono terá um valor para cada processo e mesmo vários valores para um mesmo processo, dependendo da operação.

Segundo Nagai(1982), a concentração do carbono crítico, diminui com o aumento da agitação do banho. Normalmente, têm-se as seguintes relações entre as concentrações do carbono crítico e o tipo de convertedor:

- LD, a concentração de carbono crítico é de 0,8 a 1,0%,
- LD-KG é de 0,6 a 0,9%,
- K-BOP é de 0,35 a 0,55%,
- Q-BOP é de 0,30 a 0,50%.

O conhecimento do teor crítico é de grande importância. Quando se desejar descarburar abaixo do valor do carbono crítico, deve-se agitar o banho ao máximo para diminuir o tamanho da camada limite e assim aumentar o valor de  $V_C$ .

## **4 .METODOLOGIA**

O objetivo deste trabalho é otimizar a vazão de injeção de gases inertes no fundo do convertedor MRP-L, durante a produção dos aços siliciosos de grão não orientado GNO e grão orientado GO, visando principalmente a melhoria dos resultados de rendimento metálico e consumo de alumínio através da redução do nível de oxidação do banho metálico.

Na metodologia serão abordados os aspectos relativos à realização dos testes experimentais para os aços siliciosos de grão orientado GO e grão não orientado GNO.

### **4.1. DETERMINAÇÃO DO NÍVEL DE OXIDAÇÃO DO BANHO**

Para determinar o nível de oxidação das corridas, foram utilizados os sensores celox MTOX fornecidos pela Ecil.

Anteriormente à realização deste trabalho, a Acesita já adquiria estes sensores. Os mesmos eram usados no LD2 e MRP-L, somente durante a campanha de GO para determinar o valor do carbono de fim de sopro. Além da indicação do valor do teor de carbono, estes sensores fornecem os valores do oxigênio dissolvido, temperatura e amostra de aço. No caso do teor de carbono, o valor é calculado através de uma curva experimental que correlaciona os valores de oxigênio e temperatura de fim de sopro.

Para realizar a medição, os mesmos são acoplados à lança automática e no final das corridas, introduzidos no banho metálico, pelo topo do convertedor. O objetivo principal da utilização destes sensores até então, estava relacionado à questão de segurança, evitando assim o basculamento do convertedor para fazer a amostragem, Tec-Tip que é um método utilizado para determinar o valor de carbono fim de sopro a partir da temperatura de solidificação da amostra e temperatura fim de sopro durante a produção de GO. Esta prática tinha como objetivo, eliminar o risco de projeção do banho metálico, gusa e escória nos forneiros.

O sopro para produção do aço silício GO no MRP-L, é realizado em 2 etapas (sopro e resopro). Durante o resopro, o teor de carbono é reduzido de 0,50% para 0,025% e o volume de oxigênio a ser utilizado, é função basicamente do carbono e temperatura de fim de sopro.

Já o sopro para a produção do aço silício GNO no MRP-L, é realizado em uma única etapa, sendo que após o fim do sopro de oxigênio, ocorre a etapa de vazamento sem que haja a retirada da amostra de aço ou medição de temperatura dentro do convertedor. Somente na panela após o vazamento, é que se faz a amostra de aço e medição de temperatura.

Antes de iniciar os testes experimentais referentes ao trabalho, pôr recomendação do fornecedor, foi desenvolvido uma nova estufa, para garantir a utilização dos sensores isentos de umidade , aumentando assim a confiabilidade dos resultados.

Outro ponto importante, refere-se as medidas de sola e de L0 (nível de banho no convertedor), que eram realizadas diariamente, para evitar a ocorrência durante a realização dos testes, de problemas com a medição devido ao não posicionamento correto do sensor no banho metálico. Outro ponto que foi ajustado, foi o tempo de duração do sensor dentro do banho.

Todas estas ações, tiveram pôr objetivo, garantir uma medição com o menor número possível de variáveis, que pudessem afetar o resultado do % de oxigênio no banho.

## **4.2. REALIZAÇÃO DAS CORRIDAS EXPERIMENTAIS DO AÇO SILÍCIO GNO**

Os testes experimentais para o aço silício GNO, cujo teor de carbono objetivado no vazamento é de 400 a 800 ppm (0,04 a 0,08%) foram programados da seguinte maneira:

- ✓ Variando-se a vazão de gás inerte a serem injetada pelo fundo do convertedor no final do sopro de oxigênio, conforme proposto na figura 4.1. A figura 4.1 mostra os

patamares de vazão de gás inerte objetivados para a condição dos 2 minutos finais da corrida.

- 1,5 Nm<sup>3</sup>/min, é a vazão mínima de gás injetado pelo fundo do convertedor, para evitar o entupimento dos plugues e;
- 4,5 - 7,5 e 12,0 Nm<sup>3</sup>/min.
- ✓ Variando-se o tempo de injeção de gás inerte, a ser otimizada no final do sopro de oxigênio em 2, 3 4 e 5 minutos.

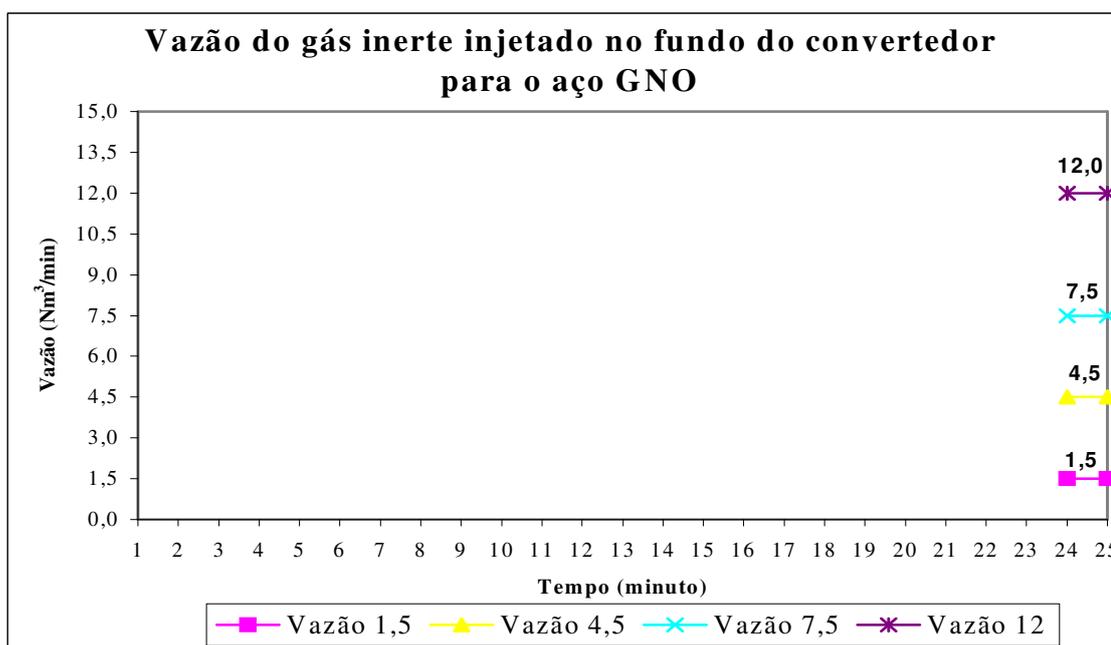


Figura 4.1 – Vazão da injeção de gás inerte para o aço silício GNO

A vazão de injeção de gás inerte pelo fundo, equivalente a 12,0 Nm<sup>3</sup>/min foi objetivada, dado que este valor é a capacidade máxima do sistema.

A realização dos experimentos para o aço silício GNO, foi conforme a tabela 4.1.

Tabela 4.1 –Realização dos experimentos do aço silício GNO

Ordem dos Experimentos	Duração da fase com injeção de gás inerte a ser otimizada no final do sopro de oxigênio	Vazão dos plugues (Nm <sup>3</sup> /min)
1	2´	1,5
2	2´	1,5
3	2´	1,5
4	2´	1,5
1	2´	4,5
2	2´	4,5
3	2´	4,5
4	2´	4,5
1	2´	7,5
2	2´	7,5
3	2´	7,5
4	2´	7,5
1	2´	12,0
2	2´	12,0
3	2´	12,0
4	2´	12,0

Pela tabela 4.1, nota-se que objetivou-se realizar 16 experimentos para a condição na qual a vazão de gás inerte foi variada nos 2 minutos finais do sopro de oxigênio. Para avaliar os tempos de 2, 3, 4 e 5 minutos na qual a vazão de gás inerte pelo fundo do convertedor foi variada, objetivou-se realizar no mínimo 64 experimentos com o aço silício GNO, sendo 16 experimentos para cada tempo.

### 4.3. REALIZAÇÃO DAS CORRIDAS EXPERIMENTAIS DO AÇO SILÍCIO GO

Os testes experimentais para o aço silício GO foram programados durante e após o resopro. Após o resopro foi programado o “pós stirring”, que consiste na passagem de gás inerte pelo banho a uma dada vazão por um determinado período de tempo. Os testes foram realizados da seguinte maneira:

- ✓ Variando-se a vazão de gás inerte a ser injetada pelo fundo do convertedor. Serão avaliados os seguintes patamares 4,5 7,5 e 12,0 Nm<sup>3</sup>/min durante o resopro conforme a figura 4.2:

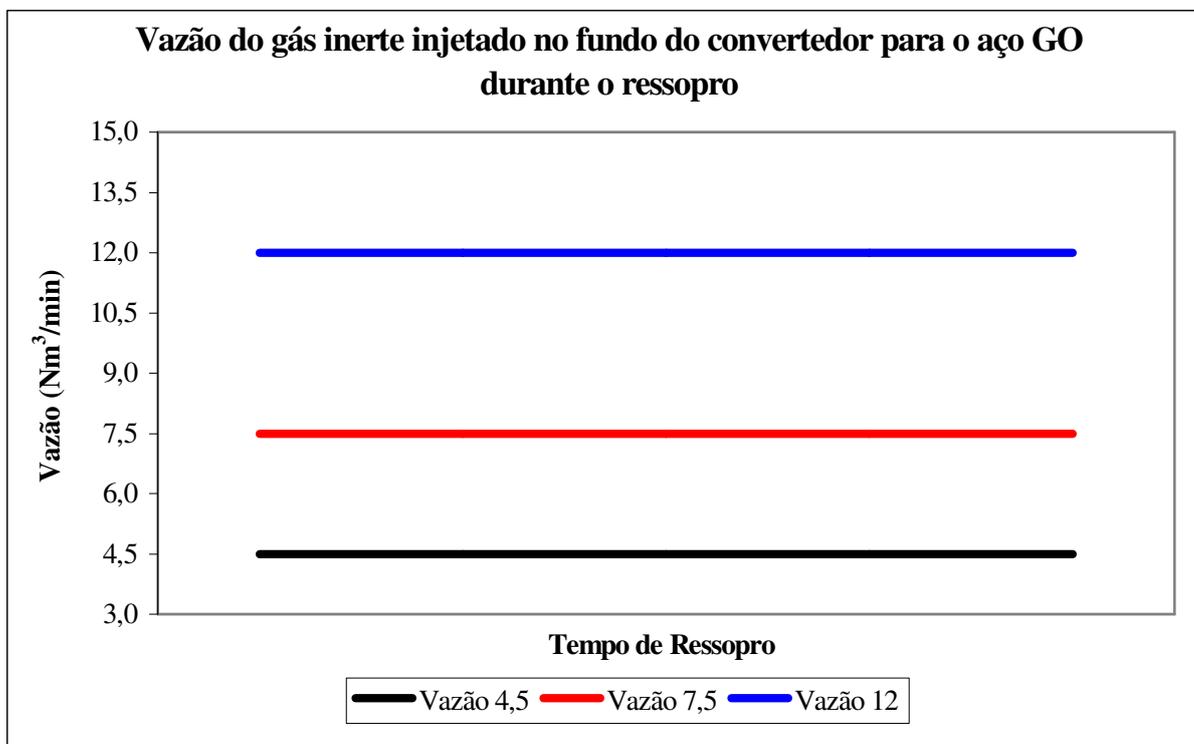


Figura 4.2 – Vazão da injeção de gás inerte para o aço silício GO durante o resopro.

- ✓ No “pós stirring”, foram programadas as vazões de 4,5 - 7,5 e 12 Nm<sup>3</sup>/min durante 2 minutos após o fim de resopro.

A realização dos experimentos para o aço silício GO, foram programados, conforme a tabela 4.2.

Tabela 4.2 –Realização dos experimentos do aço silício GO, durante o resopro e pós-stirring.

Ordem dos Experimentos	Vazão durante o Ressoro (Nm <sup>3</sup> /mim)	Vazão em Nm <sup>3</sup> /mim 2 minutos de Pós Stirring:
1	4,5	-
2	4,5	4,5
3	4,5	-
4	4,5	7,5
5	4,5	-
6	4,5	12,0
7	7,5	-
8	7,5	4,5
9	7,5	-
10	7,5	7,5
11	7,5	-
12	7,5	12,0
13	12,0	-
14	12,0	4,5
15	12,0	-
16	12,0	7,5
17	12,0	-
18	12,0	12,0

Para cada condição proposta pela tabela 4.2, foram objetivados no mínimo 3 testes.

Os pós-stirring, foram programados em corridas alternadas, para minimizar os efeitos das variações do processo.

## **5 .RESULTADOS E DISCUSSÕES**

Os principais resultados, obtidos com a otimização da injeção de gás inerte pelo fundo do convertedor MRP-L durante a produção dos aços siliciosos GNO e GO serão abordados a seguir.

Para efeito de comparação dos resultados alcançados durante a realização dos experimentos e melhorias obtidas, será adotado como referência, os resultados do ano de 2003, ano anterior ao desenvolvimento deste projeto.

### **5.1. EXPERIMENTOS COM O AÇO GNO**

A produção do aço silício GNO no convertedor MRP-L, envolve as fases de carregamento, sopro de oxigênio e vazamento. No caso específico deste aço, não são realizadas as operações de retirada de amostra de aço e temperatura de fim de sopro dentro do convertedor. A interrupção do sopro de oxigênio é feita através da visualização da chama, no momento em que o soprador perceber que o carbono já atingiu a faixa objetivada. O objetivo de carbono na panela após o vazamento é de 0,04 a 0,08% (400 a 800ppm). Após o vazamento, é retirada a amostra de aço na panela e feita a medição de temperatura. A próxima fase do fluxo de produção deste aço na Aciaria, envolve os equipamentos Forno Panela, VOD e Lingotamento Contínuo.

O modelo termoquímico do MRP-L, possui práticas de produção pôr tipo ou grupo de aço, nas quais as variáveis vazão de oxigênio, altura de lança e vazão de gás inerte para cada fase do sopro de oxigênio são parametrizadas, podendo ser alteradas quando necessário.

Para a realização dos experimentos, foi necessário o apoio da automação, para que a variável tempo de injeção de gás inerte, pudesse ser parametrizada em cada fase do sopro de oxigênio, sendo necessário uma adequação do modelo termoquímico do MRPL.

Para avaliar o efeito das variáveis vazão e tempo de gás inerte no nível de oxidação do banho realizou-se 74 experimentos com as vazões de 1,5; 4,5; 7,5 e 12,0 Nm<sup>3</sup>/min para os seguintes tempos de 2, 3, 4 e 5 minutos de injeção de gás inerte na última fase do sopro.

Não foram considerados os resultados das corridas experimentais, que ocorreram variações das vazões de oxigênio e ou das vazões de gás inerte pelo fundo do convertedor, nas fases anteriores à última fase do sopro de oxigênio. O objetivo foi de padronizar os experimentos.

### **5.1.1. RELAÇÃO DO % OXIGÊNIO DISSOLVIDO E CARBONO NO VAZAMENTO PARA O GNO.**

De acordo com Nilles (1982), figura 3.9, página 19, o oxigênio dissolvido no aço, tem uma relação direta com o teor de carbono no vazamento e que este oxigênio, varia para um mesmo teor de carbono de acordo com o tipo de convertedor utilizado. Os valores de carbono dos 74 experimentos realizados, variaram de 0,02 a 0,11%

A variação do teor de oxigênio dissolvido com o carbono de vazamento para os experimentos realizados com o aço GNO, é mostrada na figura 5.1.

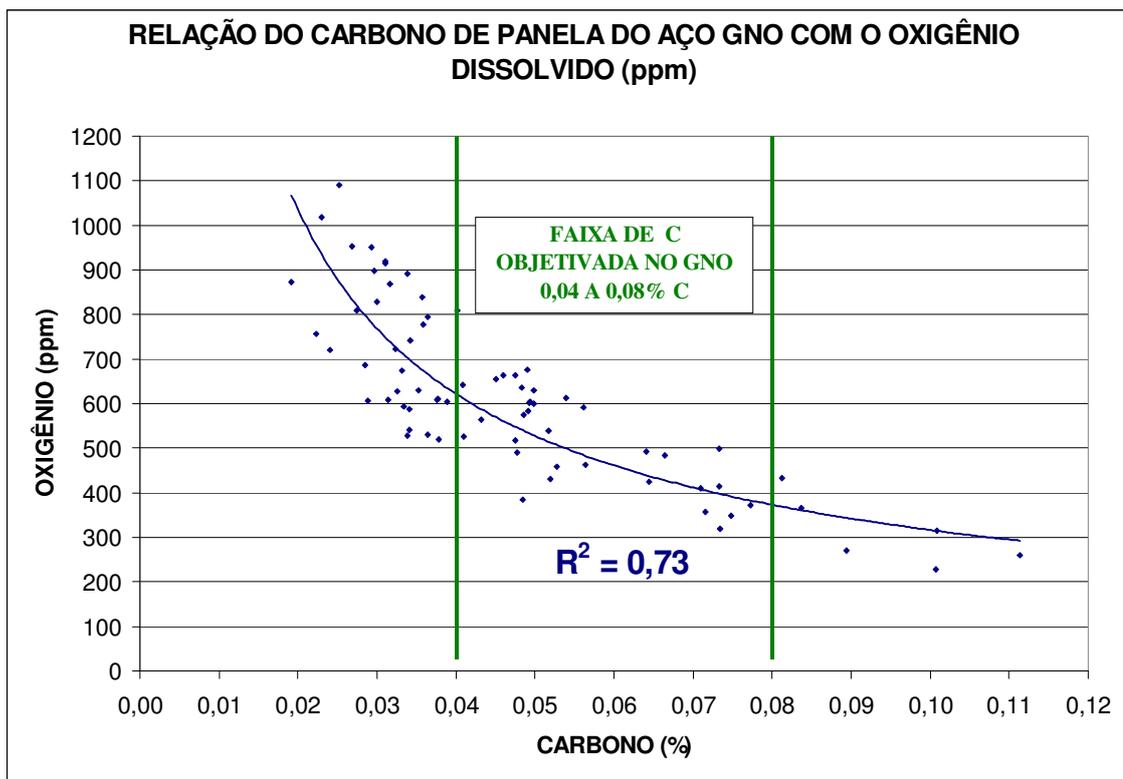


Figura 5.1 - Relação do % de Carbono de Vazamento do Aço GNO com o Oxigênio Dissolvido (ppm)

Pelo gráfico, observa-se que quanto menor o teor do carbono de vazamento maior será o valor do oxigênio dissolvido no banho, ou seja, maior o nível de oxidação do aço.

Convertedores que possuem o sistema de sopro combinado apresentam como resultado um menor nível de oxidação do aço. Isto ocorre porque a injeção de gases inertes no fundo do convertedor promove uma melhor agitação do banho metálico favorecendo assim o processo de descarbonização. Como visto, o efeito da vazão tem a sua influência no nível de oxidação do banho, pois quando a descarbonização que ocorre no convertedor atingir o carbono crítico, a taxa de descarbonização reduz fortemente devido à redução do teor de carbono no banho, deixando a mesma de ser influenciada somente pela vazão de oxigênio e passando a ser influenciada pôr fatores cinéticos.

### 5.1.2. EQUAÇÃO MATEMÁTICA PARA AVALIAR A INFLUÊNCIA DAS PRINCIPAIS VARIÁVEIS NO OXIGÊNIO DISSOLVIDO NO AÇO GNO.

Com o objetivo de conhecer a influência das variáveis, carbono de vazamento, vazão e tempo de injeção de gás inerte, da última fase do sopro, no nível de oxidação do banho, realizou-se uma análise estatística, na qual obteve-se uma equação matemática através de regressão linear múltipla. O melhor coeficiente de correlação obtido  $r = 0,86$  ( $r^2 = 0,76$ ), se deu através da transformação de todas as variáveis para a forma logarítmica. Neste caso, obteve-se a seguinte equação:

$$\ln O(\text{ppm}) = -\ln (\% C) \times 0,739 - \ln(Vz) \times 0,023 - \ln (t) \times 0,028 + 4,124 \quad (\text{Eq.5.1})$$

onde:

O : teor de oxigênio dissolvido no aço em ppm,

%C : teor de carbono na panela após vazamento;

Vz : vazão de gás inerte injetado pelo plugues em  $\text{Nm}^3/\text{min}$ ,

t : tempo em minutos de injeção de gás inerte pelo fundo na última fase do sopro.

A transformação das variáveis utilizando logaritmo neperiano visa linearizar a equação de modo a obter uma correlação confiável entre as variáveis independentes carbono de vazamento, vazão de gás inerte e tempo com a variável resposta teor de oxigênio. Esta linearização é necessária para permitir a correlação das variáveis avaliadas.

De acordo com a equação 5.1, nota-se pelas constantes, que o carbono de panela, é a variável que tem a maior influência no teor de oxigênio dissolvido no aço, seguido pelas variáveis vazão e tempo de injeção de gás inerte, durante a fase final do sopro de oxigênio.

A tabela 5.1, mostra o oxigênio dissolvido no aço calculado pela equação 5.1, para diferentes valores de carbono no vazamento, tempo de injeção e vazão de gás inerte ( $\text{Nm}^3/\text{min}$ ) da última fase do sopro de oxigênio.

Tabela 5.1 – Oxigênio dissolvido no aço pela equação 5.1

%C Vazamento	Vazão (Nm <sup>3</sup> /min)	Tempo (min)	%O (ppm)
<b>0,04</b>	<b>1,5</b>	<b>2</b>	<b>649</b>
0,05	1,5	2	550
0,06	1,5	2	481
0,07	1,5	2	429
0,08	1,5	2	389
0,04	1,5	5	635
0,05	1,5	5	539
0,06	1,5	5	471
0,07	1,5	5	420
0,08	1,5	5	381
0,04	12,0	2	611
0,05	12,0	2	519
0,06	12,0	2	453
0,07	12,0	2	404
0,08	12,0	2	366
<b>0,04</b>	<b>12,0</b>	<b>5</b>	<b>599</b>
0,05	12,0	5	508
0,06	12,0	5	444
0,07	12,0	5	396
0,08	12,0	5	359

Pela tabela 5.1, verifica - se que o aumento no tempo de injeção de 2 para 5 minutos, juntamente com o aumento da vazão de 1,5 para 12,0 Nm<sup>3</sup>/min, para um carbono de vazamento de 400 ppm, resulta na redução da ordem de 8% do nível de oxidação da corrida.

Calculou-se o Intervalo de Confiança através da utilização da ferramenta Minitab, sendo considerado no cálculo, um nível de confiança de 95%. No cálculo foi considerado o teor de carbono entre 0,02 a 0,11% C, para as vazões de 1,5 e 12 Nm<sup>3</sup>/min com os tempos de 2 e 5 minutos. O objetivo foi determinar a validade da equação dentro das faixas de carbono que foram realizadas os experimentos. A menor variação em porcentagem conforme os valores calculados pelo intervalo de confiança para a equação 5.1, ocorreu na faixa entre 0,04 a 0,08% de carbono. Para esta faixa, obteve-se uma variação da ordem de 12%.

A redução do teor de oxigênio dissolvido no aço, conforme valores calculados pela equação 5.1, está relacionado a fatores cinéticos, dado que o aumento da agitação do banho metálico, promovido pelo aumento da vazão de gás inerte pelo fundo do convertedor na fase final do sopro de oxigênio, favorece a descarburização, reduzindo assim o nível de oxidação do banho.

Outro ponto importante, é conhecer o momento a partir do qual a vazão de gás inerte deverá ser maximizada no fundo do convertedor. Pôr isso, no momento em que o teor crítico de carbono for ultrapassado durante o processo de descarburização, deve-se aumentar a agitação do banho promovido pela injeção de gás inerte, favorecendo assim a cinética do processo de descarburização, evitando uma maior oxidação do banho, principalmente para o aço GNO, onde o teor de carbono objetivado no vazamento, é sempre menor que o carbono crítico.

### **5.1.3. VALIDAÇÃO DA EQUAÇÃO MATEMÁTICA DO AÇO GNO.**

Para validar a equação matemática 5.1, foram realizados mais 18 experimentos nos quais objetivou-se a vazão de  $12,0 \text{ Nm}^3/\text{min}$  nos 5 minutos finais do sopro de oxigênio. A definição desta vazão e tempo, ocorreu dado à melhoria dos resultados obtidos quanto à redução do consumo de alumínio e aumento de rendimento metálico. A figura 5.2 mostra a relação entre o valor de oxigênio medido e o oxigênio calculado pela equação 5.1.

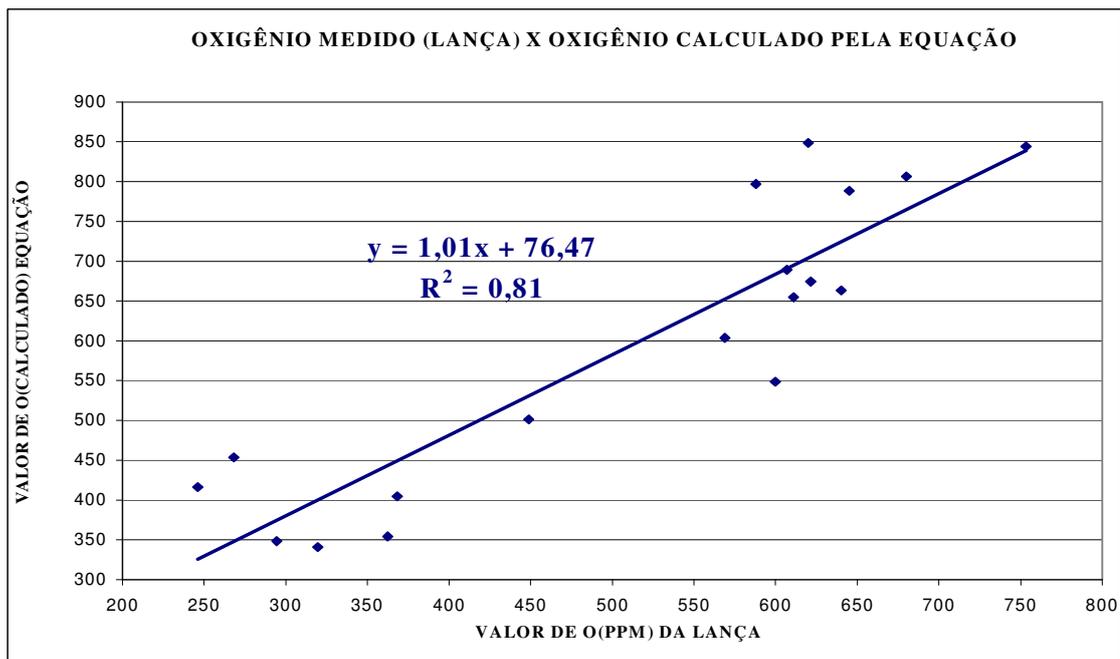


Figura 5.2 - Relação do Oxigênio medido na Lança e o Oxigênio calculado pela Equação 5.1 para o Aço GNO.

Para os 18 experimentos realizados com o objetivo de validar a equação 5.1, obteve-se um coeficiente de correlação  $r = 0,90$  ( $r^2 = 0,81$ ), sendo que a curva tem a seguinte equação:

$$\text{O equação} = 1,01 * \text{O amostrador} + 76,47 \quad (\text{Eq.5.2})$$

Onde:

O equação: valor de oxigênio calculado pela equação;

O amostrador: valor de oxigênio fornecido pelo amostrador.

As diferenças, entre o valor calculado e o valor medido, deve-se principalmente ao fato de que o resopro é finalizado através da determinação visual do carbono pela chama. A determinação do volume de oxigênio pela equação é importante pois orienta o soprador da quantidade teórica de oxigênio que deve ser soprado durante o resopro.

#### 5.1.4. RELAÇÃO DO TEOR DE FERRO TOTAL (FeT) DA ESCÓRIA COM O NÍVEL DE OXIDAÇÃO DAS CORRIDAS DO AÇO GNO.

Durante a realização dos experimentos, retirou-se amostras de escória de fim de sopro das corridas, dentro do convertedor. O objetivo foi de verificar a relação do teor de oxigênio dissolvido no aço, com o teor de ferro total da escória. A figura 5.3 mostra esta relação.

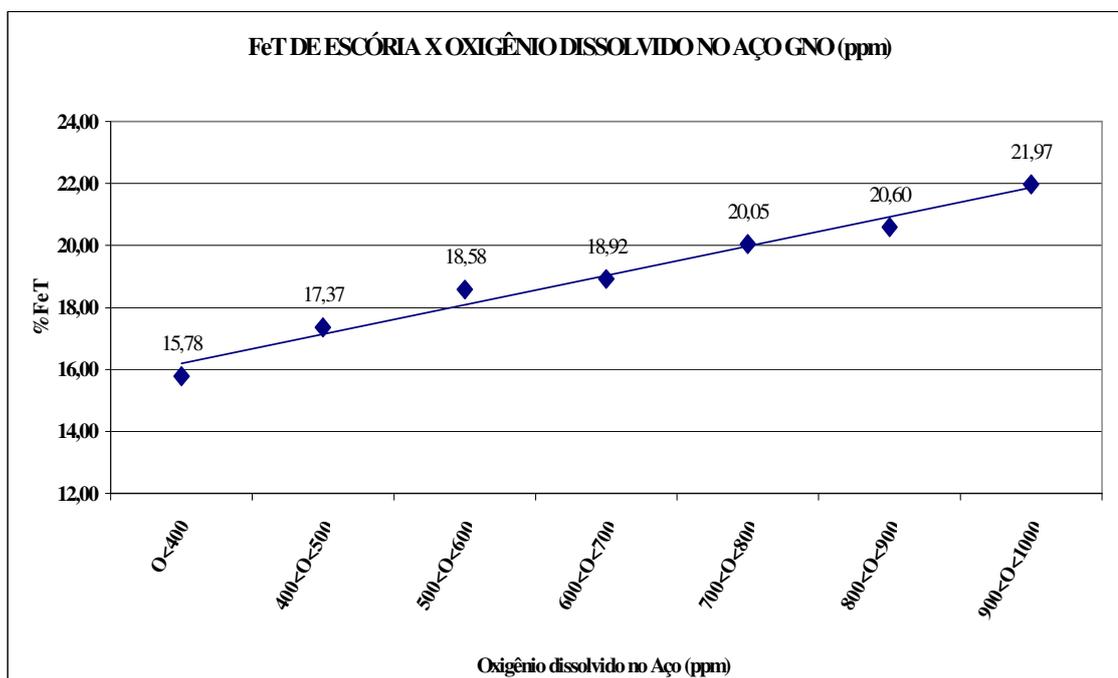


Figura 5.3 - Relação do %FeT da Escória com o Oxigênio Dissolvido no Aço GNO.

De acordo com a figura 5.3, observa-se que o aumento do oxigênio dissolvido no aço, implica no aumento do % ferro total (FeT) da escória. Isto acontece, devido a forte relação do %FeT da escória com o teor de carbono no vazamento. Quanto menor o teor de carbono no vazamento, menor será o rendimento de oxigênio, ocorrendo assim uma oxidação preferencial pelo ferro.

A figura 5.4 mostra a relação do % do carbono de vazamento com o %FeT da escória. Pode-se observar a relação do teor de carbono no vazamento, com os valores médios do %FeT da escória. Os valores médios, referem-se, aos valores que foram calculados pôr faixa de oxigênio dissolvido no aço em ppm.

Portanto observa-se que na medida em que se reduz os teores de carbono no vazamento, aumenta-se o nível de oxidação do aço, refletindo diretamente no aumento dos teores de FeT da escória.

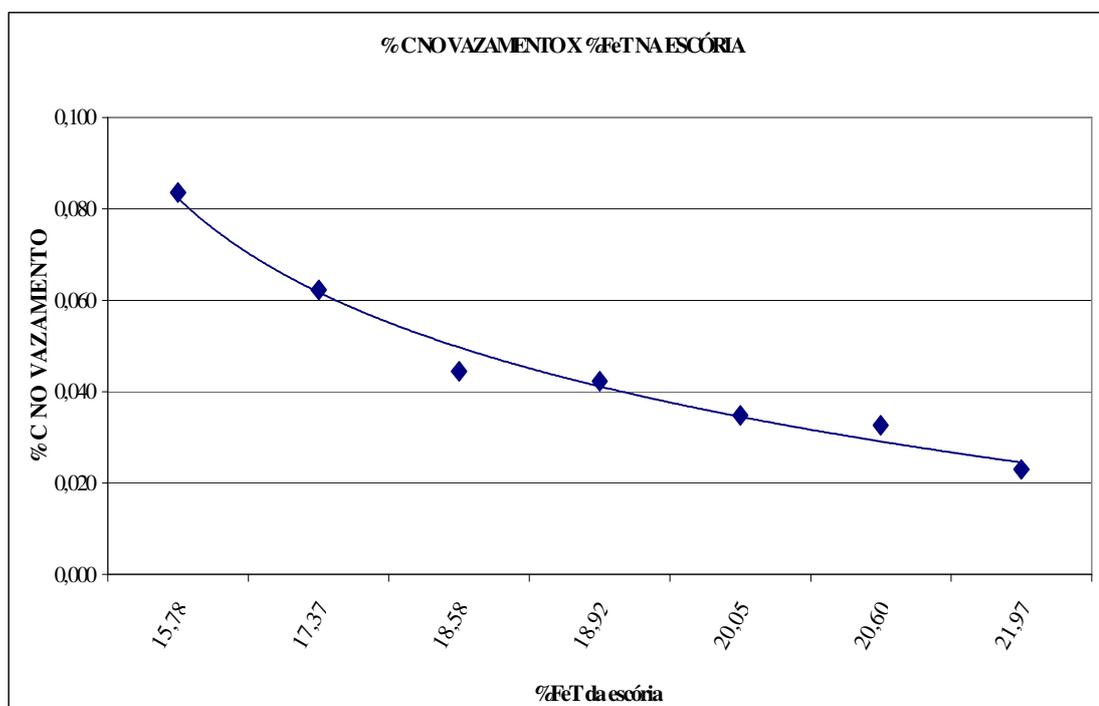


Figura 5.4 - Relação entre o % Carbono no Vazamento e o %FeT da Escória para o aço GNO

### 5.1.5. PRINCIPAIS BENEFÍCIOS ALCANÇADOS NO AÇO GNO.

Os gráficos anteriores, mostram que o nível de oxidação da corrida, medido pelo teor de oxigênio dissolvido no aço, tem uma forte relação com os teores de carbono no vazamento. Mas como discutido, a maior agitação do banho promovida pelo aumento da vazão de gás inerte na fase final do sopro de oxigênio reduz o nível de oxidação do aço.

Como resultado prático, a redução do nível de oxidação do aço, contribuiu para o aumento do rendimento metálico e redução do consumo de alumínio do aço silício GNO. O rendimento metálico foi influenciado pela redução do %FeT da escória e pelo melhor controle do sopro e menor frequência e intensidade das projeções.

A figura 5.5 mostra a melhoria do resultado do rendimento metálico para o aço GNO.

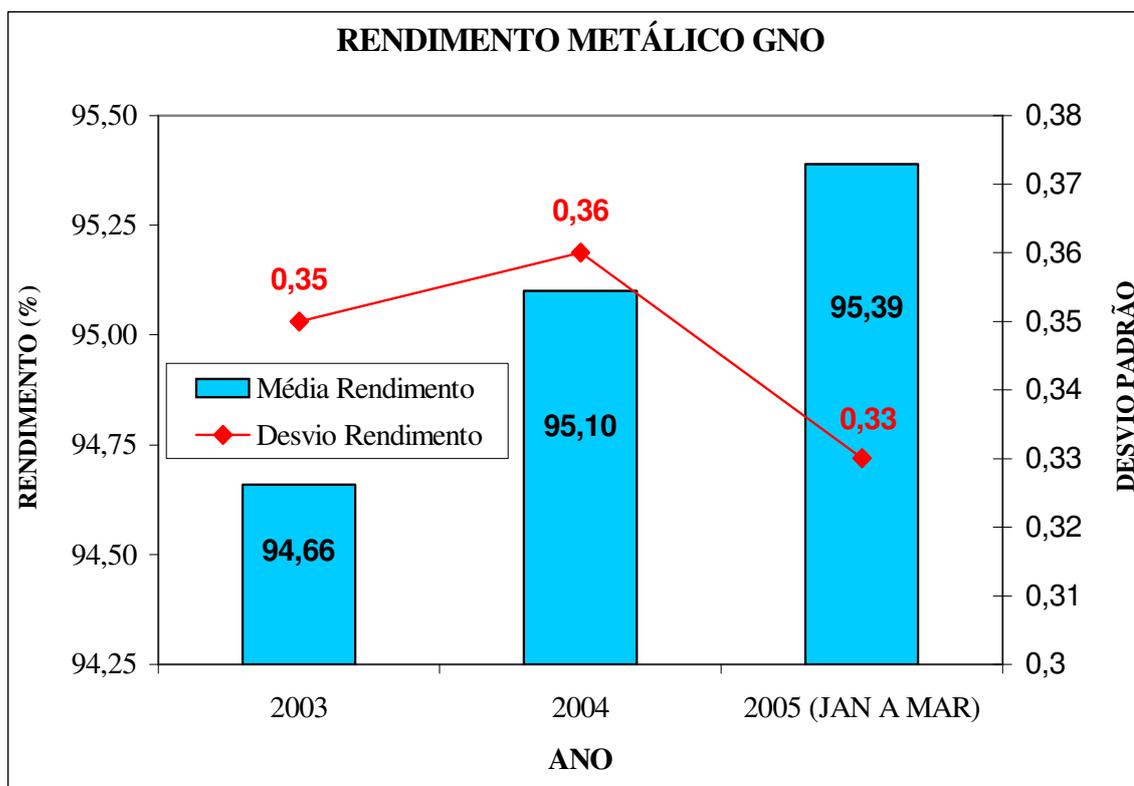


Figura 5.5 - Evolução do Rendimento Metálico do Aço GNO.

No rendimento metálico, se compararmos os resultados de 2004 com 2003, observa-se um ganho de 0,44 pontos percentuais.

Já se compararmos os resultados de 2005 com todas as práticas de produção padronizadas com o ano de 2003, observa-se um ganho de 0,73 pontos percentuais. Este ganho no rendimento metálico, representa um aumento da ordem de 500 kg de aço pôr corrida.

A figura 5.6 mostra a melhoria do resultado do consumo de alumínio para o aço GNO.

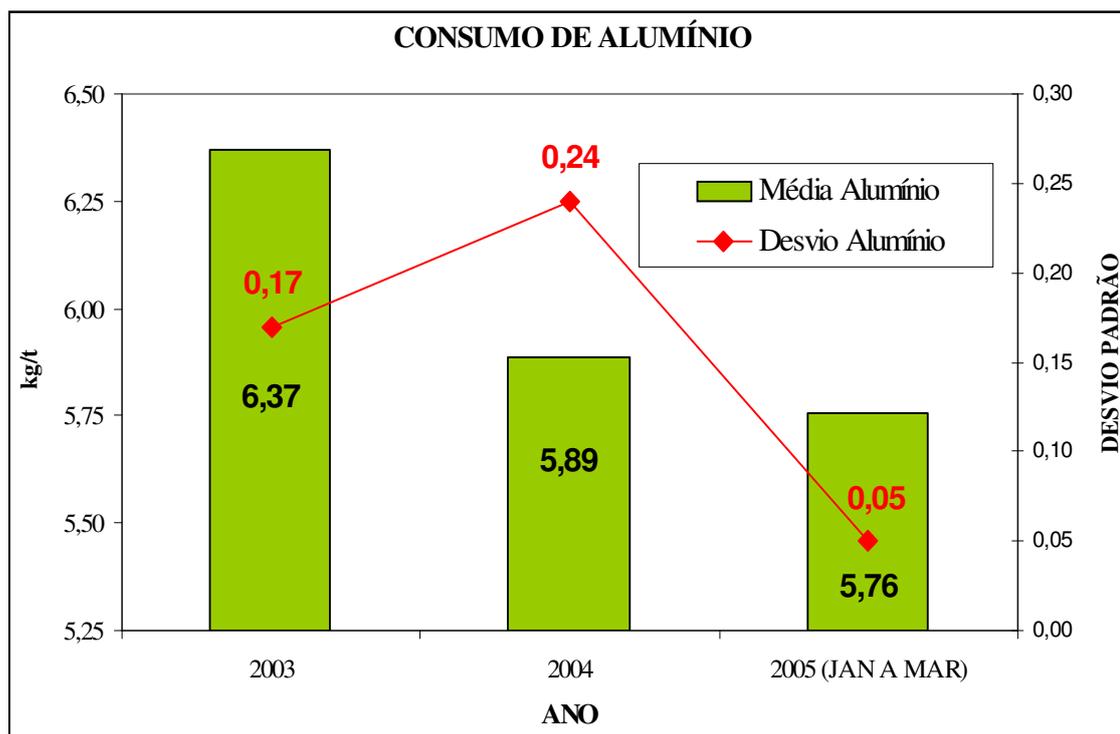


Figura 5.6 - Evolução do Consumo de Alumínio no Aço GNO.

Quanto ao consumo de alumínio, se compararmos os resultados de 2004 com 2003, observa-se uma redução de 0,48 kg/t.

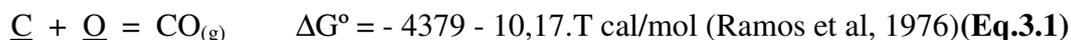
Já se compararmos os resultados de 2005 com 2003 observa-se redução de 0,61 kg/t, ou seja uma redução do consumo de alumínio, de 9,6 %.

A redução do consumo de alumínio está relacionada fortemente com a redução do nível de oxidação do banho, promovida pela alteração do padrão de sopro de gás inerte deste aço. Atualmente, na última fase do sopro de oxigênio, trabalha-se com a capacidade máxima de injeção de gás inerte pelo fundo, objetivando-se uma maior agitação do banho, melhorando assim as condições cinéticas do processo de descarburização.

#### **5.1.6. EQUILÍBRIO DO OXIGÊNIO DISSOLVIDO DO AÇO GNO COM O GÁS CO**

Com o objetivo de conhecimento e comparação de resultados, o oxigênio dissolvido no aço foi calculado, considerando o seu equilíbrio com o gás CO e com o FeO da escória.

Conforme mostrado na revisão bibliográfica, a reação de descarburização procede segundo a seguinte equação:



$$\Delta G^\circ = -RT \ln K \quad (\text{Eq. 3.2})$$

$$K = P_{CO} / h_C \cdot h_O \quad (\text{Eq. 3.3})$$

$h_C$  = atividade henriana do carbono;  $h_C = \%C \cdot f_C$

$h_O$  = atividade henriana do oxigênio;  $h_O = \%O \cdot f_O$

$P_{CO}$  = pressão de CO no equilíbrio;

$\%C$  = % de carbono no aço;

$f_C$  = coeficiente de atividade henriano do carbono;

$\%O$  = % de oxigênio no aço;

$f_O$  = coeficiente de atividade henriano do oxigênio.

$$K = P_{CO} / \%C \cdot f_C \cdot \%O \cdot f_O \quad (\text{Eq. 3.4})$$

Substituindo as equações 3.1 e 3.3 na equação 3.2 temos:

$$-4379 - 10,17 T = -RT \ln P_{CO} / h_C \cdot h_O \quad (\text{Eq. 5.3})$$

$$-4379/RT - 10,17 T/RT = - \ln P_{CO} - \ln h_C \cdot h_O$$

$$\ln h_C \cdot h_O = \ln P_{CO} - 2203,60/T - 5,118 \quad (\text{Eq. 5.4})$$

$$\log f_C = e_c^c \cdot \%C + e_c^o \cdot \%O \quad (\text{Eq. 5.5})$$

$$\log f_O = e_o^o \cdot \%O + e_o^c \cdot \%C \quad (\text{Eq. 5.6})$$

$$e_c^c = 0,14 \quad e_c^o = -0,34 \quad e_o^o = -0,20 \quad e_o^c = -0,45$$

Substituindo os coeficientes nas equações 5.4 e 5.5 temos:

$$\log f_c = 0,14\%C - 0,34\%O$$

$$\log f_o = -0,45\%C - 0,20\%O$$

$$\ln f_c = 0,32\%C - 0,78\%O$$

$$\ln f_o = -1,03\%C - 0,46\%O$$

$$f_c = \exp(0,32\%C - 0,78\%O)$$

$$f_o = \exp(-1,03\%C - 0,46\%O)$$

$$f_c \cdot f_o = \exp(-0,71\%C - 1,24\%O)$$

$$\ln f_c \cdot f_o = (-0,71\%C - 1,24\%O)$$

**(Eq. 5.7)**

Substituindo a equação 5.7 na equação 5.5 temos:

$$\ln (f_c \cdot f_o \cdot \%C \cdot \%O) = \ln P_{CO} - 2203,60/T - 5,118$$

$$\ln (\%C \cdot \%O) = \ln P_{CO} - 2203,60/T - 5,118 + 0,71\%C + 1,24\%O$$

$$\%O = \exp[(\ln P_{CO} - 5,118 - 2203,60/T + 0,71\%C + 1,24\%O)] / \%C \quad \text{(Eq. 5.8)}$$

onde:

$\%O$  : teor de oxigênio dissolvido no aço, calculado pela equação 5.8,

$P_{CO}$  : pressão de CO em atm,

$T$  : temperatura em K,

$\%C$  : teor de carbono na panela.

Para calcularmos o oxigênio dissolvido em equilíbrio com o gás CO, utilizou-se a equação 5.7. Pode-se observar que tanto a variável  $\%C$  e  $\%O$  estão presentes em ambos os lados da igualdade da equação. Para a determinação do valor de oxigênio, foi utilizada a ferramenta Solve da planilha do Excell. No cálculo foi considerada uma pressão de CO de 0,85 atm.

A figura 5.7, mostra a curva calculada, na qual o oxigênio dissolvido no aço, foi calculado partindo-se da hipótese do seu equilíbrio com o gás CO. A curva calculada, quando comparada com a curva experimental, apresentou um desvio, o que significa dizer, que o oxigênio dissolvido no aço não está em equilíbrio com o gás CO.

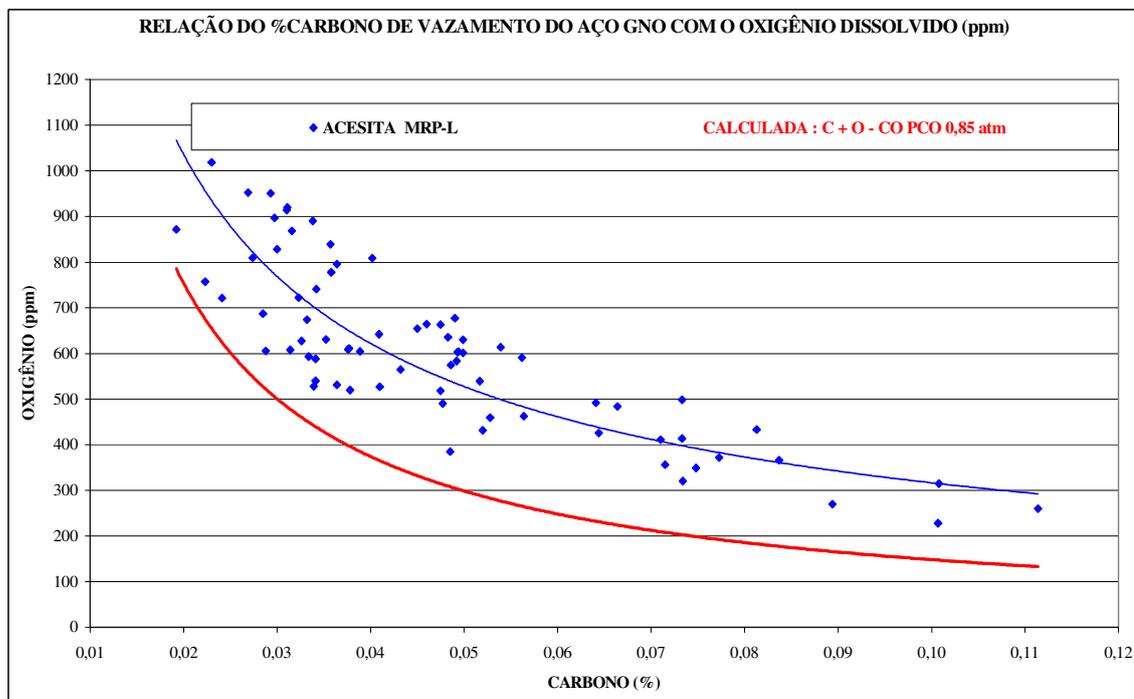
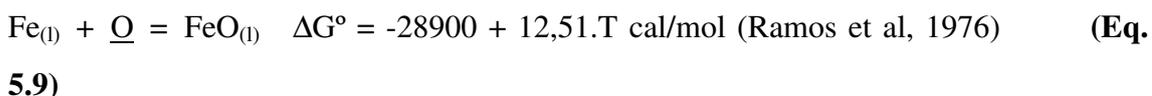


Figura 5.7 - Relação do Oxigênio dissolvido no Aço GNO em Equilíbrio com o Gás CO

### 5.1.7. EQUILÍBRIO DO OXIGÊNIO DISSOLVIDO DO AÇO GNO COM O FeO DA ESCÓRIA

O oxigênio dissolvido no aço GNO, foi calculado também, considerando o seu equilíbrio com o FeO da escória.

Para determinar o oxigênio dissolvido no aço em equilíbrio com o FeO da escória, partiu-se da seguinte equação:



$$\Delta G^\circ = -RT \ln K$$

$$K = e^{-\Delta G^\circ/RT} \quad (\text{Eq. 5.10})$$

$$K = a_{\text{FeO}} / a_{\text{Fe}} \cdot h_o \quad (\text{Eq. 5.11})$$

Onde:

$a_{\text{FeO}}$  = atividade do FeO na escória;

$a_{\text{Fe}}$  = atividade do Fe no aço;

$h_o$  = atividade henriana do oxigênio;

Considerando a  $a_{\text{Fe}} = 1$ , Fe líquido puro, temos:

$$K = a_{\text{FeO}} / h_o \quad h_o = \%O \cdot f_o \quad (\text{Eq. 5.12})$$

$$K = a_{\text{FeO}} / \%O \cdot f_o \quad (\text{Eq. 5.13})$$

Para o cálculo da atividade do FeO da escória, realizou-se os seguintes passos:

- 1 – determinação do diagrama ternário. Para o caso das escórias do aço silício GNO, definiu-se pela utilização do diagrama da página 235 dos dados termodinâmicos.
- 2 – somatório dos óxidos CaO, MgO, MnO, SiO<sub>2</sub>, P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> e FeO das escórias.
- 3 – os óxidos acima foram recalculados para uma base 100%.
- 4 – cálculo do número de moles de cada óxido, considerando, 100 g de escória.
- 5 – cálculo da Fração Molar de cada óxido.

Após determinar o valor da atividade de cada escória, de acordo com a equação 5.13, determinou-se o valor de  $f_o$ , através da equação seguinte:

$$\log f_o = e_o^o \cdot \%O + e_o^c \cdot \%C + e_o^{mn} \cdot \%Mn + e_o^p \cdot \%P + e_o^s \cdot \%S + e_o^{cr} \cdot \%Cr + e_o^{ni} \cdot \%Ni + e_o^{si} \cdot \%Si$$

**(Eq.5.14)**

Os coeficientes de interação, foram retirados dos Dados Termodinâmicos.

Substituindo o valor de  $f_o$  da equação 5.14 na equação 5.13, determina-se o valor de oxigênio.

O próximo passo, consiste na substituição do valor de oxigênio encontrado na equação 5.14, para determinar o novo valor de  $f_o$ , que é substituído novamente na equação 5.13, para a determinação do novo valor do oxigênio. As interações foram interrompidas, quando a diferença dos valores de oxigênio calculada em duas interações seguida foi menor que 0,0030%.

A figura 5.8, mostra a curva calculada, na qual o oxigênio dissolvido no aço, foi calculado partindo-se da hipótese do seu equilíbrio com o FeO da escória. A curva calculada, quando comparada com a curva experimental, apresentou um desvio muito maior do que o equilíbrio apresentado com o gás CO; o que significa dizer, que o oxigênio dissolvido no aço está muito mais distante do equilíbrio com o FeO da escória.

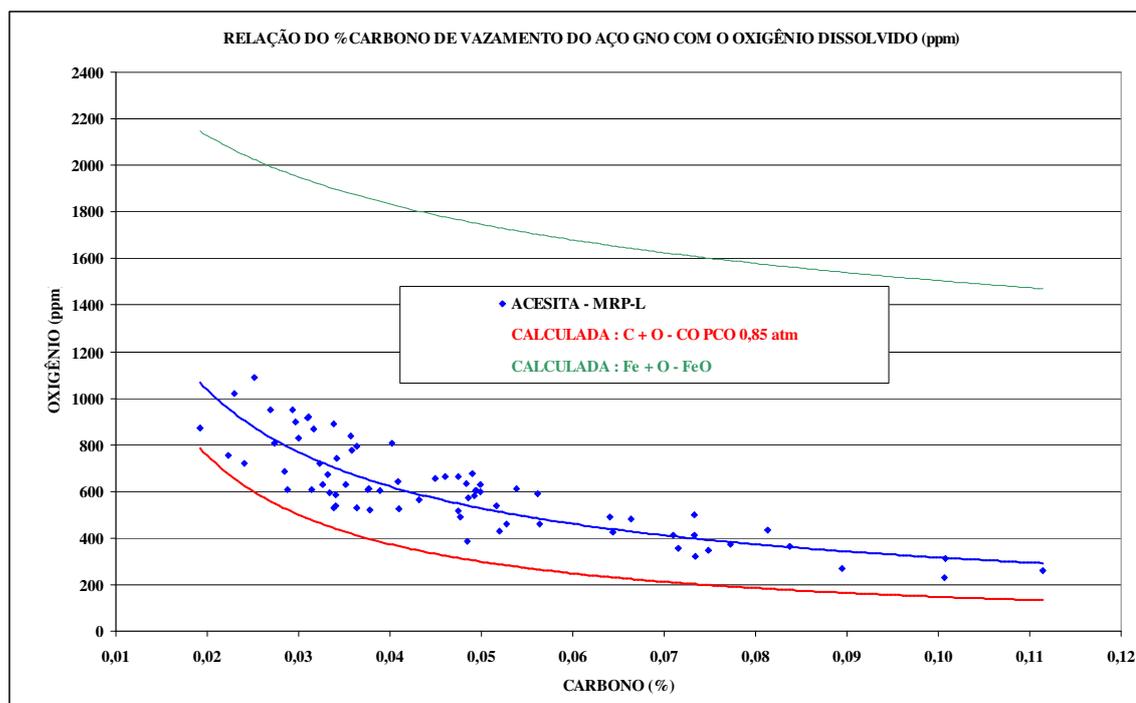


Figura 5.8 - Relação do Oxigênio dissolvido no Aço GNO em Equilíbrio com o FeO da Escória e o Gás CO

## 5.2. EXPERIMENTOS COM O AÇO GO

A produção do aço silício GO no convertedor MRP-L, envolve as fases de carregamento, sopro, resopro, vazamento e metalurgia na panela.

O sopro é interrompido, objetivando-se um carbono de fim de sopro de 0,50% e uma temperatura de 1680 °C. Utiliza-se no final do sopro uma lança automática para a retirada de amostra, medida de temperatura, oxigênio e carbono dissolvido no banho, sem a necessidade de basculamento. O teor de carbono, é calculado pôr uma curva experimental, na qual correlaciona-se os valores de temperatura e oxigênio de fim de sopro.

O objetivo do carbono na panela após o resopro é de 0,025%. Durante o vazamento, adiciona-se ligas, fundentes e escória sintética. Após a homogeneização na panela, é retirada a amostra de aço e feita a medição de temperatura. As próximas fases do fluxo de produção deste aço na Aciaria, envolve os equipamentos Forno Panela, e Lingotamento Contínuo.

Nos experimentos com o GO, avaliou-se as vazões de 4,5, 7,5 e 12,0 Nm<sup>3</sup>/min de gás inerte, injetados pelo fundo do convertedor, durante o resopro. Após o resopro no pós-stirring, passou-se gás durante 2 minutos com as vazões de 4,5, 7,5 e 12,0 Nm<sup>3</sup>/min, conforme exposto na metodologia. O objetivo destes experimentos, foi de verificar a influência da variação da vazão de gás inerte durante o resopro, no volume de oxigênio soprado e no %Mn de panela. Já no pós stirring, verificou-se a influência da vazão de gás inerte no %Mn e %P de panela.

### **5.2.1. RELAÇÃO DO % OXIGÊNIO DISSOLVIDO E CARBONO FIM DE SOPRO PARA O GO.**

Os valores de carbono fim de sopro dos 64 experimentos realizados com o aço GO, sem pós-string, variaram de 0,20 a 0,80%.

A variação do teor de oxigênio dissolvido no aço com o carbono fim de sopro para experimentos realizados com o aço GO, é mostrada na figura 5.9.

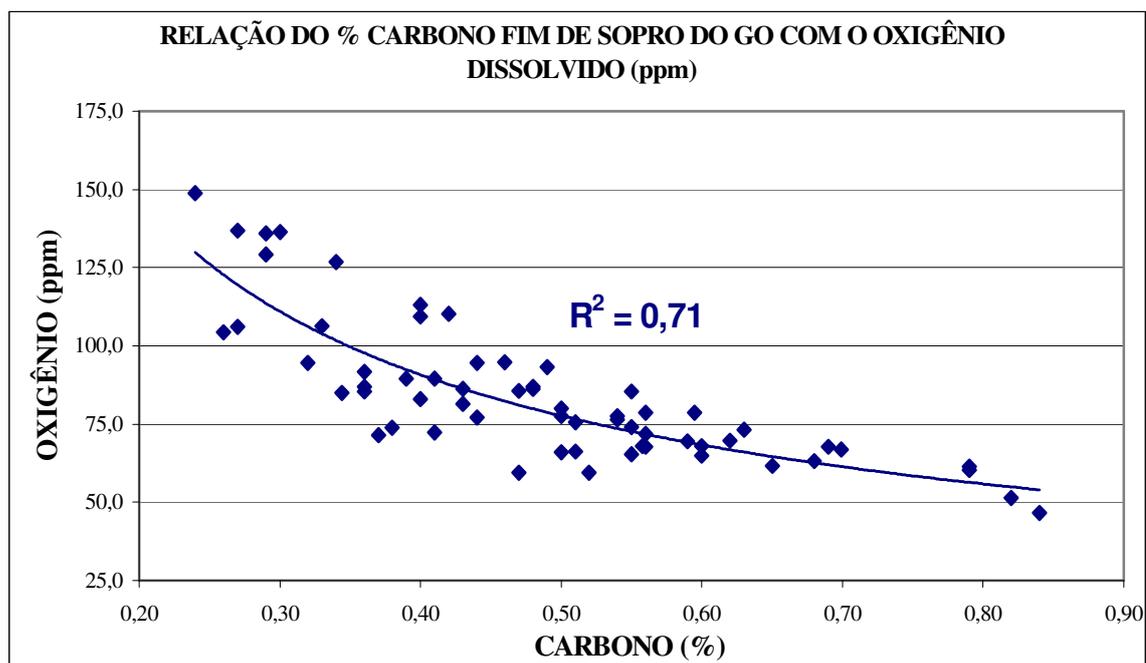


Figura 5.9 - Relação do Oxigênio dissolvido no Aço GO em Equilíbrio com o Carbono Fim de Sopros.

Na figura 5.9, observa-se que a curva experimental do GO, apresentou a mesma tendência da curva experimental obtida para o aço silício GNO. Vale ressaltar que o nível de oxidação do banho no fim de sopros do aço GO é bem inferior ao do aço GNO, devido aos maiores teores de carbono.

### 5.2.2. PRÁTICA DE RESSOPRO DO AÇO SILÍCIO GO

O volume de oxigênio do resopro durante a produção do aço silício GO, é função das seguintes variáveis:

- % de carbono e temperatura fim de sopros,
- % carbono objetivado no vazamento e
- vazão de gás inerte utilizada durante o resopro.

Estas variáveis que influenciam o volume de oxigênio durante o resopro do aço silício GO, têm os seguintes efeitos:

- teor de carbono de fim de sopro – quanto maior o teor de carbono fim de sopro, maior será o volume de oxigênio no ressopro;
- temperatura fim de sopro – quanto maior a temperatura, menor o volume de oxigênio no ressopro;
- carbono no vazamento (panela) – quanto menor o teor de carbono no vazamento, maior será o volume de oxigênio no ressopro;
- vazão de gás inerte pelo fundo do convertedor – quanto maior a vazão, menor será o volume de oxigênio no ressopro.

### **5.2.3. EQUAÇÃO MATEMÁTICA PARA AVALIAR A INFLUÊNCIA DAS PRINCIPAIS VARIÁVEIS DURANTE O RESSOPRO DO AÇO GO.**

Com o objetivo de conhecer a influência das variáveis, carbono e temperatura de fim de sopro, vazão de gás inerte e teor de carbono na panela, no volume de oxigênio de ressopro no aço silício GO, realizou-se uma análise estatística, na qual obteve-se uma equação matemática através de regressão linear múltipla. O melhor coeficiente de correlação obtido, se deu através da transformação de todas as variáveis para a forma logarítmica. Neste caso, foi obtido um coeficiente de correlação  $r = 0,84$  ( $r^2 = 0,70$ ), para um total de 64 experimentos realizados, na qual obteve-se a seguinte equação:

$$\ln VO_2(\text{Nm}^3) = \ln (\% \text{CFDS}) \times 0,5491 - \ln (\text{TFDS}) \times 2,6977 - \ln (\text{Cp}) \times 0,1206 - \ln(\text{Vz}) \times 0,061 + 26,1509 \quad (\text{Eq.5.15})$$

onde:

$VO_2$  : Volume de oxigênio de ressopro em  $\text{Nm}^3/\text{min}$ ,

$\% \text{CFDS}$  : teor de carbono de fim de sopro,

$\text{TFDS}$  : temperatura de fim de sopro em  $^\circ\text{C}$ ,

$\text{Cp}$  : carbono de panela após vazamento,

$\text{Vz}$  : vazão de gás inerte injetado pelo plugues durante o ressopro em  $\text{Nm}^3/\text{min}$ .

#### 5.2.4. VALIDAÇÃO DA EQUAÇÃO MATEMÁTICA DO AÇO GO.

Para validar a equação matemática 5.15, foram levantados os dados de 41 corridas de GO após o término dos experimentos, com o objetivo de avaliar a correlação do volume de oxigênio soprado, com o volume de oxigênio calculado pela equação 5.15.

A figura 5.10 mostra a relação entre o volume de oxigênio real e o volume de oxigênio calculado pela equação 5.15.

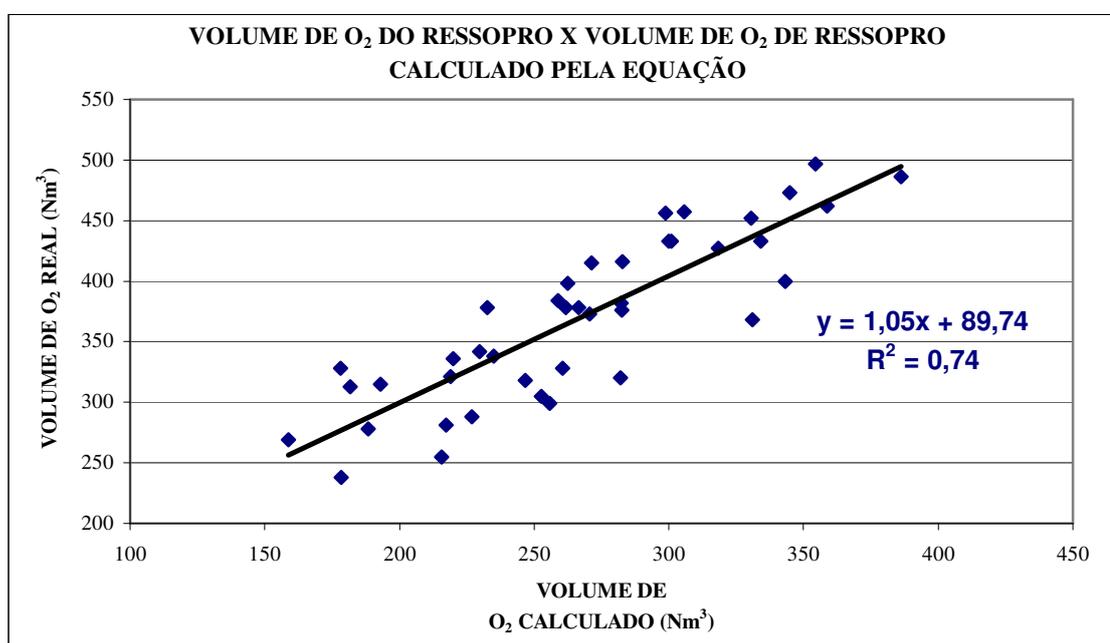


Figura 5.10 - Relação dos Volumes de Oxigênio Real e Calculado do Resopro para o Aço GO.

Testaram-se várias funções, e a que apresentou o melhor coeficiente de correlação foi a função linear. Para as 41 corridas analisadas, com o objetivo de validar a equação 5.15, obteve-se um coeficiente de correlação  $r = 0,86$  ( $r^2 = 0,74$ ), sendo que a curva tem a seguinte equação:

$$VO_2 R = 1,049 \times VO_2 C + 89,743. \quad (\text{Eq.5.16})$$

Onde:

$VO_2 C$  : valor do volume de oxigênio calculado em Nm<sup>3</sup>/min pela equação,

$VO_2 R$  : valor do volume de oxigênio real do resopro em  $Nm^3/min$ .

### **5.2.5 INFLUÊNCIA DA VAZÃO DE GÁS INERTE NO TEOR DE MANGANÊS APÓS RESSOPRO.**

Nas corridas experimentais de GO, teve-se uma atenção especial quanto à influência da variável vazão de gás inerte no teor de manganês após o resopro e pós stirring.

Como mostrado na revisão bibliográfica (Figura 3.16, página 29), o teor de manganês do aço em convertedores com sopro combinado, apresenta um melhor rendimento quando comparado com os convertedores convencionais dotados apenas com o sopro de oxigênio pelo topo. Isto se deve à redução do nível de oxidação do banho, promovida pela injeção de gases inertes, que melhora a agitação do metal e escória contribuindo para a cinética das reações de refino.

No caso do aço GO, o teor de Mn afeta as suas propriedades magnéticas. A necessidade de baixos teores de Mn neste aço, faz com que durante a sua campanha na Aciaria, seja necessário a retirada do minério de manganês da carga metálica dos alto-fornos, objetivando a redução do manganês do gusa.

A figura 5.11, mostra o resultado do teor de manganês das corridas experimentais nas quais variou-se as vazões de gás inerte durante o resopro. Pode-se observar que, para os patamares de vazão entre 4,5 e 7,5  $Nm^3/min$ , não houve nenhuma tendência de aumento do teor de manganês. Já as corridas nas quais, objetivou-se vazões de 12  $Nm^3/min$ , observou-se uma pequena tendência do aumento do teor deste elemento no aço, devido aos fatores mencionados acima.

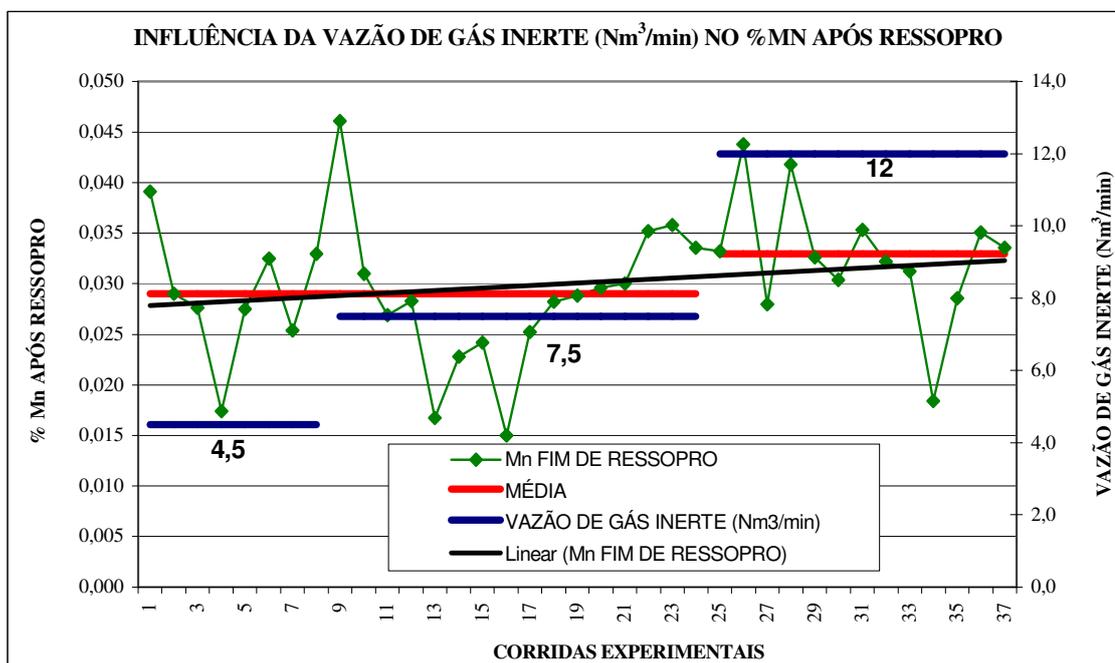


Figura 5.11 - Influência da Vazão de Gás Inerte (Nm<sup>3</sup>/min) no %Mn do aço GO, após o resopro.

É importante lembrar, que a vazão de gás inerte, é uma das variáveis que afetam o resultado final do manganês. Variações dos teores de manganês do gusa e teores de carbono na panela, também influenciam neste resultado.

### 5.2.6. INFLUÊNCIA DA VAZÃO DE GÁS INERTE NO TEOR DE MANGANÊS, APÓS PÓS-STIRRING.

Verificou-se a influência do pós – stirring no teor de manganês do aço GO. Nesta análise, expurgou-se todas as corridas experimentais com passagem excessiva de escória para panela e com o teor de manganês após a adição de ferro silício na panela abaixo de 0,053%. Portanto, as variações dos teores de manganês mostrados na figura 5.12 são devido às variações dos teores de manganês no gusa, do volume de oxigênio, soprado, das vazões de gás inerte utilizadas durante o sopro e o resopro do GO e do carbono de panela.

Observa-se pela figura 5.12, que durante a realização dos experimentos do GO, houve a ocorrência de 3 corridas fora de faixa, pôr não atendimento à faixa objetivada. Nestas corridas, foram realizadas o pós –stirring.

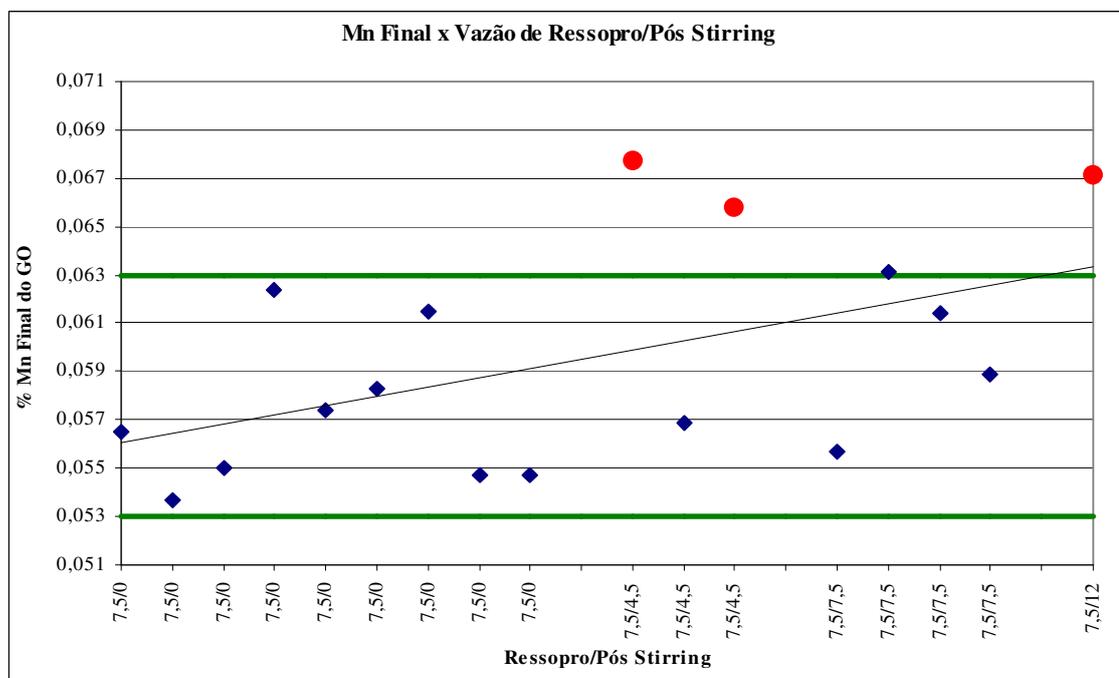


Figura 5.12 - Relação do %Mn do GO com as vazões de Ressoro e Pós-Stirring

### 5.2.7. INFLUÊNCIA DA VAZÃO DE GÁS INERTE NO TEOR DE FÓSFORO, APÓS PÓS-STIRRING.

A tendência de redução dos teores de fósforo no aço em convertedores com sopro combinado, está relacionada com a maior agitação do banho promovida pela injeção de gases inertes, que favorecem a cinética das reações na interface metal escória e diminuem a diferença de temperatura entre elas.

Como mostrado na revisão bibliográfica (figura 3.21, página 33), a prática de pós-stirring, promove um maior equilíbrio entre metal e escória, favorecendo a redução dos teores de fósforo no aço.

Observa-se que os teores médios de fósforo das corridas na qual foram alteradas as vazões somente durante o ressoro, não apresentaram nenhuma redução significativa. Já

nas corridas na qual realizou-se o pós –stirring depois do resopro, observa-se uma tendência de redução da ordem de 15 ppm no teor final do fósforo. Segundo Becker (1994), com a prática do pós – stirring, consegue-se uma redução de até 40 ppm nos teores de fósforo após o término da corrida.

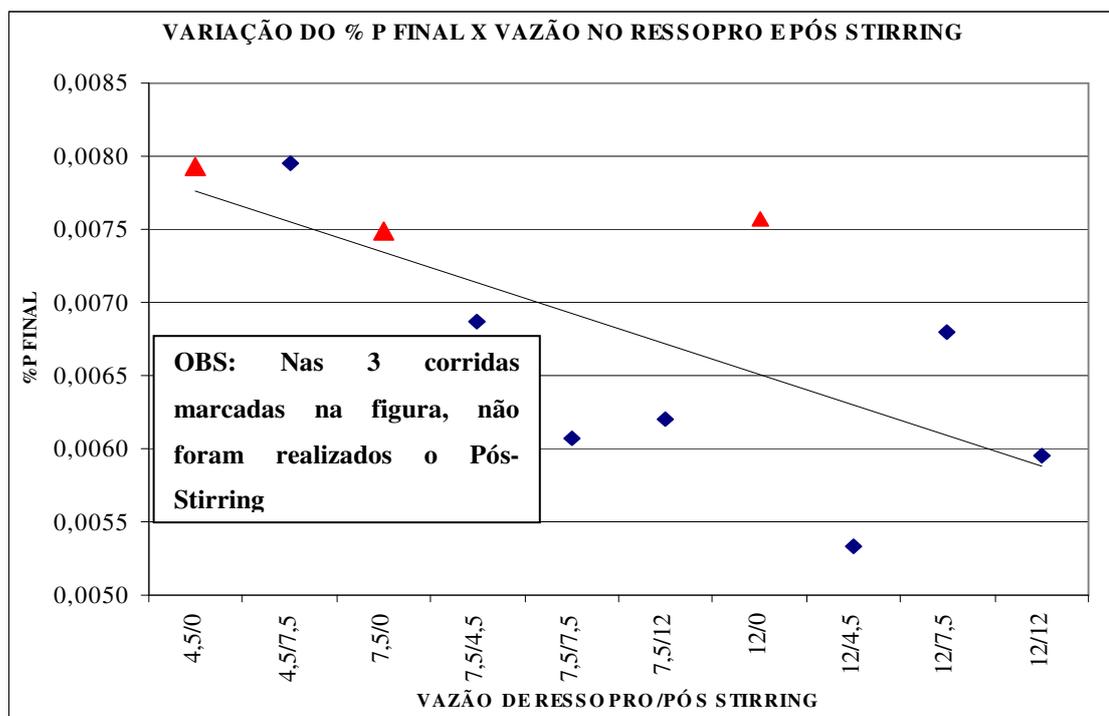


Figura 5.13 - Variação do % P final devido às variações de vazão no resopro e pós-stirring

É importante ressaltar, que as variações dos teores de fósforo no aço, não dependem somente das variações de vazão durante o resopro e pós-stirring, mas também são influenciadas pelos teores de fósforo do gusa, teores de carbono na panela, volume de escória e características físico químicas das escórias.

### 5.2.8. PRINCIPAIS BENEFÍCIOS ALCANÇADOS NO AÇO GO.

O aumento do rendimento, está relacionado à redução do volume de oxigênio do resopro e à redução das frequências e intensidade das projeções de metal e escória durante o sopro de oxigênio, devido as mudanças do padrões de injeção de gás inerte pelo fundo do convertedor.

A figura 5.14, mostra a melhoria do resultado do rendimento metálico para o aço GO.

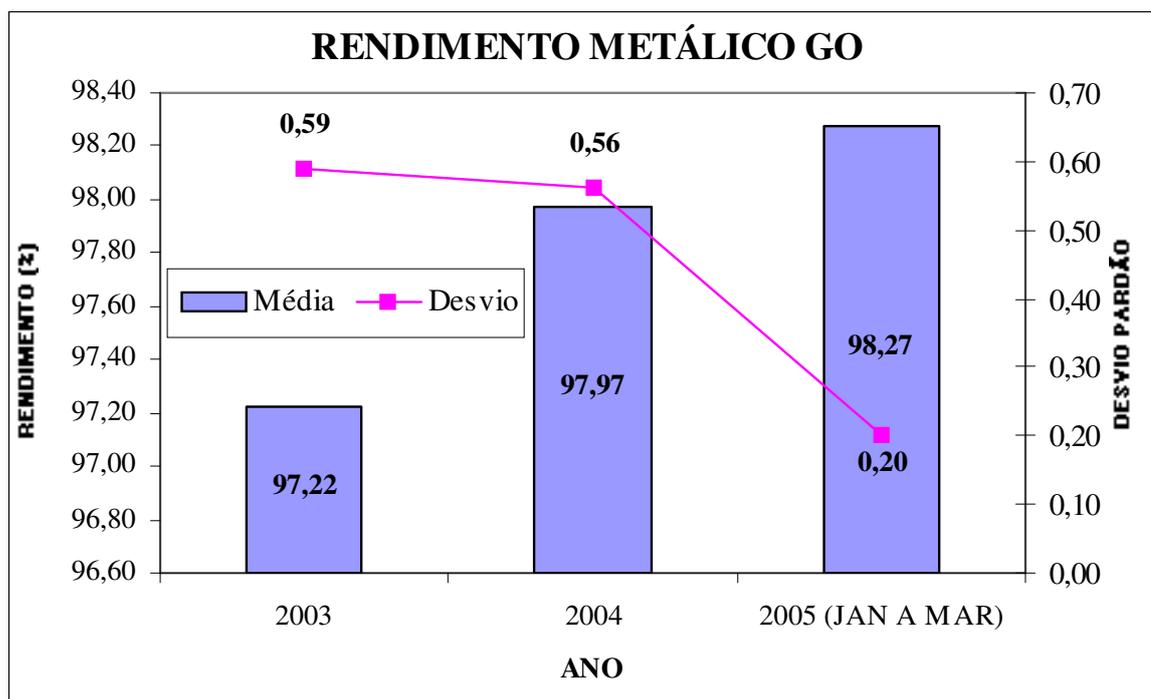


Figura 5.14 - Evolução do Rendimento Metálico no GO.

No rendimento metálico, se compararmos os resultados de 2004 com 2003, observa-se um ganho de 0,75 pontos percentuais.

Já se compararmos os resultados de 2005 com todas as práticas de produção padronizadas com o ano de 2003, observa-se um ganho de 1,05 pontos percentuais. Este ganho no rendimento metálico, representa um aumento da ordem de 800 kg de aço por corrida.

### 5.2.9. EQUILÍBRIO DO OXIGÊNIO DISSOLVIDO DO AÇO GO COM O GÁS CO

Assim como realizado para o GNO, calculou-se o oxigênio dissolvido no banho em equilíbrio com o gás CO. No cálculo, utilizou-se a equação 5.8 para a determinação do valor de oxigênio. Utilizou-se a ferramenta Solve da planilha do Excell. No cálculo considerou-se uma pressão de CO de 0,85 atm.

A figura 5.15, mostra a curva teórica, na qual o oxigênio dissolvido no aço, foi calculado partindo-se da hipótese do seu equilíbrio com o gás CO. A curva teórica para

o aço GO, assim como o GNO, quando comparada com a curva experimental, apresentou um desvio, o que significa dizer, que o oxigênio dissolvido no aço não está em equilíbrio com o gás CO.

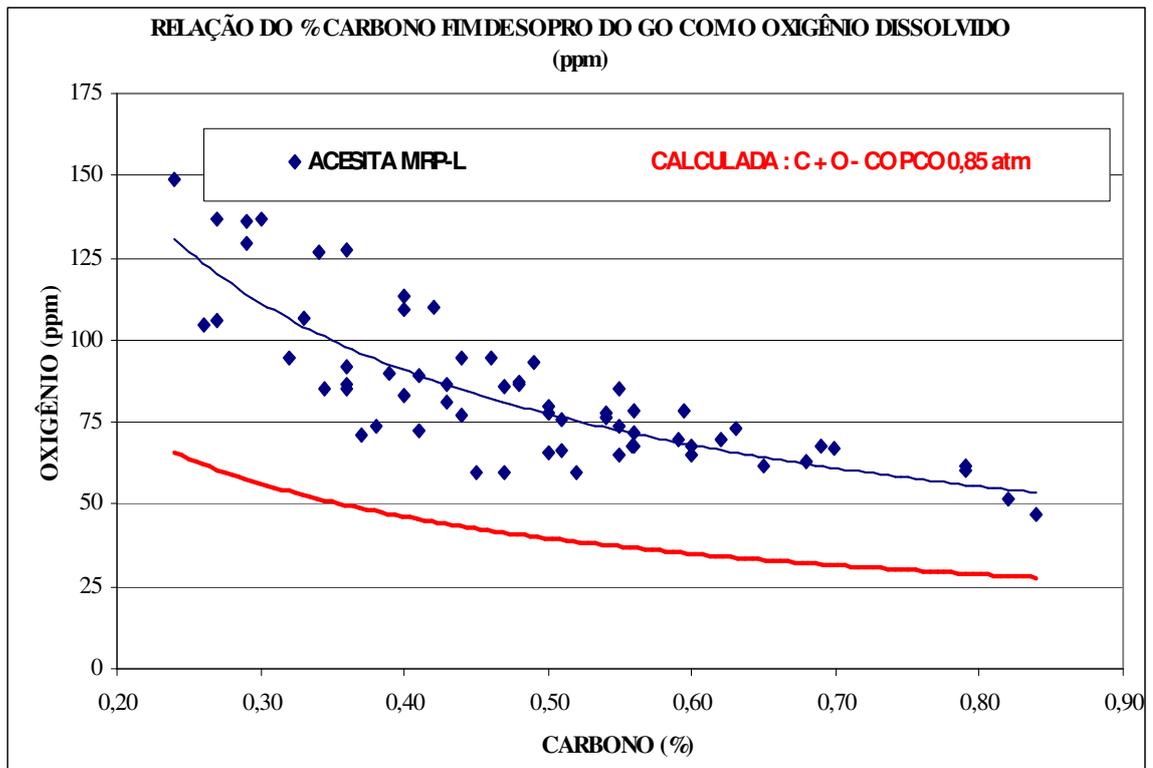


Figura 5.15. - Relação do Oxigênio dissolvido no Aço GO em Equilíbrio com o Gás CO

## 6 .CONCLUSÕES

### *AÇO SILÍCIO GNO*

1. Os testes experimentais com o aço silício GNO, permitiram correlacionar e quantificar através de uma equação matemática, as variáveis carbono de vazamento, tempo e vazão de gás inerte na fase final do sopro de oxigênio no nível de oxidação do aço
2. A redução do consumo de alumínio foi de 9,6% e está relacionada fortemente com a redução do nível de oxidação do aço, promovida pela alteração do padrão da injeção de gás inerte pelos plugues. Atualmente, na última fase do sopro de oxigênio, trabalha-se com a capacidade máxima de injeção de gás inerte pelo fundo, objetivando-se uma maior agitação do banho, melhorando o rendimento do oxigênio soprado pelo topo.
3. O aumento do rendimento metálico foi de 0,73 pontos percentuais, quando comparado os anos de 2003 e 2005 (período:Jan a Fev). Isto se deve a uma melhora do padrão de sopro de gás inerte durante todo o sopro de oxigênio, reduzindo a frequência e intensidade das projeções de metal e escória e à redução do nível de oxidação do banho para os mesmos níveis de carbono de vazamento, devido a utilização máxima de vazão de gás inerte pelo fundo, no final do sopro de oxigênio.

## ***AÇO SILÍCIO GO***

4. O desenvolvimento da equação matemática para a determinação do volume de oxigênio do resopro, na qual correlacionou-se as variáveis carbono objetivado na panela, vazão de gás inerte, carbono e temperatura fim de sopro, levou a uma maior padronização do volume de oxigênio soprado no resopro, contribuindo para a redução do nível de oxidação do banho.
  
5. A decisão da não realização do pós-stirring no GO, deve-se ao alto risco de não atendimento à faixa otimizada de Mn e necessidade de aumento de produtividade deste aço na Aciaria.
  
6. Os teores de fósforo no GO apresentaram uma tendência de redução com a prática do pós-stirring, devido à redução do desequilíbrio entre metal e escória e redução de temperatura entre as interfaces.
  
7. O aumento do rendimento metálico foi de 1,05 pontos percentuais quando comparado os anos de 2003 e 2005(período:Jan a Fev). Isto se deve a uma melhora do padrão de sopro de gás inerte durante todo o sopro de oxigênio, reduzindo a frequência e intensidade das projeções de metal e escória. Outro fator que contribui, foi a adequação do volume de oxigênio durante o resopro.

## 7. TRABALHOS FUTUROS

- Na Acesita, como abordado na metodologia, objetiva-se durante a produção do Aço Silício GNO, um carbono de vazamento entre 0,04 a 0,08%. Como mostrado, o teor de oxigênio dissolvido no aço tem uma forte correlação com os teores de carbono de vazamento. Sugere-se a prática de pós-stirring neste aço, objetivando-se um carbono fim de sopro em torno de 0,15%. O objetivo, é avaliar os resultados de consumo de alumínio e ferro total (FeT) da escória com esta prática, pois se espera uma redução dos teores de carbono no vazamento, devido a descarburção durante o pós-stirring, com consequente redução do nível de oxidação do aço.
- Fazer um estudo para levantar quais são as necessidades e possibilidades para aumentar a vazão de gás inerte pelo fundo do convertedor, dado que o aumento da vazão leva a uma maior homogeneidade do banho, melhorando o rendimento de oxigênio, reduzindo o nível de oxidação do aço.
- Avaliar os efeitos da posição e quantidade dos plugues no fundo do vaso e os diferentes tipos de tijolos porosos.

## 8.REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BIENIOSEK,T.H., at al. The development of bottom stirring at Republic Steel. P 65-70.

BLOSSEY,R.G. et al. Development of BOF Botton Stirring at J&L Indiana Harbor Works. Proceedings of the Process Technology Conference, 1984, p. 101-106.

BOGDANDY,L.V. at al. Economics and Tecnology of K-OBM and KMS compared to BOF and without bottom stirring. Iron & Steel Engineer, 21-22, May 1984.

CAMPOS,E.B.; JÚNIOR,C.A.; VIANA,J.F. Utilização do Processo LD-KGC nos convertedores da Usiminas. Simpósio Coaço-Coref-Cofor, Rio de Janeiro – RJ, Dez 1989, p.811-827.

CAMPOS,V.F. Tecnologia de Fabricação de Aço Líquido, 2 edição. Belo Horizonte, 1982, p.63, 115-133.

CUNNINGHANA,J.F. Economics of BOF, bottom stirring and combined blowing in the oxigen steelmaking process. Iron & Steel Engineer, p.40, December 1982.

DENIER,G,D. at al. Industrial development of bottom gas injection in top blow converters. I&SM, 6-11, August 1980.

DEO,B., BOOM,R. Fundamentals of Steelmaking Metallurgy. 1ed.Londres. Prentice Hall International (UK) Limited.1993.p189-201.

DUARTE, J. D. Otimização da Utilização da Sub-lança e do Controle Dinâmico dos Converteedores LD-KGC da CST; Belo Horizonte: UFMG, 1995 317P. (M.Sc., Metalurgia Extrativa).

ESTEVIÃO,A. et al. The benefits of LD-KGC COMBINED Blowing Process at Usiminas. 1<sup>st</sup>LD-KGC Family Meeting, Kurashiki – Japão, October,1991

FERREIRA,J.P., NAKAMURA,A.T., SOARES,L.A.,COURA,J.C., Implantacion Del Soplo Combinado en Companhia Siderúrgica de Tubarão – CST. Siderurgia Latinoamericana, n353.p.1-4,1989.

LIMA, F.A. Otimização do Processo “Slag Splashing” em Convertedores. Belo Horizonte: UFMG, 2000 85P. (M.Sc., Metalurgia Extrativa).

GAYE, H.; GROSJEAN,J.C. Metallurgical Reactions in the LBE Process. Steelmaking Conference Proceedings, 1982, p.202-210.

GHOSH, D.N. Kinetics of the Descarburization of Fe-C melts. Part 1 high carbon levels. Ironmaking and Steelmaking, n1,p.45-48,1975.

GHOSH, D.N. Kinetics of the Descarburization of Fe-C melts. Part 2 low carbon levels. Ironmaking and Steelmaking, n1,p.36-44,1975.

HAMBLY,L.E. et al. The LBE Process at Stelco. 65<sup>th</sup> Steelmaking Conference Proceedings, Pittsburgh, Pennsylvania P.69-76. Março 1982.

HERION,R. et al. Inert Gas Stirring in a BOF. Iron&Steelmaker, v 11,n 8, 11-18, Aug. 1984.

HOFFKEN,E. et al. Combined blowing technique in Thyssen Stahl AG’s oxygen steelmaking shops. Metallurgical Plant and Technology. 30-35.4/1983.

ICHIONOE,M et al. A study on Descarburization Reactions in Basic Oxygen Furnace. Proceedings ICSTIS, Suppl.Trans.ISIJ, vol 11, 232-235,1971.

JIMENEZ,J et al. Improved bottom stirring system performance at the USS Gary. Steelmaking Conference Proceedings, p.447-451,1991.

KORIA,S.C., GEORGE,A. Selection of bottom parameters in combined blown steelmaking. Ironmaking and steelmaking, v.15, n3, 127-133, 1988.

KISHIMOTO,Y et al. Recent Progress in Top-and-Bottom Blown Converters at Kawasaki Steel Corporation. Kawasaki Steel Technical Report, n22. p12-21,1990.

LANA, A. B.; TEIXEIRA, O. A. C.; Descritivo Funcional do Equipamento MRP-L, p. 1-50. 2001.

NAGAI, J. et al. Metallurgical characteristics of combined blow converters. Kawasaki Steel Technical Report, n6, 12-20, September 1982.

NILLES,P.E. New Techniques in Basic Oxygen Steelmaking. 65<sup>th</sup> Steelmaking Conference Proceedings, Pittsburgh, Pennsylvania, p.3-12. Março 1982.

NORMANTON,A.S., HOPKINS,E., Commissioning and development of the Agitation Process in BSC's Port Talbot BOF shop. Ironmaking and Steelmaking, n1, vol.13. p.16-25,1986.

ROSE,L., BECKER W. Bottom Stirring in the Converter Using the MTBI process. Steel Times International, p.18-21, July 1994.

TAGUCHI,K. et al. Improving the BOF process by bottom blowing: The NK-CB process. Iron and Steel Engineer,26-31, April 1983.

TAGUCHI,T. et al. Development and Operation of Top and Bottom System (NK-CB). Nippon Kokan Technical Report,37;1983.

TANAKA,S.,MIYAWAKI,Y. World Steel & Metalworking, v4, p.81,1982.

UMEDA,Y.; et al. Development of STB Process ( Sumitomo Top and Bottom Blowing Process im BOF). Sumitomo Search, n26, Nov 1981, p.14-26.

WOLTERS,G., SHOLER,H.D. The Process and Plant Technology of Combined Blowing. Steel Times International, 60-63, September 1983.