

INSTITUTO FEDERAL DE EDUCAÇÃO, CIÊNCIA E TECNOLOGIA DE MINAS
GERAIS — *CAMPUS* OURO BRANCO
BACHARELADO EM ENGENHARIA METALÚRGICA

Igor Railander Gabriel da Silva

**O PAPEL DO REATOR RH NA DESGASEIFICAÇÃO DO AÇO: uma revisão
sistemática de literatura**

OURO BRANCO

2026

IGOR RAILANDER GABRIEL DA SILVA

**O PAPEL DO REATOR RH NA DESGASEIFICAÇÃO DO AÇO: uma revisão
sistemática de literatura**

Trabalho de conclusão de curso apresentado ao
Curso Bacharelado em Engenharia Metalúrgica
do Instituto Federal de Minas Gerais —
Campus Ouro Branco para obtenção do grau de
bacharel em Engenharia Metalúrgica.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Roberto Ferreira

OURO BRANCO

2026

S586p Silva, Igor Railander Gabriel da.

O papel do reator RH na desgaseificação do aço: uma revisão sistemática de literatura. /Igor Railander Gabriel da Silva. – 2026.

66f.il.col.

Orientador: Carlos Roberto Ferreira.

Trabalho de Conclusão de Curso (Engenharia Metalúrgica) – Instituto Federal de Minas Gerais. *Campus* Ouro Branco, 2026.

1. RH. 2. Desgaseificação a vácuo. 3. Refino secundário. 4. Produção de aço. I. Ferreira, Carlos Roberto. II. Instituto Federal de Minas Gerais. *Campus* Ouro Branco. III. Título.

CDU: 669.1

Dedico este trabalho a todos os meus
professores no Instituto Federal de Educação,
Ciência e Tecnologia de Minas Gerais —
Campus Ouro Branco.

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao Instituto Federal de Minas Gerais e a todos os profissionais que o compõem — professores, especialmente — por sua contribuição ao meu desenvolvimento acadêmico.

RESUMO

A necessidade de se desenvolver aços com um nível de limpidez cada vez mais elevado é um fato irrefutável do mundo atual. Para a fabricação de aços capazes de responderem adequadamente às solicitações demandadas, é imperativo que a presença de gases dissolvidos como hidrogênio, nitrogênio e oxigênio sejam diminutas, pois tais elementos comprometem de sobremaneira parâmetros fundamentais do material — tenacidade e resistência a fadiga são dois exemplos. Os aços ultrabaixo carbono, dentre eles os *interstitial free* — uma subclasse dos ultrabaixo carbono — têm imprescindível aplicação na indústria de eletrodomésticos (chapas para geladeiras e lavadoras), de embalagens (latas e recipientes metálicos), automotiva (peças complexas como portas e capôs), construção civil (perfis dobrados e telhas) e de eletrônicos (dispositivos que requerem extraordinário acabamento superficial após conformação). O processo de desgaseificação Ruhrstahl Heraeus, ou simplesmente reator RH, é uma referência no meio metalúrgico no que tange à desgaseificação a vácuo. Tal processo foi o foco de estudo deste trabalho por meio de uma abrangente revisão de literatura focada nos princípios de funcionamento do reator e nos mecanismos atrelados a desgaseificação. Através do exame de nuances de processos inerentes ao RH — como desidrogenação, desnitrogenação, descarburização e desoxidação — por intermédio de estudos científicos, evidenciou-se a importância desse desgaseificador (em termos de eficiência) em um trâmite tão imperioso do processo de fabricação de aços: o refino secundário.

Palavras-chave: RH. Desgaseificação a vácuo. Refino secundário. Produção de aço.

ABSTRACT

The need to develop steels with increasingly higher levels of cleanliness is an irrefutable fact of today's world. To manufacture steels capable of adequately responding to the demands placed on them, it is imperative that the presence of dissolved gases such as hydrogen, nitrogen, and oxygen be kept to a minimum, as these elements significantly compromise fundamental material parameters — toughness and fatigue resistance, for example. Ultra-low carbon steels, including interstitial-free steels — a subclass of ultra-low carbon steels — have essential applications in the home appliance industry (sheet metal for refrigerators and washing machines), packaging (cans and metal containers), automotive (complex parts such as doors and hoods), construction (bent profiles and roof tiles), and electronics (devices requiring extraordinary surface finishes after forming). The Ruhrstahl Heraeus degassing process, or simply the RH reactor, is a benchmark in the metallurgical field when it comes to vacuum degassing. This process was the focus of this study, which involved a comprehensive literature review focusing on the reactor's operating principles and the mechanisms associated with degassing. Through the examination of nuances in processes inherent to RH — such as dehydrogenation, denitrogenation, decarburization and deoxidation — by means of scientific studies, the importance of this degasser (in terms of efficiency) in such a crucial step of the steel manufacturing process was highlighted: the secondary refining.

Keywords: RH. Vacuum degassing. Secondary refining. Steelmaking.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Fluxograma parcial do processo siderúrgico.	14
Figura 2 - Processos de desgaseificação de aços mais comuns. Da esquerda para direita: desgaseificação no lingotamento, desgaseificação em panela, desgaseificação em RH (RH-OB).	18
Figura 3 - Representação dos componentes de uma instalação RH.	20
Figura 4 - Queda de temperatura durante o tempo de tratamento e a relação dessa queda com a capacidade da unidade no RH e no RH-OB.	23
Figura 5 - Circulação do banho em função da pressão do recipiente a vácuo.	24
Figura 6 - Circulação do banho em função do número de bicos.	25
Figura 7 - Equilíbrio entre carbono e oxigênio em função da pressão de CO.	27
Figura 8 - Teor de carbono e oxigênio no aço antes e após o tratamento no RH.	28
Figura 9 - Transferência de oxigênio da escória da panela para o aço durante a descarburização em desgaseificador em tanque e em desgaseificador RH.	29
Figura 10 - Algumas das principais publicações consultadas.	35
Figura 11 - Padrão de fluxo do banho em uma estação RH.	38
Figura 12 - Condições de pressão das bolhas no banho de aço.	40
Figura 13 - Perfil do teor de nitrogênio na interface metal/bolha de gás.	43
Figura 14 - Teor de hidrogênio simulado e mensurado em duas corridas (RH).	46
Figura 15 - Teor de nitrogênio simulado e medido para duas corridas (RH).	47
Figura 16 - Teor de hidrogênio simulado versus medido durante tratamento no RH.	48
Figura 17 - Teor de nitrogênio simulado versus medido durante tratamento no RH.	49
Figura 18 - Dependência do teor de hidrogênio final na pressão média da câmara durante tratamento no RH.	50
Figura 19 - Perfil de descarburização obtido pelo modelo (primeiro conjunto de dados) comparados com os dados da planta.	54
Figura 20 - Perfis de descarburização obtidos para mais quatro grupos de dados (a-d) e comparados com os dados da planta.	55
Figura 21 - Dependência da remoção de carbono na área da interface.	56
Figura 22 - Dependência da remoção de carbono na pressão de vácuo.	57
Figura 23 - Desoxidação realizada no processo RH.	57
Figura 24 - Remoção de nitrogênio no processo RH.	58
Figura 25 - Evolução do monóxido de carbono.	59

Figura 26 - Remoção de hidrogênio no processo RH.....59

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

°C — Graus Celsius

AOD — *Argon Oxygen Decarburization*

atm — atmosfera (1 atm equivale a 101,325 Pa)

ASEA-SKF — Allmänna Svenska Elektriska Aktiebolaget-Svenska Kullagerfabriken

CAS-OB — *Composition Adjustment by Sealed Argon Bubbling and Oxygen Blowing*

H-ALT — *Heating-Advanced Ladle Treatment*

Hydris — *Hydrogen Direct Reading Immersion System*

IR-UT — *Injection Refining-Up Temperature*

J — Joule

K — Kelvin

kg — quilograma

kmol — kilomole (1000 moles de uma substância)

Leco — Soluções de análise elementar para nitrogênio e outros elementos em materiais orgânicos e inorgânicos

m — metro

MATLAB — Plataforma de programação e computação numérica que analisa dados, desenvolve algoritmos e gera modelos

mbar — milibar (1 mbar equivale a 100 Pa)

min — minuto

mmHg — milímetro de mercúrio (1 mmHg equivale a 133,322 Pa)

mol — Unidade utilizada para exprimir a quantidade de matéria (1 mol equivale a $6,22 \times 10^{23}$ partículas)

NI — normal litro

Pa — Pascal

ppm — partes por milhão

RH-OB — *Ruhrstahl Heraeus-Oxygen Blowing*

RH-KTB — *Ruhrstahl Heraeus-Kawasaki Top Blowing*

SIMULINK — Ambiente gráfico de modelagem e simulação de sistemas dinâmicos

s — segundo

t — tonelada

VD — *Vacuum Degassing*

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	12
2	OBJETIVO.....	13
2.1	Objetivo geral.....	13
2.2	Objetivos específicos	13
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	14
3.1	Fluxo parcial do processo siderúrgico.....	14
3.2	Refino secundário	16
3.2.1	<i>Desgaseificação</i>	17
3.2.2	<i>Processos de desgaseificação</i>	17
3.3	Processamento a vácuo	18
3.4	Processo RH.....	19
3.4.1	<i>Taxa de circulação</i>	22
3.5	Desoxidação via carbono	26
3.6	Descarburação.....	26
3.6.1	<i>Taxa de descarburação</i>	30
3.7	Desidrogenação	31
3.8	Desnitrogenação	33
4	MATERIAIS E MÉTODOS	35
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	37
5.1	Aspectos termodinâmicos e cinéticos	37
5.2	Estudos e nuances atreladas aos processos de remoção de hidrogênio, nitrogênio e oxigênio (sob a forma de CO).....	39
6	CONCLUSÕES.....	61
7	RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	62
	REFERÊNCIAS	63

1 INTRODUÇÃO

A proeminência do aço para o segmento de engenharia nos últimos 100 anos é digna de nota. Em função, principalmente, da necessidade de se buscar um modo cada vez mais efetivo de se fazer um aço que já é feito (do ponto de vista financeiro e de processo) ou de se engendrar um aço com particularidades que requerem sensível evolução (em termos de performance), vislumbra-se atualmente um primor admirável em relação ao manejo de estrutura e composição química do produto em questão (SILVA, 2023). Adequação de temperatura e um alto nível de limpeza também são fatores essenciais nos trâmites de produção dessa liga de ferro-carbono (RIZZO, 2005).

Assim sendo, segundo Mourão *et al.* (2007), o refino secundário é caracterizado pela remoção de impurezas que possuem efeito deletério ao aço. Oxigênio, nitrogênio, fósforo, hidrogênio e enxofre são as principais. A qualidade do aço, de acordo com Glowina (2017), portanto, está intrinsecamente vinculada a efetividade da metalurgia secundária.

Inclusões não metálicas como óxidos, sulfetos e oxissulfetos são constituídas por oxigênio, fósforo e enxofre; ao passo que o nitrogênio e o carbono compõem compostos como carbonetos, nitretos e carbonitretos (GORNI *et al.*, 2024).

Além da quantidade de inclusões, o grau de limpidez do aço depende muito da composição, da morfologia e da distribuição do tamanho das inclusões não metálicas. A distribuição do tamanho da inclusão é singularmente importante, pois as macro inclusões são o que há de mais danoso com relação as propriedades mecânicas (ZHANG; THOMAS, 2023).

Para que o processo de refino seja exitoso, o uso de um sistema e/ou ferramenta como a desgaseificação a vácuo e/ou o forno panela, entre outros, é imperativo (RIZZO, 2005). Por meio da desgaseificação a vácuo é possível se ter um controle mais eficaz da forma de inclusões e de composição (KOR; GLAWS, 2003). Ajustes vinculados a esses equipamentos e processos pertencem a aciaria e são vitais para a obtenção dos atributos almejados em um dado aço (SILVA, 2023).

De acordo com Kor e Glaws (2003), há, essencialmente, dois tipos de desgaseificadores: sistemas sem recirculação de metal — desgaseificação em tanque — ou com recirculação de metal. O RH pertence ao último grupo.

No presente trabalho, através de pesquisas bibliográficas, serão abordadas as principais características do reator RH (Ruhrstahl Heraeus) e a sua relevância para a produção de um aço de excelência.

2 OBJETIVO

2.1 Objetivo geral

Analisar, por meio de uma revisão de literatura, a eficiência do reator RH na remoção de gases dissolvidos no aço com foco nos mecanismos de desgaseificação.

2.2 Objetivos específicos

- Descrever os princípios de funcionamento do reator RH.
- Descrever a termodinâmica e a cinética da desgaseificação.
- Analisar mecanismos de desgaseificação do aço no RH examinando nuances de processos inerentes ao reator — remoção de hidrogênio, nitrogênio e oxigênio (sob a forma de CO).

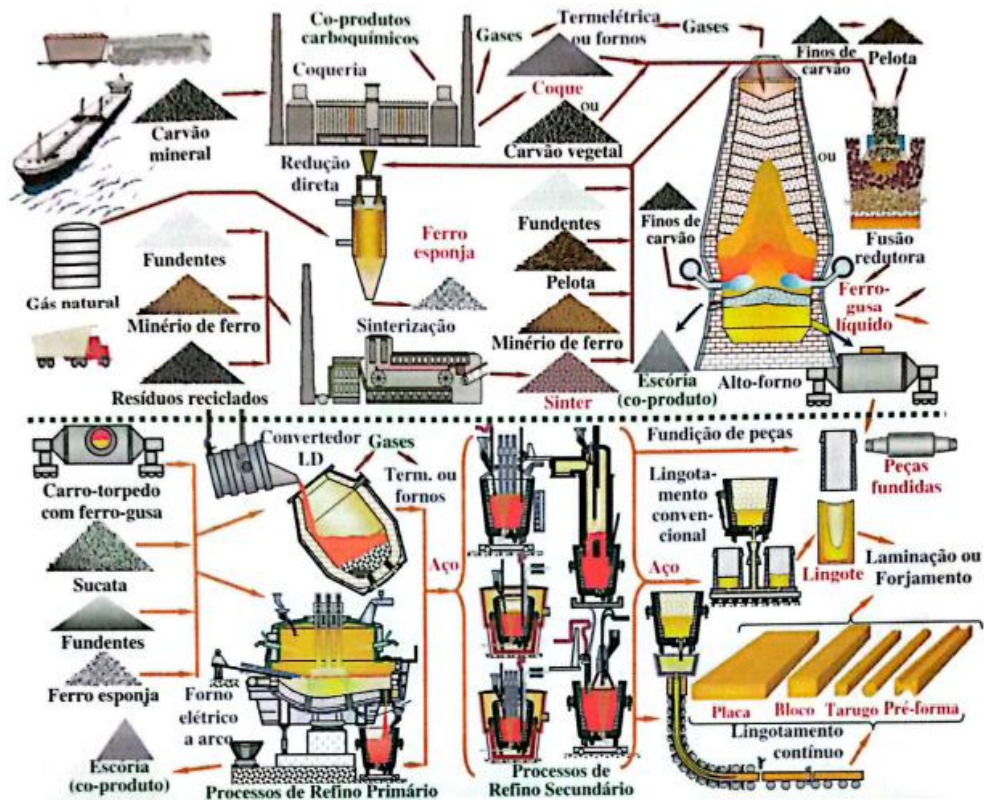
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Fluxo parcial do processo siderúrgico

Em geral, produtos siderúrgicos podem ser categorizados como aços, ferro-ligas ou ferros fundidos. O aço é uma liga de ferro-carbono com no máximo 2,04% de carbono que pode conter elementos residuais e elementos adicionados propositalmente. Aços compõem a maior parte dos produtos siderúrgicos usados atualmente. Isso decorre de uma gama de características que o tornam especial em relação a outros materiais — custo baixo, usinabilidade, soldabilidade, tenacidade, ductilidade, homogeneidade, alta resistência mecânica entre outras (RIZZO, 2005).

Segundo Rizzo (2005), o aço pode ser produzido em usinas integradas, semi-integradas e não-integradas. As integradas produzem o aço via redução, refino e laminação. Além disso, possuem o minério de ferro como matéria-prima. As semi-integradas não realizam redução e têm sucata ferrosa como matéria-prima. Já as não-integradas trabalham apenas com laminação ou redução. A Figura 1 apresenta um fluxograma parcial do processo siderúrgico.

Figura 1 - Fluxograma parcial do processo siderúrgico.



Fonte: Adaptado de: RIZZO, 2005.

Os procedimentos relacionados à produção de aço têm início com a obtenção de elementares matérias-primas (calcário, carvão mineral e minério de ferro) e outros insumos. Os carvões e os minérios são dispostos no pátio de matérias-primas. Pilhas são formadas e busca-se a potencialização da qualidade de cada um deles através de eficientes misturas. Após isso, os carvões minerais são encaminhados à coqueria, ao passo que os minérios de ferro possuem a sinterização como destino (MOURÃO *et al.*, 2007).

Na coqueria ocorre a coqueificação do carvão mineral. O coque metalúrgico é utilizado no alto-forno não somente como combustível, redutor, agente permeabilizante e um provedor de carbono ao gusa. Via injeção de finos, obtém-se uma economia considerável com relação ao uso de coque (RIZZO, 2005). Além disso, de acordo com Mourão *et al.* (2007), o gás de coqueria, após um processo de purificação via carboquímico, é limpo e adquire valor dentro da própria usina no tocante ao equilíbrio energético dela. Ademais, é um material que necessita ter baixa reação com o dióxido de carbono (em função de resistência, que precisa ser grande) e elevado nível de carbono efetivo (redução).

A sinterização é a junção de partículas minerais, em função de um processo de integração em curso, gerada pelo calor oriundo da queima de um combustível adicionado a elas (ARAÚJO, 2005). Esse processo, afirma Mourão *et al.* (2007), ocorre com a criação de uma camada que surge com a colocação de finos de coque ou finos de carvão em conjunto com minério de ferro em uma máquina de esteira rolante, máquina esta que é aquecida por uma frente de queima, alimentada por ar succionado através da camada, que atravessa do topo desta até o seu fundo gerando uma conexão inicial que resultará na coalescência das partículas, dando origem ao sinter — um material de grande porosidade e elevada resistência (RIZZO, 2005).

A elaboração da carga usada para a confecção do produto resultante da redução de minério de ferro é obtida por meio da silagem. O alto-forno, em uma planta integrada, reduz minério de ferro a ferro metálico (MOURÃO *et al.*, 2007). É um processo que acontece através de fundentes, coque ou carvão vegetal e a ação de gases oriundos da queima do carvão soprado pelas ventaneiras, acarretando na produção do gás de alto-forno, na produção de um material líquido constituído de óxidos que é composto de minerais de valor econômico secundário com relação ao minério de ferro e na produção de um material líquido baseado primordialmente em ferro e carbono em solução a cerca de 1500 °C (RIZZO, 2005; MOURÃO *et al.*, 2007).

Mourão *et al.* (2007) afirmam que, antecedendo a aciaria (e visando um aço de ótima qualidade), o gusa passa por tratamentos que possuem como objetivo a retirada de enxofre, fósforo e silício. Ademais, o gás de alto forno, tratado, é usado nos regeneradores como

combustível para aumentar a temperatura do ar injetado no forno e a escória, por meio de um processo que resulta em sua granulação, se torna um produto rentável (fábricas de cimento). No mundo, o alto-forno representa o modelo mais tradicional de redução de minério de ferro.

O segmento siderúrgico responsável pelo refino do gusa é a aciaria (MOURÃO *et al.*, 2007). Em meados do século XX, com o surgimento do convertedor Linz Donawitz (LD), produzir aço se tornou um trâmite menos dispendioso do ponto de tempo e do ponto de vista financeiro. Atualmente, além dos fornos LD, fornos elétricos a arco (FEA) são também muito utilizados (GORNI *et al.*, 2024).

O LD, por meio de uma lança que possibilita, a velocidade superior à do som, um fluxo de oxigênio direcionado à superfície do banho é o meio mais utilizado em integradas para transformar gusa em aço. Fundamentalmente, a diminuição do teor de enxofre e a oxidação incompleta do carbono, silício, fósforo, manganês e quaisquer outros elementos que estejam inseridos no gusa líquido constituem a essência do refino primário (MOURÃO *et al.*, 2007). No FEA, nuances relacionadas à dessulfuração e desoxidação tinham sua execução e término no forno elétrico. Atualmente, essas atividades ocorrem no refino secundário (SILVA, 2023).

3.2 Refino secundário

Ghosh (2000) afirma que a necessidade de um aço com um controle de qualidade cada vez mais rígido em função do lingotamento contínuo é um fator fundamental na expansão do processamento secundário de aço líquido. Elementos como hidrogênio, nitrogênio, oxigênio, fósforo e enxofre são deletérios ao aço. Resistência mecânica e resistência à corrosão são afetadas por tais elementos.

A evolução de várias tecnologias na metalurgia da panela surgiu de necessidades do ponto de vista cinético e termodinâmico atreladas ao refino primário (SILVA, 2023). Uma dessas tecnologias é o reator RH — vinculado a desgaseificação do aço — e objeto deste estudo.

Segundo Rizzo (2006), na metalurgia secundária busca-se, primordialmente, o monitoramento de temperatura, adequação de composição química e baixa presença de inclusões. Além disso, almeja-se um processo mais harmônico entre o forno de fusão e o lingotamento, o que resultará em mais eficiência na operação de fabricação dessa liga de ferro-carbono. Por meio do forno panela ou processos de aquecimento químico, em conjunto com processos de desgaseificação a vácuo, os propósitos do refino secundário são obtidos.

Uma estação de refino secundário como o forno panela (aquecimento via eletricidade) e as estações de processo de aquecimento via reações químicas (CAS-OB, H-ALT

e IR-UT) representam técnicas que concorrem entre si na metalurgia secundária. Nuances relacionadas à energia elétrica como acesso e despesa, além de detalhes como a essencial taxa de aquecimento do aço, definirão qual é a instalação mais adequada a ser utilizada em uma dada planta. Posteriores ajustes podem ocorrer em processos vinculados a vácuo (RIZZO, 2006).

3.2.1 Desgaseificação

Promover reações químicas com a presença de gases é o propósito mais relevante da desgaseificação. É um procedimento em que o aço líquido é submetido a um vácuo médio de 60 Pa a 250 Pa ou 0,5 mmHg a 2 mmHg e, durante o processo, sofre agitação (SILVA, 2023). De acordo com Dutta e Chokshi (2020), a eficiência da desgaseificação aumenta com a profundidade do vácuo.

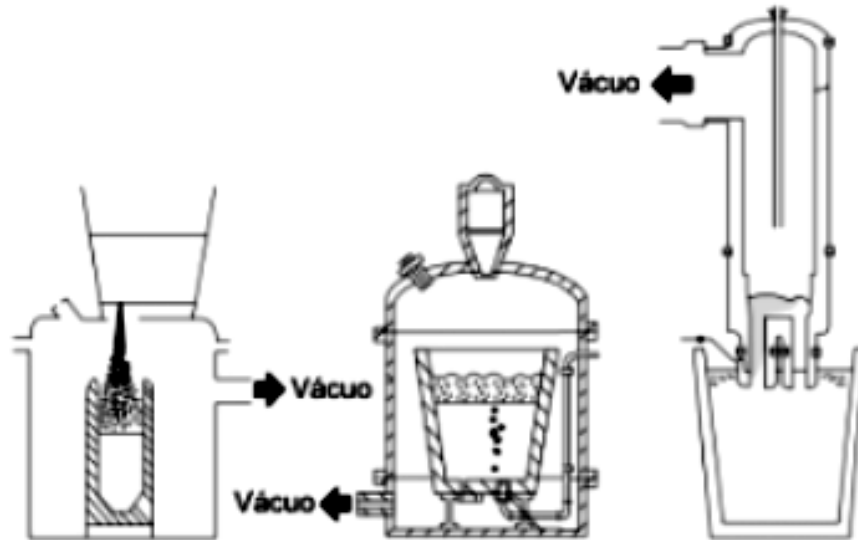
3.2.2 Processos de desgaseificação

A desgaseificação no jato acontece no lingotamento sob vácuo ou no vazamento do forno. Não é tão adaptável quanto a dos processos em panela, ainda que, no que diz respeito à desgaseificação, possua notável eficácia. Quando se dá no lingotamento, não há mais estágios onde a absorção de hidrogênio possa acontecer (SILVA, 2023).

De acordo com Silva (2023), a desgaseificação em panela possui os equipamentos mais indicados para a execução de procedimentos de metalurgia secundária concomitantes à desgaseificação. Há a transferência da panela para uma câmara de vácuo. Para, nos períodos iniciais de diminuição da pressão, acondicionar a abrupta movimentação decorrente da evolução gasosa e possível espumação da escória, a panela não deve estar totalmente cheia. É necessária, portanto, a existência de uma borda livre.

Na desgaseificação por circulação, o aço na panela é succionado para o interior de uma câmara de vácuo com capacidade de conter fração do volume total da corrida. Há a exposição, devido a circulação, de todo o aço ao vácuo. No que tange a procedimentos paralelos envolvendo refino e escória, não tem a versatilidade dos processos em panela (SUMIDA *et al.*, 1983; CORDEIRO *et al.*, 1997). Dentre os processos existentes (devido a cinética e capacidade do vaso RH para suportar o violento movimento do aço líquido), é o mais indicado para a descarburização a vácuo, corridas entre 250 e 350 t e atividades simultâneas com conversores. A Figura 2 apresenta os processos de desgaseificação mais comuns (SILVA, 2023).

Figura 2 - Processos de desgaseificação de aços mais comuns. Da esquerda para direita: desgaseificação no lingotamento, desgaseificação em panela, desgaseificação em RH (RH-OB).



Fonte: SILVA, 2023.

3.3 Processamento a vácuo

A partir da segunda metade do século XX vislumbrou-se, a nível de indústria, notável evolução com relação a processos para a desgaseificação do aço. Em dez anos apareceram os processos *Stream Degassing*, Dortmund-Hörder Huetttenion, Ruhrstahl e Heraeus, *Vacuum Oxygen Descarburization* e *Vacuum Arc Degassing* (RIZZO, 2006).

Rizzo (2006) afirma que a desgaseificação a vácuo é caracterizada entre a circulação do aço líquido passando por um recipiente externo à panela e a não-recirculação do aço líquido exterior à panela. O Ruhrstahl Heraeus, foco do presente trabalho, pertence a primeira definição. Turkdogan (1996) estabelece que na desgaseificação que envolve recirculação, o aço na panela é forçado pela pressão atmosférica para uma câmara a vácuo onde é exposto a baixa pressão e retornado para a panela. Para que o nível de desgaseificação pretendido seja atingido, o aço líquido é recirculado através da câmara de baixa pressão por cerca de até 50 vezes.

O RH tem sido usado para ampliar a qualidade do aço e produzir um novo tipo de aço (KUWABARA *et al.*, 1988). A necessidade gerada pela produção de aços ultrabaixo carbono com no máximo 30 ppm de carbono é um fator relevante no aumento do uso da desgaseificação a vácuo. Os *interstitial-free*, além de possuírem um percentual de carbono muito controlado (inferior a 30 ppm), possuem também um percentual de nitrogênio abaixo de

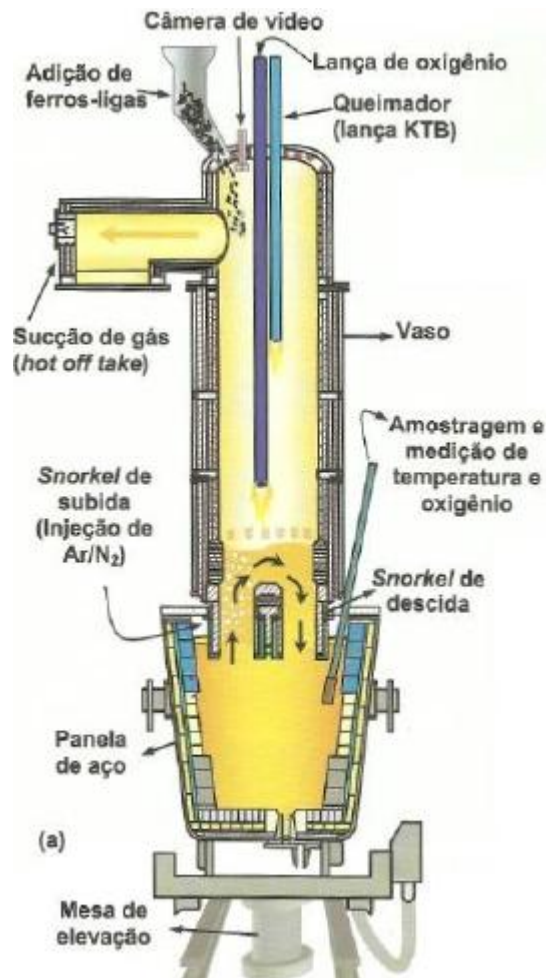
30 ppm (KOR; GLAUS, 2003). De acordo com Ghosh (2000), a demanda da indústria automobilística por chapas finas é elevada.

3.4 Processo RH

O processo RH foi desenvolvido com o propósito de promover a redução do nível de hidrogênio, nitrogênio, carbono e oxigênio em um único estágio da operação e em grande quantidade, ampliando, assim, a eficiência produtiva nas instalações da metalurgia secundária (curto tempo de ciclo para descarburização e desgaseificação). Em função disso, possuem grande emprego em plantas integradas. O processo surgiu na companhia Ruhrstahl Heinrichshütte. A patente do expediente é de 1957 e é fruto da engenhosidade de um pesquisador da empresa Heraeus chamado A. Lorenz. A união das iniciais de Ruhrstahl e Heraeus dão nome ao processo (RIZZO, 2006; ZULHAN; SCHRADE, 2014). Esse processo criado por duas empresas alemãs une circulação de aço fundido e refino a vácuo (MIAOYONG; KUANGDI, 2023). Dados atestam que, em 2010, existiam quase 200 plantas com tratamento a vácuo que faziam uso do processo RH no mundo (BUHR; BRUCKHAUS; FRANDRICH, 2013).

Segundo Rizzo (2006), a circulação de aço por intermédio de um vaso blindado por refratários onde propicia-se o vácuo define o processo Ruhrstahl Heraeus. Duas pernas (*snorkels*) inseridas no banho possibilitam tal circulação. A subida do aço para uma elevação barométrica de 1,45 m se dá pela pressão atmosférica exercida na parte exterior da panela. Silva (2023) afirma que a amostra da corrida é alterada quando o aço submetido ao vácuo, regressando à panela, se mescla com o aço na panela. A Figura 3 apresenta uma representação dos componentes de uma instalação RH.

Figura 3 - Representação dos componentes de uma instalação RH.



Fonte: RIZZO, 2006.

Há uma lança de oxigênio no topo do recipiente de tratamento que tem como objetivo a injeção desse gás quando, em termos termodinâmicos e cinéticos, a remoção de carbono for desfavorável. A retirada de carbono na forma de monóxido de carbono possibilita a obtenção de aços com ínfimo teor deste não metal. Isso ocorre em função da recirculação do aço líquido e do emprego do vácuo. A exotermicidade de reações envolvendo silício e alumínio também justifica o procedimento de injeção de oxigênio. A elevação da temperatura do aço é uma consequência de tal ação. Quando não está em uso, a lança possui, em função da projeção de carga líquida, uma sutil vazão de gás inerte que visa impedir o entupimento do orifício de escape de gás (RIZZO, 2006).

Nos anos 80, a Kawasaki Steel criou um método que une o resultado da pós-queima de monóxido de carbono dissociado do aço-líquido (aquecimento) com a posição da lança de oxigênio (sopro no topo do recipiente de tratamento do RH). O nome desse processo é RH-KTB (RIZZO, 2006). A Nippon Steel desenvolveu o processo RH-OB, que emprega um *tuyere*

(bico) concêntrico ao estilo AOD (O₂ pelo tubo interno; Ar, N₂ ou CO₂ pelo anel externo) para soprar oxigênio diretamente sobre a superfície do banho na câmara de vácuo. Nesse desgaseificador, o reaquecimento do aço via oxidação do alumínio e o aumento da descarburização são tarefas exequíveis (TURKDOGAN, 1996; TOSHIHIKO, 2015). As configurações RH-OB e RH-KTB resultaram na diminuição de formação de cascão dentro do vaso devido a pós-combustão do monóxido de carbono pelo oxigênio injetado (FRUEHAN, 1998).

Rizzo (2006) afirma que o refratário do recipiente é composto de MgO-Cr₂O₃ ou apenas MgO. O pré-aquecimento do vaso RH diminui a deterioração de tal revestimento, minimiza, nas paredes do vaso, o surgimento de material solidificado e acarreta menor queda de temperatura do aço líquido. A faixa de temperatura desse pré-aquecimento é de 800 a 1400 °C. É um processo que acontece via resistências elétricas baseadas em grafite ou maçaricos a gás.

A remoção do nível de nitrogênio e hidrogênio no aço é uma das principais utilidades do RH. Fundamentalmente, o que se busca é uma quantidade diminuta de gases dissolvidos. Em termos de nitrogênio e hidrogênio, 20 ppm e 2 ppm representam, respectivamente, patamares atingíveis via vácuo (RIZZO, 2006). Além da desgaseificação, atuais desgaseificadores a vácuo são utilizados para realizar várias outras tarefas, como descarburização, dessulfuração, aquecimento, homogeneização e adição de ligas, obtendo, desse modo, mais eficiência no que tange à limpeza e modificação de inclusão (GHOSH, 2000).

De acordo com Rizzo (2006), a desgaseificação a vácuo via recirculação do aço em um vaso acima da panela tem os seguintes passos:

- a) há a colocação da panela na estação RH;
- b) as pernas são inseridas no banho de aço;
- c) o aço líquido sobe a cerca de 1,40 m acima do ponto de origem devido à diminuição da pressão no recipiente superior;
- d) ocorre a injeção de gás inerte (argônio, usualmente) na perna de subida, quase no mesmo nível do aço na panela;
- e) a diminuição da densidade e a aceleração do aço líquido acontecem em função da ascensão do gás injetado na perna de subida;
- f) há o movimento de circulação do aço — o metal fundido desintegra em gotas no interior do vaso (devido a ampliação da temperatura, redução da pressão e pelo desprendimento de gases do aço na parte superior do tubo), retorna para a superfície e desce pelo *snorkel* de descida.

Rizzo (2006) reitera que o contínuo acompanhamento da composição dos gases exauridos e a pressão dentro da câmara de vácuo é uma realidade durante a execução destes passos.

Usualmente, o rebaixamento da câmara de vácuo ou a elevação da panela possibilita a imersão das pernas (tubos) no aço líquido. Nos dias de hoje, as pernas são constituídas por uma única peça que é soldada ao recipiente de tratamento. Os avanços adquiridos no que diz respeito ao desempenho de refratários possibilitam que pernas sejam utilizáveis para além de 600 corridas. Uma troca, por completo, de uma unidade de refino secundário RH por outra unidade transcorre em um uma janela de tempo inferior a 60 minutos e em períodos frequentes (RIZZO, 2006).

Rizzo (2006) estabelece que sobre-altura barométrica é o nome da ocorrência passível de observação que remete à elevação do banho de aço em função da formação de vácuo em local do recipiente de tratamento superior às pernas. Estudos de natureza física e matemática possibilitam a afirmação de que pode haver projeção de carga líquida caso a altura do aço supere o valor de 1 m sobre a altura barométrica.

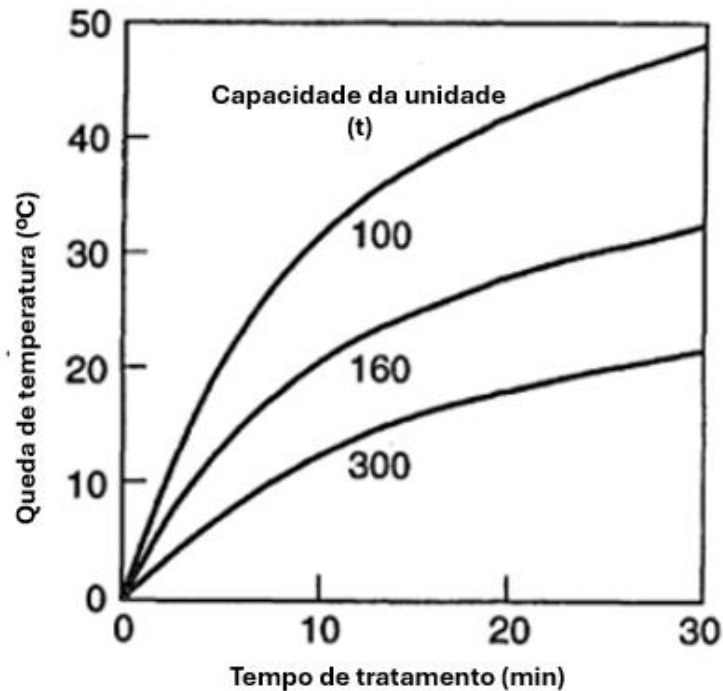
3.4.1 Taxa de circulação

A altura do banho no recipiente de desgaseificação e a ascensão do aço na perna de subida definem a medida, em termos quantitativos, de aço que passa pela câmara de vácuo em um determinado período e é um dos fundamentais critérios funcionais do RH. Por meio do cobre, de radiotraçadores em circunstâncias empíricas ou modelos físicos a frio, obtém-se valores de taxa de circulação que dependem de procedimentos e parâmetros vinculados a operação. A eficácia do procedimento de tratamento está vinculada ao quanto maior for a taxa. Isso resultará em menos tempo despendido para que os objetivos almejados sejam alcançados (RIZZO, 2006; HARADA; NAKAI, 2022).

De acordo com Turkdogan (2006), a taxa de circulação do aço entre a panela e a câmara de vácuo, no RH, é determinada pela taxa de injeção de argônio dentro do *snorkel* e o diâmetro do *snorkel*. Rizzo (2006) afirma que a deposição exagerada de material refratário ou a deposição de inclusões em função do uso do aquecimento químico do aço pode levar a mudança do diâmetro do *snorkel*. Há uma vazão do gás de arraste vinculada a um dado diâmetro da perna. A formação de uma camada indesejada de material sólido na câmara de vácuo (em função de projeção) é fruto de um exagero dessa taxa. A Figura 4 apresenta a queda de

temperatura durante o tempo de tratamento e a relação dessa queda com a capacidade da unidade.

Figura 4 - Queda de temperatura durante o tempo de tratamento e a relação dessa queda com a capacidade da unidade no RH e no RH-OB.



Fonte: Adaptado de: TURKDOGAN, 2006.

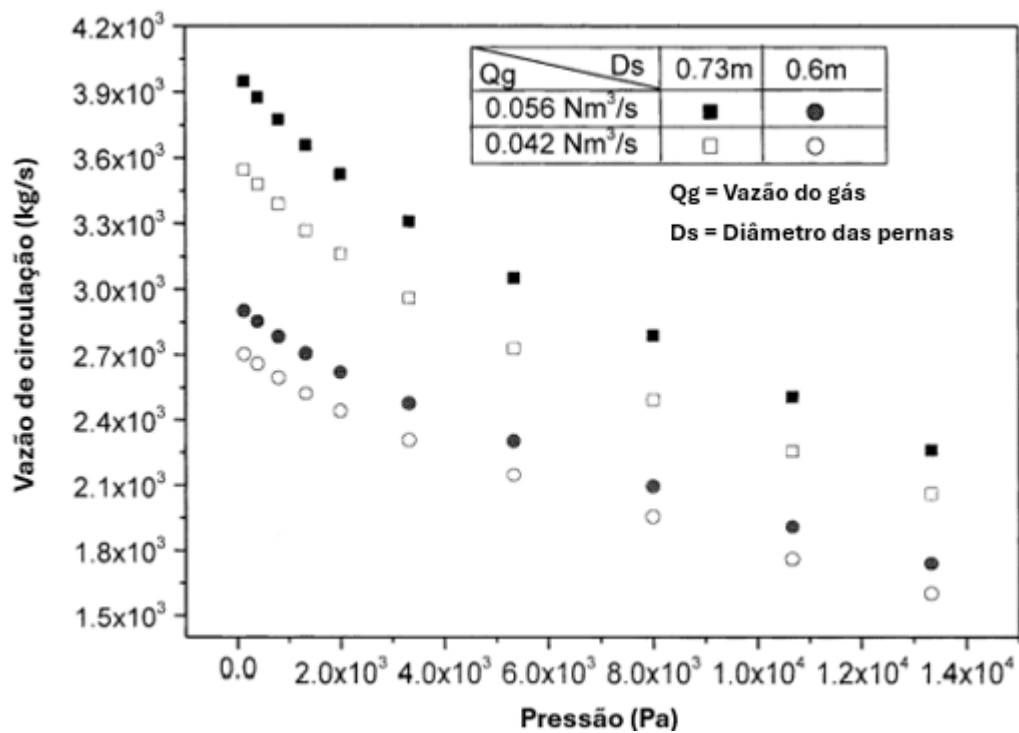
Rizzo (2006) afirma que a taxa de circulação está atrelada a vazão de argônio pelos bicos da perna de subida. A execução do refino não deve ser alterada em função de problemas relacionados a uma certa quantidade de bicos com obstruções. O número de bicos para esse fim deve ser o suficiente para que o processo flua com normalidade. Não é possível, de modo exato, mensurar a porção de aço que passa pela câmara de vácuo. Em função de um determinado volume de gás injetado, valores na faixa de 10 e 20 t/min foram alcançados em função de um *snorkel* de 20 cm. Ouro radioativo possibilitou a obtenção das medidas.

Pode-se elevar a taxa de circulação pela escolha, no *snorkel* ascendente, do ponto de injeção do gás no ponto mais baixo possível, aumentando, desse modo, a coluna útil de líquido na perna de subida e, com isso, ampliando a transferência de energia do gás para o líquido à medida que as bolhas de gás sobem e se expandem em função da redução de pressão na câmara de vácuo (SESHADRI; DE SOUZA COSTA, 1986).

Conforme o estudo de Park, Yi e Ahn (2001) — através de um modelo numérico tridimensional (desenvolvido considerando a força motriz gerada pela injeção de gás para

promover a circulação do banho metálico e verificado tanto por experimentos em modelo a frio quanto pelos resultados reais do processo RH) — o aumento da pressão na câmara de vácuo resulta em uma queda na circulação do banho. À medida que a pressão diminui, a mesma vazão de gás exerce uma maior força de empuxo devido a uma maior expansão das bolhas de gás. Além disso, o volume do banho no recipiente a vácuo aumenta com a redução da pressão. No estudo em questão, utilizaram $0,042 \text{ Nm}^3/\text{s}$ e $0,056 \text{ Nm}^3/\text{s}$ como vazão de gás, $0,6 \text{ m}$ e $0,73 \text{ m}$ como diâmetro dos *snorkels* e pressão na câmara de vácuo na faixa de $133,3$ a $13.332,2 \text{ Pa}$. A Figura 5 mostra a circulação do banho em função da pressão do recipiente a vácuo.

Figura 5 - Circulação do banho em função da pressão do recipiente a vácuo.

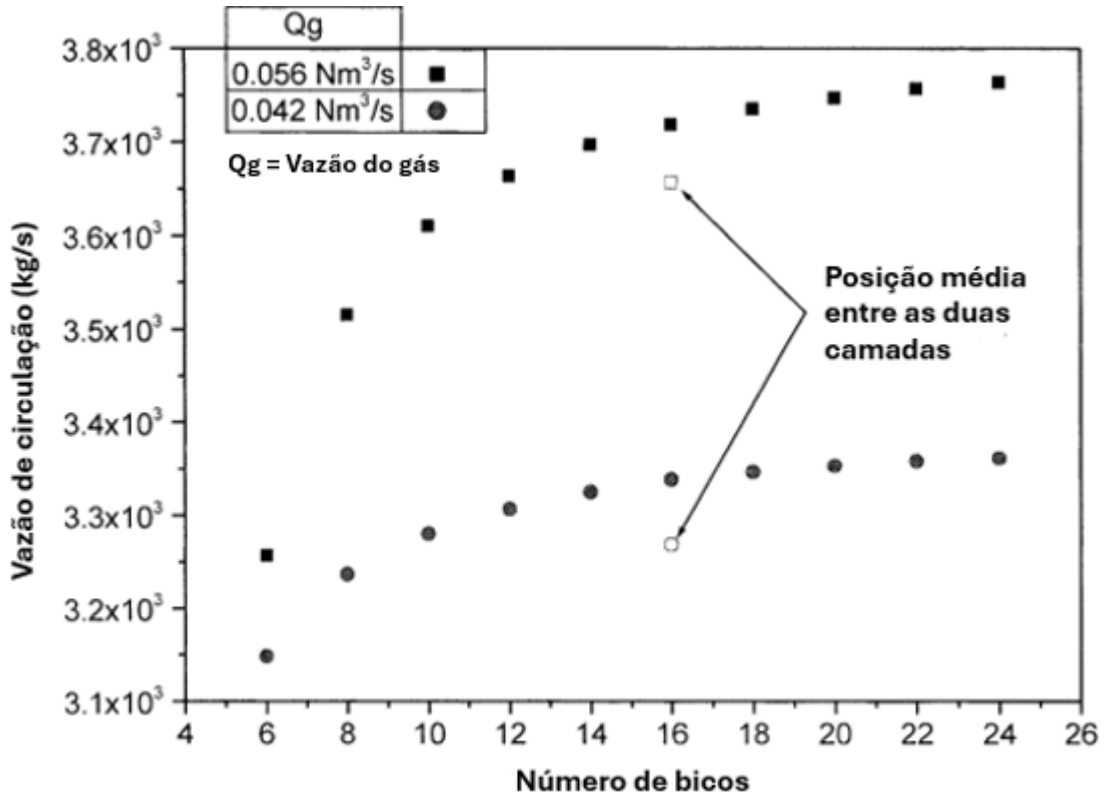


Fonte: Adaptado de: PARK; YI; AHN, 2001

Ainda segundo o estudo de de Park, Yi e Ahn (2001), há uma tendência da circulação do banho aumentar quando o número de bicos aumenta para a mesma vazão de gás. Isso ocorre porque a área total da pluma, com o aumento do número de bicos, é maior do que com um menor número de bicos. Os autores adicionam que há um outro fator que precisa ser considerado quando o número de bicos aumenta. Se o número de bicos aumentar além de um número limitado, os bicos restantes deverão ser instalados nas camadas superiores. Assim sendo, a profundidade média de imersão (*snorkel*) diminui. Isso causa uma diminuição na taxa de circulação do banho. Para estimar o efeito desse problema, o caso de 16 bicos com duas

camadas foi calculado. No estudo em questão, utilizaram 0,042 Nm³/s e 0,056 Nm³/s como vazão de gás, 0,73 m como diâmetro do *snorkel* e 1.333,2 Pa como pressão de vácuo na câmara. A Figura 6 mostra a circulação do banho em função do número de bicos.

Figura 6 - Circulação do banho em função do número de bicos.



Fonte: Adaptado de: PARK; YI; AHN, 2001

Li e Tsukihashi (2005) resumizam que a taxa de circulação está vinculada à forma do sistema, como o raio do vaso de vácuo, o diâmetro de *snorkel*, a posição e o número de bicos, e às condições de operação, como à taxa de fluxo de argônio, a pressão da câmara de vácuo e a profundidade de imersão dos *snorkels*.

Kuwabara *et al.* (1988) estabelecem que a taxa de circulação do aço líquido no vaso RH é fornecida pela equação (1):

$$Q = 11,4(\dot{V})^{\frac{1}{3}}(D)^{\frac{4}{3}} \left[\ln \left(\frac{P_1}{P_0} \right) \right]^{\frac{1}{3}} \quad (1)$$

em que:

\dot{V} = Vazão de argônio injetado no *snorkel* de subida (NI/min);

D = Diâmetro interno do *snorkel* de subida (m);

P_1, P_0 = Pressão no ponto de injeção de argônio e na superfície do banho (Pa).

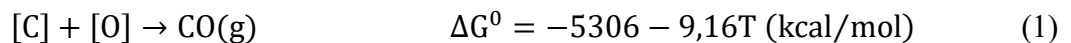
3.5 Desoxidação via carbono

Diminuir o nível de oxigênio do aço pela desoxidação via carbono antes da adição de alumínio para a completa desoxidação é uma das aplicações do RH ou do RH-OB. Para o tratamento leve a vácuo, aço obtido via LD é vazado com cerca de 0,08 a 0,10% de carbono quando a quantidade de oxigênio varia entre 300 e 400 ppm. Durante a desgaseificação, o aço líquido é descarburado até 0,04% de carbono e desoxidado até um valor de cerca de 200 ppm. Essa operação, em termos de custo, é muito interessante, pois, em função dela, haverá uma redução na quantidade de alumínio a ser utilizado na remoção de oxigênio. Por meio da formação de monóxido de carbono, amplia-se o grau de limpidez do aço (TURKDOGAN, 2006; RIZZO, 2006).

Silva (2023) afirma que o equilíbrio de qualquer reação relacionada a geração ou ao consumo de gás é afetado pela redução de pressão. A reação de formação do monóxido de carbono é bastante afetada, portanto. O vácuo resulta na redução da pressão de CO. Com isso, há o deslocamento da reação no sentido da geração de monóxido de carbono. O carbono, ao longo da desoxidação, não forma inclusões não metálicas.

3.6 Descarburção

O aço ultrabaixo carbono é produzido via desgaseificação a vácuo a uma pressão inferior a 1 mbar (TURKDOGAN, 2006). De acordo com Rizzo (2006), a retirada de carbono — e oxigênio — em função do tratamento a vácuo é embasada na influência da pressão na reação (1):

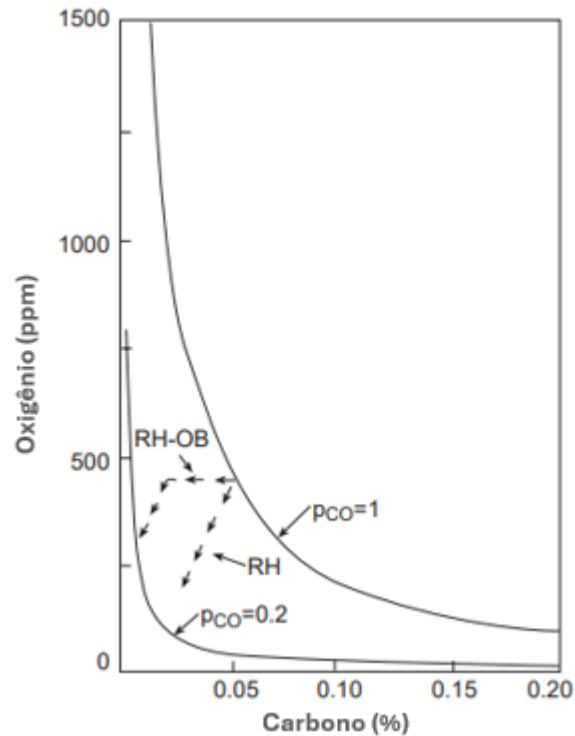


em que:

ΔG^0 = Energia livre padrão (kcal/mol).

A Figura 7 ilustra esquematicamente a relação entre carbono e oxigênio durante a descarburção a vácuo.

Figura 7 - Equilíbrio entre carbono e oxigênio em função da pressão de CO.



Fonte: Adaptado de: FRUEHAN, 1990.

No RH, afirma Fruehan (1998), a descarbonização acontece quase que de acordo com a diminuição estequiometricamente relacionada dos teores de carbono e oxigênio — em um processo chamado de auto descarbonização. Tal nuance é exemplificada pela equação (2):

$$\Delta [O] = (16/12) \Delta [C] \quad (2)$$

em que:

(16/12) é a razão entre as massas atômicas do oxigênio e do carbono;

$\Delta[O]$ = Variação do teor de oxigênio dissolvido no aço líquido (em percentual em massa ou em partes por milhão);

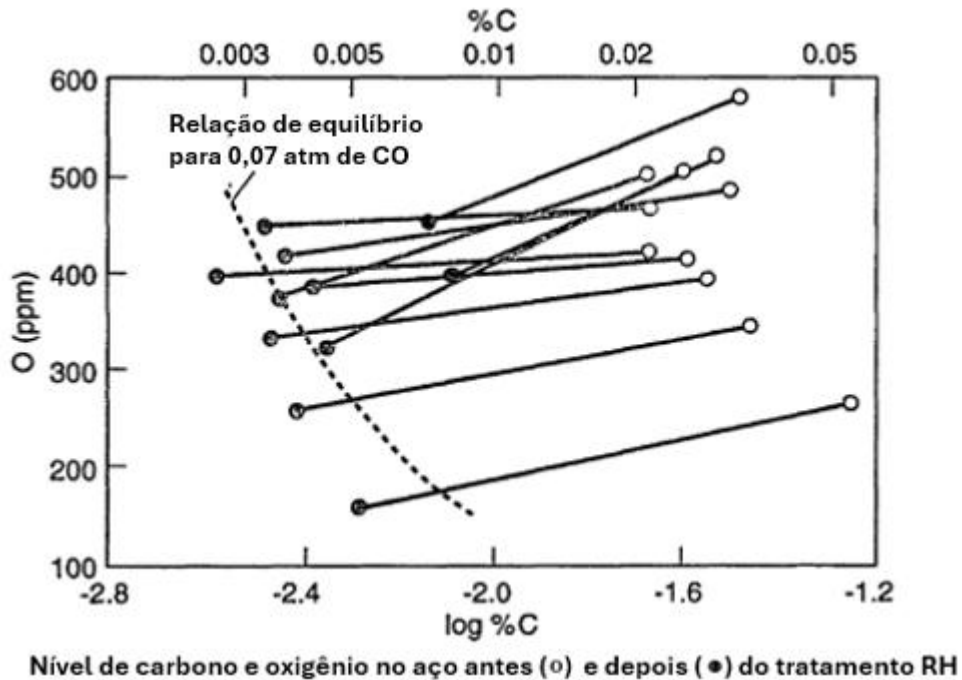
$\Delta[C]$ = Variação do teor de carbono dissolvido no aço líquido (em percentual em massa ou em partes por milhão).

No RH-OB (KTB), em função do fornecimento de oxigênio por uma fonte externa, a descarbonização ocorre sem a chamada “descarbonização forçada”, isso é: a descarbonização ocorre inicialmente sem uma diminuição simultânea do teor de oxigênio do aço. A descarbonização, em estágios posteriores, segue a trilha da auto descarbonização. Um dos benefícios do RH-OB (KTB) em relação ao RH padrão é que o aço pode ser vazado com um maior teor de carbono. Desse modo, há uma redução do tempo de processamento do conversor. (FRUEHAN, 1998).

Segundo Turkdogan (2006), embora a pressão na câmara de vácuo seja algo em torno de 0,001 atm, o teor final de oxigênio e carbono são próximos dos valores de equilíbrio

para pressões de CO de 0,06 a 0,08 atm. A Figura 8 mostra o teor, antes e após o tratamento no RH, de carbono e oxigênio no aço.

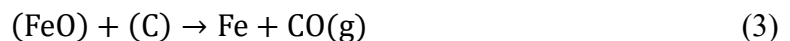
Figura 8 - Teor de carbono e oxigênio no aço antes e após o tratamento no RH.



Nível de carbono e oxigênio no aço antes (○) e depois (●) do tratamento RH

Fonte: Adaptado de: TURKDOGAN, 2006.

De acordo com Fruehan (1998), a redução do teor de oxigênio do aço como resultado do tratamento de descarburização a vácuo é menor do que a esperada pela estequiometria da reação de formação do monóxido de carbono. Isso acontece porque há transferência de oxigênio da escória da panela para o aço durante a descarburização a vácuo. Outra fonte de oxigênio é o cascão que se acumula no interior do vaso de vácuo devido a operações anteriores. Assim, também há a ocorrência de alguma descarburização por meio da reação (3):



Fruehan (1998) reitera que a partir da estequiometria das reações, o balanço do material fornece relações para a quantidade de oxigênio transferida para o aço a partir do cascão oxidado dentro do vaso de vácuo e da escória da panela. Tais relações (4), (5) e (6) são:

$$\Delta \text{O} (\text{escória}) = (16/12) \Delta [\text{C}] - \Delta [\text{O}] \quad (4)$$

$$\Delta [\text{C}] = [\% \text{C}]_i - [\% \text{C}]_f \quad (5)$$

$$\Delta [\text{O}] = [\text{ppm O}]_i - [\text{ppm O}]_f \quad (6)$$

em que:

ΔO (escória) = Variação do teor de oxigênio na escória (em percentual em massa ou em partes por milhão);

$\Delta[C]$ = Variação do teor de carbono dissolvido no aço líquido (em percentual em massa ou em partes por milhão);

$\Delta[O]$ = Variação do teor de oxigênio dissolvido no aço líquido (em percentual em massa ou em partes por milhão);

$[\%C]_i$ = Teor de carbono inicial (em percentual de massa);

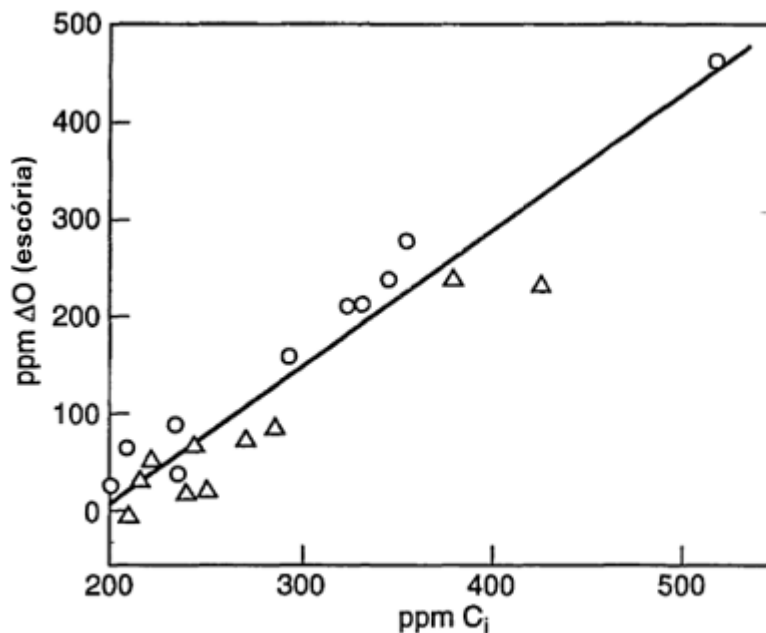
$[\%C]_f$ = Teor de carbono final (em percentual de massa);

$[\text{ppm O}]_i$ = Teor de oxigênio inicial (em partes por milhão);

$[\text{ppm O}]_f$ = Teor de oxigênio final (em partes por milhão).

A Figura 9 mostra o *pick-up* de oxigênio da escória da panela ao longo da descarburização em desgaseificador em tanque e em desgaseificador RH.

Figura 9 - Transferência de oxigênio da escória da panela para o aço durante a descarburização em desgaseificador em tanque e em desgaseificador RH.



Transferência de oxigênio da escória da panela para o aço durante a descarburização em (Δ) desgaseificador em tanque e em (○) desgaseificador RH.

Fonte: Adaptado de: TURKDOGAN, 2006.

Durante a descarburização, quanto mais elevada for a quantidade de carbono inicial, maior será a quantidade de oxigênio transferida da escória para o aço. Para teores de carbono de 200 ppm ou menos, não há mais captação de oxigênio da escória durante a descarburização a

vácuo e a quantidade de carbono diminui de acordo com a estequiometria da reação de formação de CO (FRUEHAN, 1998).

3.6.1 Taxa de descarburização

Turkdogan (2006) estabelece que a taxa de descarburização é expressa por meio da equação (7):

$$\ln \frac{\%C_f}{\%C_i} = -k_c t \quad (7)$$

em que:

$\%C_f$ = Teor final (em percentual de massa) de carbono no aço;

$\%C_i$ = Teor inicial (em percentual de massa) de carbono no aço;

k_c = Constante da taxa de descarburização;

t = Tempo decorrido desde o início da descarburização.

De acordo com Fruehan (1998), a taxa de descarburização pode ser restringida pelo transporte de massa de oxigênio — sempre que o teor de carbono no aço for relativamente alto. Segundo o estudo de Kishimoto *et al.* (1992), há um aumento da taxa de descarburização (para um teor de carbono superior a 10 ppm) com a queda da pressão na câmara. Por outro lado, para um teor de carbono inferior a 10 ppm, a dependência da taxa de descarburização com relação a pressão na câmara foi diminuta. Isso se deve a mudança na área interfacial da reação entre as fases gasosa e líquida resultante da ebulição de monóxido de carbono no banho. Um forno de indução com 20 kg de aço fundido foi utilizado no experimento.

Rizzo (2006) afirma que a constante de velocidade aparente da reação, para estações RH, é dada pela equação (8):

$$k_c = \frac{Q}{V_b \rho} \frac{q}{\frac{Q}{\rho} + q} \quad (8)$$

em que:

Q = Taxa de circulação do aço líquido (kg/min);

V_b = Volume do banho de aço na panela (m^3);

ρ = Massa específica do aço (kg/m^3);

q = Coeficiente volumétrico de transferência de massa na descarburização (m^3/min).

Fruehan (1998) afirma que o coeficiente volumétrico “ q ” é proporcional à área da seção transversal “ A_v ” da câmara, que é equivalente à área da superfície do banho. Segundo Kato *et al.* (1993), tem-se a relação empírica (9):

$$ak = 0,26Q^{0,64}S(\%C) \quad (9)$$

em que:

$ak = q$ = Coeficiente volumétrico de transferência de massa na descarburização (m^3/min);

Q = Taxa de circulação do aço líquido (kg/min);

$S = Av$ = Área da seção transversal da câmara de vácuo;

$(\%C)$ = Teor de carbono entre 0,0025% e 0,01%.

De acordo com as equações (8) e (9), a taxa de descarburização será ampliada em função do diâmetro da câmara de vácuo e dos diâmetros dos *snorkels*. A equação (9) somente deve ser empregada em condições similares as do seu desenvolvimento (FRUEHAN, 1998).

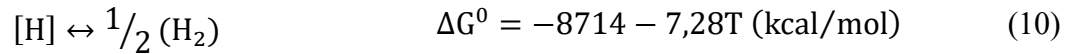
3.7 Desidrogenação

Durante o resfriamento rápido de uma peça fundida de aço de espessa seção transversal, ocorre pouca difusão de hidrogênio para fora da peça. Como a solubilidade do hidrogênio diminui à medida que a temperatura cai, há um aumento da pressão de hidrogênio na matriz do aço durante esse resfriamento rápido. Devido a esse aumento de pressão, podem ocorrer trincas internas e descamação (*flaking*) em seções maciças de aços sensíveis a trincas, caso o teor de hidrogênio seja muito elevado (TURKDOGAN, 2006).

Segundo Rizzo (2006), sob certas condições, um cenário de falha prematura e catastrófica de um componente metálico pode ocorrer devido à fragilização causada pelo hidrogênio. Exemplos de aspectos danosos são:

- a) diminuição do limite de escoamento;
- b) diminuição da ductilidade;
- c) aumento da velocidade com que trincas crescem; especialmente em aços com elevado teor de níquel;
- d) ampliação da temperatura na qual acontece a transição da fratura dúctil para frágil;
- e) diminuição da tenacidade à fratura;
- f) surgimento de “flocos” em grandes lingotes forjados, isso é, microfraturas causadas pelo hidrogênio molecular.

De acordo com Rizzo (2006), a quantidade de hidrogênio incorporada pelo metal líquido depende da reação (10):



em que:

ΔG^0 = Energia livre padrão (kcal/mol).

Turkdogan (2006) afirma que para evitar a formação de trincas ou o desprendimento de pequenos e finos pedaços de material da superfície de um aço, há um tratamento a vácuo para reduzir o teor de hidrogênio para pelo menos 2 ppm. Segundo Fruehan (1998), a taxa de desidrogenação é controlada pela transferência de massa no aço líquido. A taxa de tal tratamento é provida pela equação (11):

$$\ln \left\{ \frac{[H]_f - [H]_e}{[H]_i - [H]_e} \right\} = -k_h t \quad (11)$$

em que:

$[H]_f$ = Teor de hidrogênio final (em partes por milhão);

$[H]_i$ = Teor de hidrogênio inicial (em partes por milhão);

$[H]_e$ = Teor de hidrogênio em equilíbrio como determinado pela pressão do sistema;

k_h = Constante (taxa de remoção de hidrogênio);

t = Um dado tempo “t”.

Fruehan (1998) reitera que a pressão atingível, na maior parte dos desgaseificadores modernos, é abaixo de 0,01 atm. Portanto, $[H]_e$ pode ser ignorada com relação a $[H]_f$ e $[H]_i$. Tem-se, então, a equação (12):

$$\ln \left\{ \frac{[H]_f}{[H]_i} \right\} = -k_h t \quad (12)$$

em que:

$[H]_f$ = Teor de hidrogênio final (em partes por milhão);

$[H]_i$ = Teor de hidrogênio inicial (em partes por milhão);

k_h = Constante (taxa de remoção de hidrogênio);

t = Um dado tempo “t”.

Trincas induzidas por hidrogênio, ou seja, trincas a frio (*cold cracking*), segundo Bailey *et al.* (1993), ocorrem em um dado processo de fabricação ou em serviço. Na soldagem, por exemplo, ainda segundo os autores, estão localizadas na zona afetada pelo calor do metal base ou no próprio metal de solda.

Não só o teor de hidrogênio é um fator para as trincas a frio, mas microestrutura e *stress* (tensões residuais) também. Além disso, a fragilização por hidrogênio em aços ferríticos ocorre somente a baixas temperaturas (temperaturas próximas do ambiente). Portanto, trincas podem ser evitadas em uma microestrutura susceptível mantendo-a em uma temperatura

elevada — via pós-aquecimento (tratamento térmico) — até que tenha ocorrido uma difusão suficiente de hidrogênio (BAILEY *et al.*, 1993).

3.8 Desnitrogenação

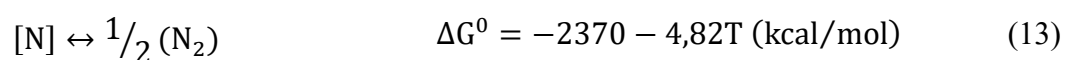
Silva (2023) afirma que devido a sua presença na camada de ar que envolve a atmosfera circundante, o nitrogênio é um contaminante relevante em nuances que envolvem a produção de aços. Segundo Rizzo (2006), o nitrogênio pode ter uma ação positiva ou negativa em um dado aço devido ao seu teor e a aplicação do aço em questão. Exemplos de casos em que sua presença é imperativa são:

- a) aços microligados, pois em combinação com elementos de liga — titânio, geralmente - realiza um refino de grãos (ampliando a resistência mecânica do material);
- b) em tratamento térmicos, como o resfriamento na laminação a quente de chapas, por exemplo, nitretos formados impossibilitam o crescimento de grãos;
- c) aços *bake hardening* viabilizam o uso de uma chapa menos espessa para uma dada solicitação, pois há um incremento da resistência ao escoamento do material (10 a 20%) devido a difusão do nitrogênio em um processo em que a chapa é aquecida (na cura, por exemplo, de uma chapa estampada e pintada).

Já em um escopo negativo, Rizzo (2006) afirma que o nível residual do nitrogênio deve ser reduzido ou evitado, cancelando a utilização da desgaseificação a vácuo. Exemplos de tais efeitos negativos são:

- a) em função do fenômeno de envelhecimento, há alteração de propriedades como limite de escoamento e dureza, além do surgimento de defeitos denominados linhas de distensão na superfície das chapas no decorrer da estampagem ou da laminação a frio;
- b) fragilização de soldas (juntas soldadas);
- c) ampliação da tendência de aparecimento de trincas intergranulares em função da ocorrência do fenômeno de corrosão sob tensão.

De acordo com Rizzo (2006), a quantidade de nitrogênio, presente no ar, absorvido pelo metal líquido é dado pela reação (13):



em que:

ΔG^0 = Energia livre padrão (kcal/mol).

Alguma remoção de nitrogênio do aço líquido, durante a degaseificação a vácuo, é viável somente se o aço está completamente desoxidado e contém pequeno teor de enxofre (TURKDOGAN, 2006).

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Este trabalho parte de uma revisão de literatura. A realização de uma minuciosa pesquisa bibliográfica foi crucial para compreender a essência que fundamenta a utilização do reator RH no refino secundário — com foco no processo de desgaseificação do aço.

Um profundo levantamento bibliográfico foi efetuado em bases de dados científicas que possuem o rigor da ciência como norte. A Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, a *Ironmaking & Steelmaking*, a *Stahl und Eisen*, o *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan* e o *Scandinavian Journal of Metallurgy* foram, dentre várias outras fontes de fidedigna procedência — nacionais e internacionais — alicerces da pesquisa. Portanto, livros, revistas, periódicos e artigos formam a essência desse projeto.

Palavras-chave como *rh*, *degassing*, *descarbonization*, *dehydrogenation*, *denitrogenation*, *deoxidation*, desgaseificação, descarbonização, desidrogenação, desnitração e desoxidação foram utilizadas em buscadores especializados em encontrar conteúdos científicos. Conexão com o tema deste trabalho e nuances atreladas aos intrínsecos processos do RH guiaram a seleção das publicações. Buscou-se, também, pelo que há de mais recente na literatura. A Figura 10 apresenta, sucintamente, algumas das principais publicações consultadas na confecção desse trabalho.

Figura 10 - Algumas das principais publicações consultadas.



Fonte: Elaborado pelo autor, 2025.

Os estudos relevantes obtidos pela revisão bibliográfica realizada foram apresentados de acordo com a sua importância em relação ao assunto abordado. Isso possibilitou não só a compreensão de diferentes abordagens, mas, também, a materialização das sensatas conclusões exibidas nesse trabalho.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Aspectos termodinâmicos e cinéticos

A termodinâmica metalúrgica pertence as nuances da termodinâmica química, que é utilizada para prever a viabilidade de uma reação química. Ela possibilita o cálculo quantitativo do estado de equilíbrio de um sistema em termos de composição, temperatura e pressão, bem como a determinação dos efeitos térmicos de reações e processos (GHOSH, 2000).

Ghosh (2000) estabelece uma conexão entre reações de desgaseificação e relações de equilíbrio. Com relação ao carbono e oxigênio, tem-se em (14), (15) e (16):



$$[h_C][h_O] = K_{CO} \cdot p_{CO} \quad (15)$$

$$\log K_{CO} = \left(-\frac{1160}{T} \right) - 6,00 \quad (16)$$

Com relação ao hidrogênio, tem-se em (17), (18) e (19):



$$[h_H] = K_H \cdot p_{H_2}^{1/2} \quad (18)$$

$$\log K_H = -\frac{1905}{T} + 2,409 \quad (19)$$

Com relação ao nitrogênio, tem-se em (20), (21) e (22):



$$[h_N] = K_N \cdot p_{N_2}^{1/2} \quad (21)$$

$$\log K_N = -\frac{518}{T} + 2,937 \quad (22)$$

em que:

(14), (17) e (20) são as reações;

(15), (18) e (21) são as relações de equilíbrio, onde K é a constante de equilíbrio, h é a atividade henriana (em partes por milhão) e p é a pressão parcial do gás (em atm);

(16), (19) e (22) são as relações de equilíbrio relacionadas com temperatura (em Kelvin).

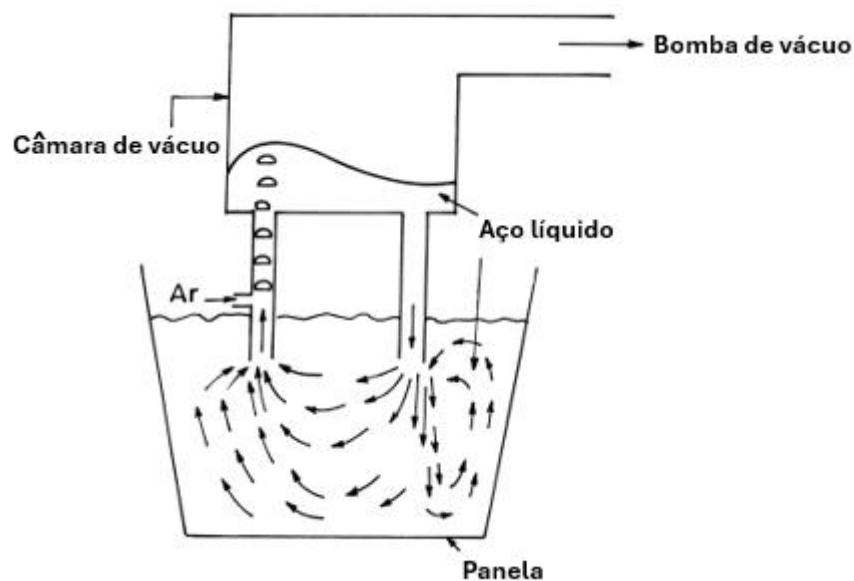
Tais conexões mostram que, do ponto de vista termodinâmico, a obtenção de níveis baixos (desejáveis) de oxigênio, hidrogênio e nitrogênio no banho é algo plausível (GHOSH, 2000).

De acordo com Ghosh (2000), o aumento da vazão de argônio amplia a taxa de desgaseificação e pressão do gás. Isso acarreta um aumento de pressão na câmara e demanda uma maior taxa de exaustão. O equilíbrio dinâmico entre esses fenômenos determina a pressão na câmara. Os sítios de reação são:

- a) bolha de argônio/interface do banho;
- b) superfície livre do banho;
- c) superfícies de gotas de metal líquido ejetadas;
- d) bolhas de gás formadas separadamente através de crescimento dentro do banho.

Além disso, o autor afirma que em estações RH modernas, argônio também é borbulhado por meio de *plugs* no fundo da panela para a obtenção de uma melhor mistura. A Figura 11 mostra, esquematicamente, o padrão de fluxo do banho em uma estação RH.

Figura 11 - Padrão de fluxo do banho em uma estação RH.



Fonte: Adaptado de: GHOSH, 2000.

Uma vez que o processo RH se baseia na troca de aço líquido entre a panela e o vaso de vácuo, a taxa de recirculação do aço determina a velocidade das reações metalúrgicas e a duração do processo, considerando-se um objetivo metalúrgico definido (DUTTA; CHOKSHI, 2020).

De acordo com Chakrabarti (2012), as velocidades nesse sistema são relativamente altas nas proximidades dos *snorkels* e relativamente baixas próximo ao fundo do vaso. Além disso, prossegue o autor, a distribuição de energia cinética mostra um padrão similar.

5.2 Estudos e nuances atreladas aos processos de remoção de hidrogênio, nitrogênio e oxigênio (sob a forma de CO)

Kleimt *et al.* (2000) desenvolveram um processo dinâmico que supera a incerteza relacionada à duração necessária da desgaseificação. De acordo com os autores, diferentemente da descarburagem, o progresso da desnitrogenação e da desidrogenação durante a desgaseificação não pode ser observado em tempo real a partir dos valores medidos dos gases residuais. O nitrogênio oriundo da desgaseificação do aço é sobreposto por uma entrada muito maior de nitrogênio proveniente do ar, e o teor de hidrogênio residual é muito baixo. Assim sendo, para atingir os valores desejados, é comum prolongar o tratamento a vácuo além do necessário. A partir dos valores ciclicamente mensurados da pressão do vaso e vazão do gás inerte, esse modelo pode ser utilizado para o cálculo em tempo real do teores de nitrogênio e hidrogênio. Segundo Janke (1987), a reação de desgaseificação no vácuo, de acordo com um processo de difusão na fase do aço líquido, pode ser descrita por uma equação diferencial de primeira ordem para o teor do elemento X, sendo X equivalente a hidrogênio ou nitrogênio. Tal equação (23) é:

$$-\frac{dX}{dt} = \frac{k_X A}{V} (X - X_Q) \quad (23)$$

em que:

A = Superfície de reação efetiva (m²);

k_X = Coeficiente de transferência de massa (m/min);

V = Volume do aço (m³);

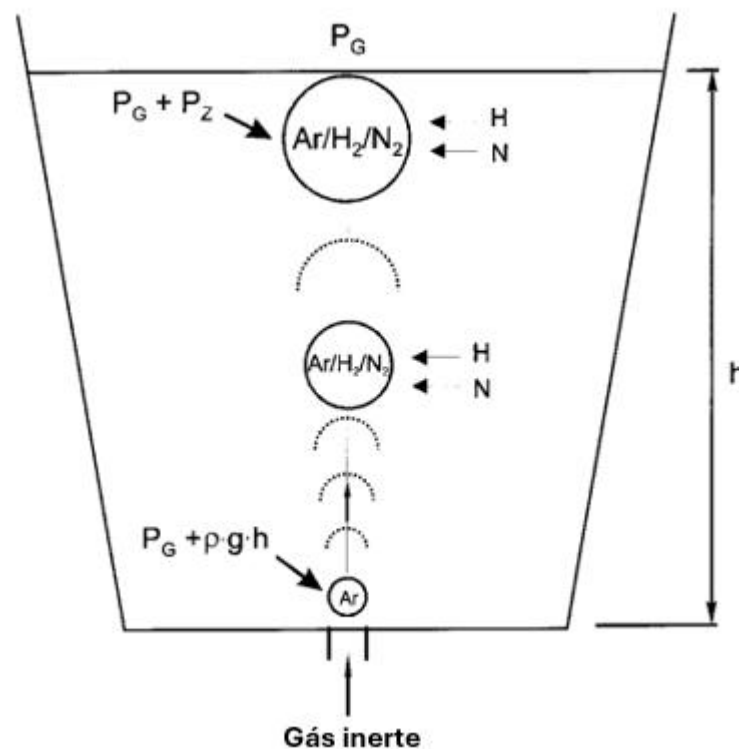
t = tempo (min).

A cinética de desgaseificação é determinada pela superfície de reação efetiva “A” entre as fases líquida e gasosa e pelo coeficiente de transferência de massa k_X do elemento correspondente X. X_Q é o teor de equilíbrio que é determinado pela pressão parcial do produto da reação (H₂, N₂) na fase gasosa caso a resistência na interface entre as fases líquida e gasosa, bem como o transporte na fase gasosa, possam ser negligenciados (KLEIMT *et al.*, 2000).

Para uma descrição da reação de desgaseificação de acordo com a equação (23), deve-se considerar a superfície de reação efetiva A. Como a reação ocorre principalmente na superfície das bolhas de gás inerte, a superfície efetiva depende das condições de pressão das bolhas no banho de aço. As bolhas de gás inerte injetadas sobem no aço líquido e se expandem à medida que a pressão ferrostática diminui. Essa expansão é intensificada por uma pressão de vácuo P_G mais baixa acima da superfície do aço e pela difusão dos produtos de reação H₂ e N₂

nas bolhas. Embora a concentração do gás da reação na bolha ascendente aumente, a pressão parcial diminui com a pressão da bolha. Perto da superfície do aço, as bolhas de gás se expandem rapidamente devido à baixa pressão da câmara e aceleram o aço circundante. A expansão é, conseqüentemente, impedida, o que pode ser expresso por uma pressão adicional P_z . A Figura 12 ilustra as condições de pressão das bolhas no banho de aço para diferentes alturas de reação (SZEKELY; MARTINS, 1969; BANNENBERG; BERGMANN; GAYE, 1992; KLEIMT *et al.*, 2000).

Figura 12 - Condições de pressão das bolhas no banho de aço.



Fonte: Adaptado de: KLEIMT *et al.*, 2000.

Devido a isso, segundo Janke (1987), juntamente com a pressão da bolha, o teor de equilíbrio X_Q da reação de desgaseificação também depende da altura no banho de aço. Além disso, o coeficiente de transferência de massa k_X varia com o raio e a velocidade de ascensão da bolha de gás. Para uma aplicação em tempo real, a avaliação da taxa de desgaseificação em função da altura — atrelada à equação (23) — foi simplificada. Tem-se, então, por Köhle e Kleimt (1996), a equação (24):

$$-\frac{dX}{dt} = \frac{1}{T_{XV}} (X - X_{Q0}) \quad (24)$$

em que:

X_{Q0} = Teor de equilíbrio próximo da superfície do banho;

T_{XV} = O valor recíproco do produto do coeficiente de transferência de massa k_x , da superfície de reação efetiva A atrelada ao volume V do aço, e a razão da diferença entre o teor de equilíbrio real e dependente da altura $(X-X_0)$ e o seu valor na superfície do banho $(X-X_{Q0})$.

Nuances atreladas às reações de desgaseificação também são mencionadas no estudo de Kleimt *et al.* (2000). É possível estabelecer certa relação com o item 5.1 “Aspectos termodinâmicos e cinéticos” do presente trabalho.

De acordo com Kleimt (1995) e Kleimt *et al.* (2000), para a desidrogenação envolvendo recirculação de aço, leva-se em conta que a reação de desgaseificação ocorre no vaso de vácuo, aonde somente uma parte da massa ou volume de aço “ W ” é tratada sob vácuo. Portanto, as taxas de desidrogenação na panela e na câmara de vácuo tem de ser calculadas separadamente. A troca do aço desgaseificado entre o vaso de vácuo e a panela com uma dada taxa de circulação de aço resulta na taxa de desidrogenação na panela por meio da equação (25):

$$-\frac{dH_L}{dt} = \frac{Q_M}{W_L} (H_L - H_V) \quad (25)$$

em que:

H_L = Teor de hidrogênio na panela (%);

Q_M = Taxa de circulação de aço (kg/min);

W_L = Peso do aço na panela (kg);

H_V = Teor de hidrogênio no vaso (%);

t = tempo (min).

Para a taxa de desidrogenação da câmara, por Kleimt *et al.* (2000), tem-se a equação (26):

$$-\frac{dH_V}{dt} = \frac{Q_M}{W_V} (H_L - H_V) + \frac{1}{T_{HV}} (H_V - H_Q) \quad (26)$$

em que:

H_V = Teor de hidrogênio no vaso (%);

Q_M = Taxa de circulação de aço (kg/min);

W_V = Peso do aço no vaso (kg);

H_L = Teor de hidrogênio na panela (%);

H_Q = Teor de equilíbrio vinculado à desidrogenação (%);

T_{HV} = Constante de tempo de reação de desidrogenação — parâmetro (min);

t = tempo (min).

A taxa de desidrogenação total, por Kleimt *et al.* (2000), é dada pela equação (27):

$$-\frac{dH}{dt} = \frac{1}{T_{HRH}} (H - H_Q) \quad (27)$$

em que:

H = Teor de hidrogênio do aço (%);

H_Q = Teor de equilíbrio vinculado à desidrogenação (%);

T_{HRH} = Constante de tempo efetivo de desidrogenação para tratamento no RH (min);

t = tempo (min).

A constante de tempo efetivo, que é uma constante que combina a influência da circulação de aço e a cinética da reação, de acordo com Kleimt *et al.* (2000), é provida pela equação (27):

$$T_{HRH} = \frac{W}{W_V} T_{HV} + \frac{W_L}{Q_M} \quad (27)$$

em que:

W = Peso do aço (kg);

W_V = Peso do aço no vaso (kg);

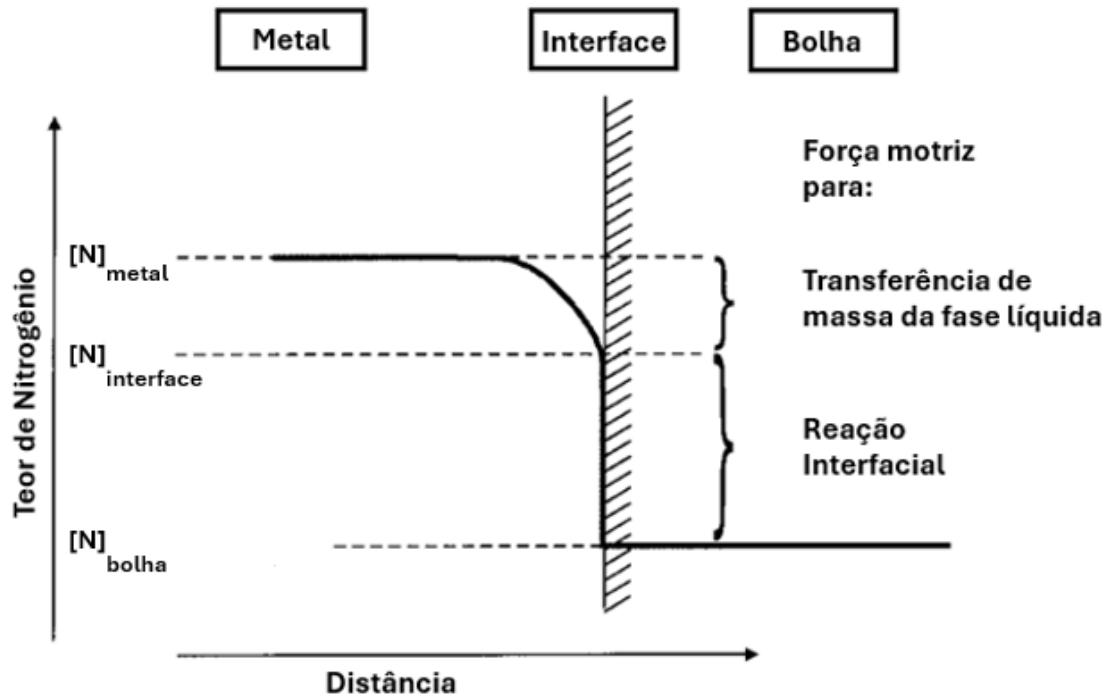
T_{HV} = Constante de tempo de reação de desidrogenação — parâmetro (min);

W_L = Peso do aço na panela (kg);

Q_M = Taxa de circulação de aço (kg/min);

Segundo Kleimt *et al.* (2000), para a desnitração, além da transferência de massa na fase líquida, a reação na interface líquido/gás também deve ser levada em consideração. A Figura 13 mostra que, na interface aço/gás, o teor de nitrogênio N_i fica entre o teor de N no aço líquido e o teor de equilíbrio N_Q.

Figura 13 - Perfil do teor de nitrogênio na interface metal/bolha de gás.



Fonte: Adaptado de: BANNENBERG; BERGMANN; GAYE, 1992.

Para o processo de circulação a vácuo, conforme Kleimt *et al.* (2000), a taxa de desnitração da câmara é dada por uma equação diferencial de primeira ordem, a qual considera a transferência de massa na fase líquida — similar a equação (25) para desidrogenação:

$$-\frac{dN_V}{dt} = \frac{Q_M}{W_V} (N_L - N_V) + \frac{1}{T_{NV}} (N_V - N_i) \quad (28)$$

em que:

N_V = Teor de nitrogênio no vaso (%);

Q_M = Taxa de circulação de aço (kg/min);

W_V = Peso do aço no vaso (kg);

N_L = Teor de nitrogênio na panela (%);

N_i = Teor de nitrogênio interfacial (%);

T_{NV} = Constante de tempo de reação de desnitração — parâmetro (min);

t = tempo (min).

Além disso, a reação interfacial no vaso de vácuo é, segundo Kleimt *et al.* (2000), descrita pela equação (29):

$$-\frac{dN_V}{dt} = \frac{Q_M}{W_V} (N_L - N_V) + \frac{k_{N2}}{k_N T_{NV}} (N_i^2 - N_Q^2) \quad (29)$$

em que:

N_V = Teor de nitrogênio no vaso (%);

Q_M = Taxa de circulação de aço (kg/min);

W_V = Peso do aço no vaso (kg);

N_L = Teor de nitrogênio na panela (%);

N_i = Teor de nitrogênio interfacial (%);

N_Q = Teor de equilíbrio vinculado à desnitração (%);

k_N = Coeficiente de transferência de massa de N (m/min);

k_{N2} = Coeficiente cinético para reação de interface de N (m/min/%);

T_{NV} = Constante de tempo de reação de desnitração — parâmetro (min);

t = tempo (min).

A taxa de desnitração na panela é dada pela troca de aço entre a panela e o vaso, conforme descrito na equação (24) para o hidrogênio (KLEIMT *et al.*, 2000).

A constante de tempo efetivo de desnitração para tratamento no RH, por Kleimt *et al.* (2000), é dada pela equação (26):

$$T_{NRH} = \frac{W}{W_V} T_{NV} + \frac{W_L}{Q_M} \quad (30)$$

em que:

W = Peso do aço (kg);

W_V = Peso do aço no vaso (kg);

T_{NV} = Constante de tempo de reação de desnitração — parâmetro (min);

W_L = Peso do aço na panela (kg);

Q_M = Taxa de circulação de aço (kg/min);

Com tal constante, conforme Kleimt *et al.* (2000), tem-se que a taxa total de desnitração é, de acordo com a equação (31):

$$-\frac{dN}{dt} = \frac{1}{T_{NRH}} (N - N_i) \quad (31)$$

em que:

N = Teor de nitrogênio do aço (%);

T_{NRH} = Constante de tempo efetivo de desnitração para tratamento no RH (min);

t = tempo (min).

O modelo do processo foi instalado em um computador pessoal para simulação dinâmica digital com a ajuda do pacote de software MATLAB/SIMULINK. O comportamento

da desidrogenação e da desnitrificação foi simulado para uma corrida, com base nos valores iniciais dos teores medidos ou analisados de hidrogênio e nitrogênio do aço. A precisão da simulação foi avaliada pela comparação dos resultados da simulação com os valores analisados ou medidos dos teores de hidrogênio e nitrogênio, respectivamente, durante e após o tratamento a vácuo. Os parâmetros do modelo foram adaptados minimizando os desvios entre a simulação e a medição. Os valores de entrada para a simulação foram a vazão do gás inerte e a pressão do vaso — medidos ciclicamente (KLEIMT *et al.*, 2000).

Segundo Kleimt *et al.* (2000), com relação ao RH, o procedimento foi executado na planta Voest Alpine Stahl Linz, na Áustria. Dados da planta e dados de processos mensurados:

- a) 150 t (aço);
- b) pressão do vaso medida ciclicamente a cada 2 s, 0,5 mbar (mínima);
- c) injeção de gás inerte ciclicamente mensurada com média de 96 m³/h
- d) teor de hidrogênio mensurado antes, durante e depois da desgaseificação (Hydris);
- e) teor de nitrogênio analisado antes, durante e depois da desgaseificação (Leco);
- f) adições materiais: *pick-up* de nitrogênio de materiais de liga;

Valores dos parâmetros do modelo de desgaseificação (RH), de acordo com Bannenberg, Bergmann e Gaye (1992) e Kleimt *et al.* (2000):

- a) constante de tempo de reação da desidrogenação: 4,5 s;
- b) constante de tempo de reação da desnitrificação: 17,5 s;
- c) pressão adicional: 0,043 bar;
- d) eficiência de diluição do gás injetado: 0,65;
- e) parâmetro cinético de desnitrificação: 60 ppm;
- f) efeito do enxofre na desnitrificação: 620 (1/%)
- g) efeito do oxigênio na dessulfuração: 770 (1/%)

A acurácia do modelo de processo, segundo Kleimt *et al.* (2000), no que tange à desidrogenação (RH):

- a) corridas: 30
- b) valor médio: 0,00
- c) desvio padrão: 0,20

A acurácia do modelo de processo, de acordo com Kleimt *et al.* (2000), no que tange à desnitrificação (RH):

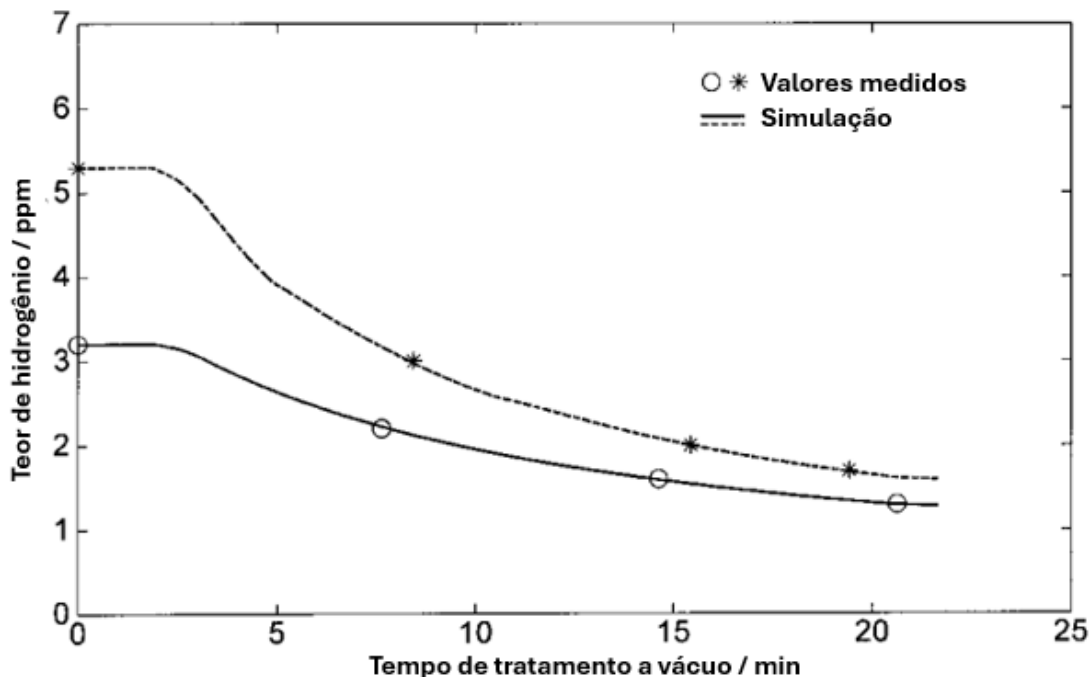
- a) corridas: 46
- b) valor médio: 0,0

c) Desvio padrão: 7,6

Para a verificação do modelo de desidrogenação, foram avaliados os dados de 30 corridas desoxidadas. Os dados incluem os valores de medição do Hydris para o teor inicial e final de hidrogênio, bem como o teor de duas medições durante o tratamento a vácuo. Para cada uma das corridas, a constante de tempo de reação, a pressão adicional e a eficiência de diluição do gás injetado, ou seja, os parâmetros do modelo de desidrogenação, foram otimizados para minimizar a diferença entre o teor de hidrogênio medido e o teor simulado no momento da medição. (KLEIMT *et al.*, 2000).

A Figura 14 apresenta, para duas corridas, os resultados da simulação de desidrogenação com parâmetros otimizados, juntamente com o teor de hidrogênio medido nas diferentes medições do Hydris. A correspondência entre medição e simulação é muito boa (KLEIMT *et al.*, 2000).

Figura 14 - Teor de hidrogênio simulado e mensurado em duas corridas (RH).



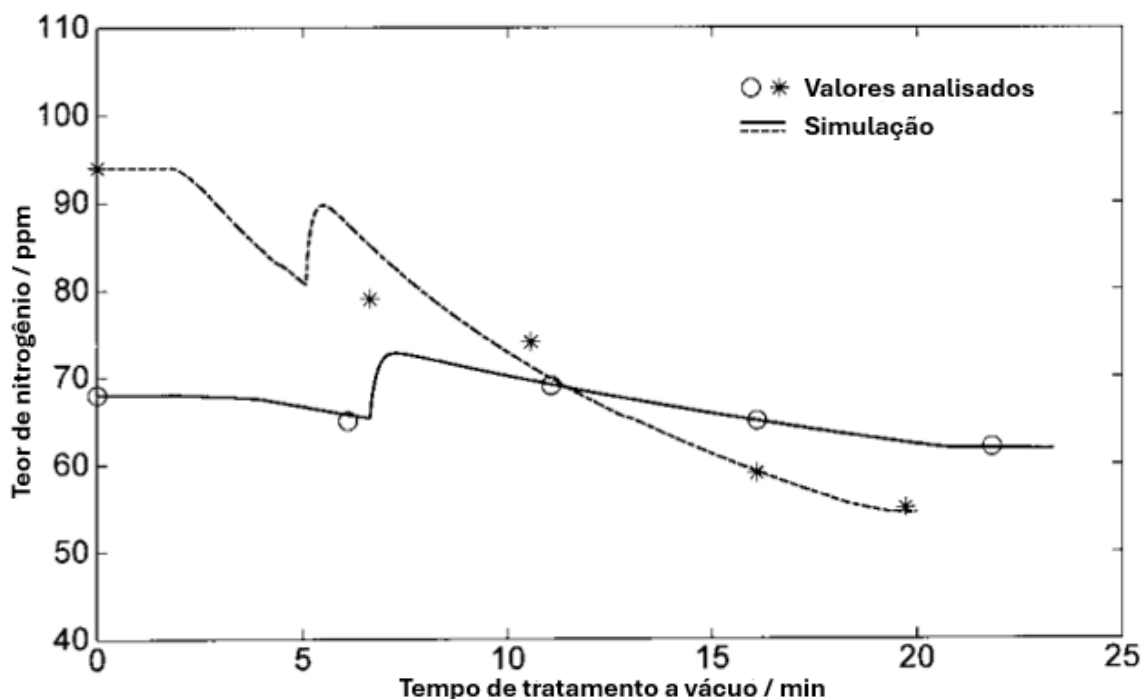
Fonte: Adaptado de: KLEIMT *et al.*, 2000.

Para verificação do modelo de desnitração, os dados de 46 corridas desoxidadas foram avaliados da mesma forma que para a desidrogenação. Os dados incluem valores analisados para o teor inicial e final de nitrogênio, bem como de pelo menos duas amostras durante o tratamento a vácuo. Além disso, foi registrada a captação de nitrogênio a partir da adição de material de liga. O teor de enxofre das corridas avaliadas não variou muito

de corrida para corrida. O valor médio foi de 30 ppm, com um teor máximo de 70 ppm. Assim sendo, não foi possível encontrar nenhuma diferença significativa no comportamento da desnitrogenação em função do teor de enxofre. A influência do oxigênio pôde ser desprezada porque as corridas foram desoxidadas pela adição de alumínio (KLEIMT *et al.*, 2000).

A Figura 15 apresenta, para duas corridas, com notável *pick-up* de nitrogênio em função da adição de material de liga, o curso simulado da simulação de desnitrogenação com base em parâmetros de modelo otimizados, juntamente com o teor de nitrogênio analisado das diferentes amostras. O erro de simulação é ligeiramente superior ao da desidrogenação, especialmente após as adições de material (KLEIMT *et al.*, 2000).

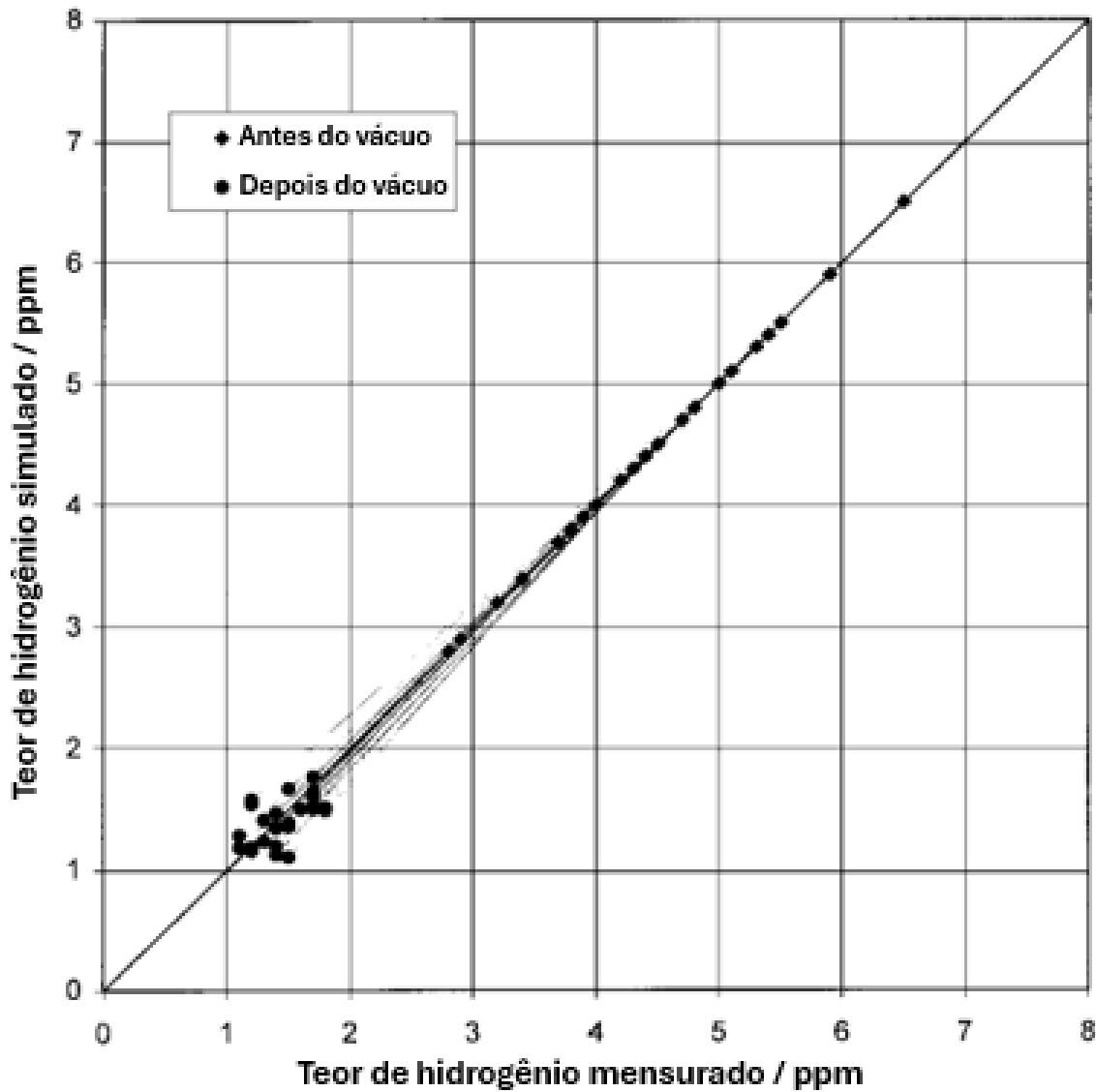
Figura 15 - Teor de nitrogênio simulado e medido para duas corridas (RH).



Fonte: Adaptado de: KLEIMT *et al.*, 2000

A Figura 16 mostra uma comparação entre o teor de hidrogênio medido e simulado durante o tratamento com RH para todas as corridas de desidrogenação analisadas. Para o teor final de hidrogênio, o valor médio da diferença entre a medição e a simulação é de 0,00 ppm, com um desvio padrão de 0,20 ppm (KLEIMT *et al.*, 2000).

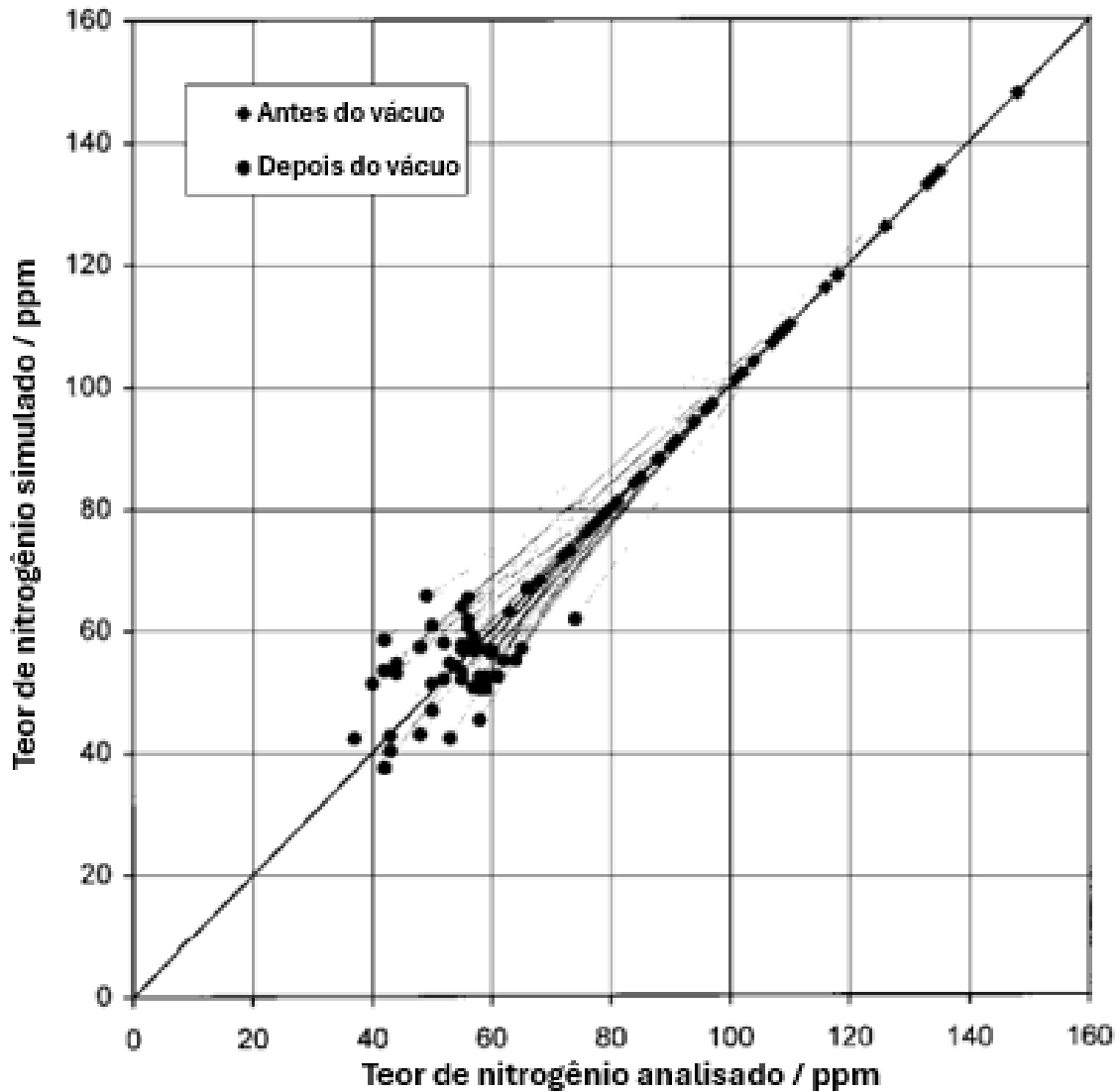
Figura 16 - Teor de hidrogênio simulado versus medido durante tratamento no RH.



Fonte: Adaptado de: KLEIMT *et al.*, 2000.

A Figura 17 mostra os resultados da simulação correspondentes para as 46 corridas de desnitração. Para o teor final de nitrogênio, o valor médio do erro da simulação é de 0,0 ppm, com um desvio padrão de 7,6 ppm (KLEIMT *et al.*, 2000).

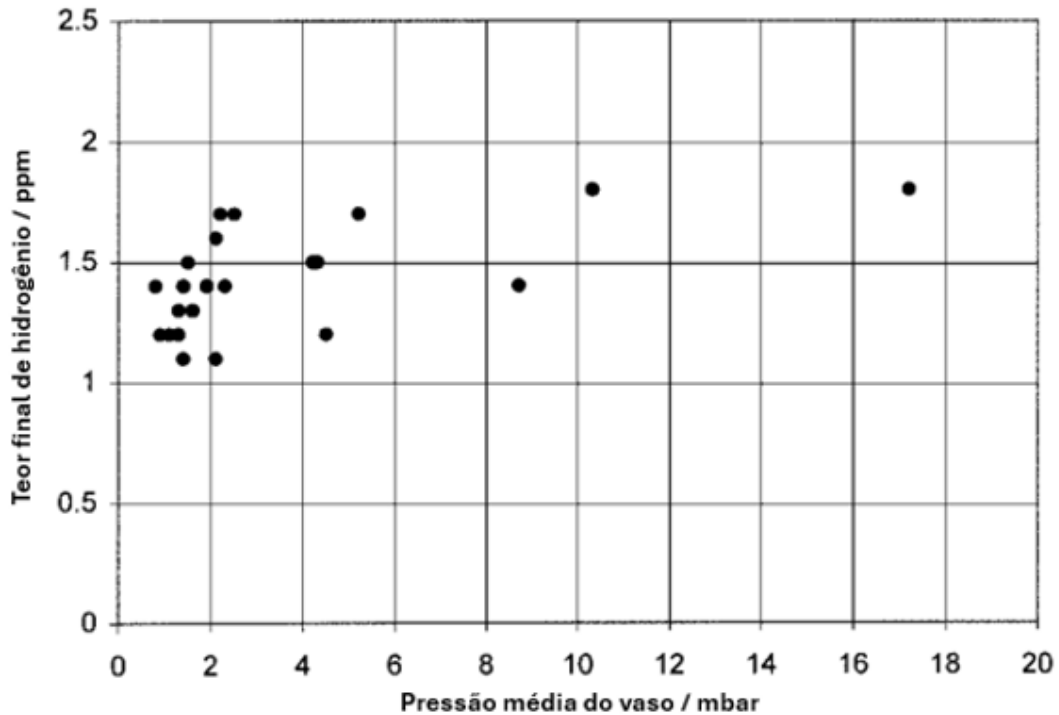
Figura 17 - Teor de nitrogênio simulado versus medido durante tratamento no RH.



Fonte: Adaptado de: KLEIMT *et al.*, 2000.

Conforme Kleimt *et al.* (2000), a pressão adicional diminui a influência da pressão do vaso na eficiência da degaseificação. A Figura 18 apresenta o teor final de hidrogênio plotado em relação à pressão média do recipiente durante o tratamento RH. Parece não ser necessário operar com uma pressão do vaso inferior a 1 mbar, já que o mesmo teor final de hidrogênio também pode ser alcançado com um valor de cerca de 2 mbar. Em contrapartida, valores abaixo de 1,5 ppm não puderam ser alcançados para uma pressão média da câmara superior a 10 mbar.

Figura 18 - Dependência do teor de hidrogênio final na pressão média da câmara durante tratamento no RH.



Fonte: Adaptado de: KLEIMT *et al.*, 2000.

Ressalta-se que o modelo de processo para desidrogenação e desnitração deve ser utilizado para o cálculo em tempo real do teor de hidrogênio e nitrogênio. Para esse fim, o modelo de processo foi simplificado — a principal simplificação do modelo de desgaseificação para o processo de circulação a vácuo é que os teores dos elementos $X=H, N$ do aço na panela e na câmara de vácuo não são calculados separadamente, mas como um teor único. (KLEIMT *et al.*, 2000).

Os resultados mostram que é possível se ter precisão com relação ao tempo necessário para que os teores de nitrogênio e hidrogênio almejados em uma dada corrida sejam atingidos. Isso reduz tempo de processo. Além disso, no que tange à observação em tempo real e cálculos atrelados a isso, não se faz necessário saber os teores iniciais de tais elementos — em função do simplificado modelo de processo. Isso acarreta menos trabalho e custo com relação a amostragem e análise antes do tratamento a vácuo. O modelo também auxilia na melhora operacional de plantas de desgaseificação a vácuo, pois, no que diz respeito ao RH, o teor final de hidrogênio alcançável não é alterado por uma ampliação da pressão mínima da câmara de vácuo (KLEIMT *et al.*, 2000).

Mukherjee, Shukla e Senk (2017) estudaram, com o auxílio de um modelamento matemático do desgaseificador RH com foco na área de interface da reação, a descarburização, levando em conta a teoria do transporte de massa multifásico multicomponente.

Por meio do desenvolvimento de equações cinéticas e termodinâmicas, compilaram-se formas de lidar com a descarburização. Observou-se que uma reação de interface pode ser controlada por cinco diferentes mecanismos — considerando apenas carbono na fase metálica e seu composto, por exemplo: monóxido de carbono na fase gasosa (DEO; BOOM, 1993; MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017). Tais mecanismos, de acordo com os autores, são:

- a) transferência de massa de carbono na fase metálica é a etapa limitante (há equilíbrio na interface);
- b) transferência de massa de monóxido de carbono na fase gasosa é a etapa limitante (há equilíbrio na interface);
- c) apenas a reação química é a etapa limitante (não há equilíbrio na interface);
- d) transferência de massa mista de carbono na fase metálica e de monóxido de carbono na fase gasosa como etapas limitantes (há transferência de massa e equilíbrio na interface);
- e) controle misto de transferência de massa e de reação química das espécies em diferentes fases como etapas limitantes (transferência de massa e reação química controlam o processo; não há equilíbrio na interface).

Devido à alta temperatura de operação do vaso RH — nesse modelo, especificamente, 1873 K — assume-se que as reações químicas ocorram rapidamente. Portanto, os mecanismos controlados pela reação são omitidos da abordagem do modelamento. As transferências de massa na fase metálica (envolvendo carbono e oxigênio) e na fase gasosa (envolvendo monóxido de carbono) são consideradas etapas limitantes (MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017). Tem-se então, segundo os autores, as equações cinéticas em (32), (33) e (34):

$$J_C = J_{CO} = -\frac{V}{A} \left(\frac{dC_C^b}{dt} \right) \quad (32)$$

$$J_O = J_{CO} = -\frac{V}{A} \left(\frac{dC_O^b}{dt} \right) \quad (33)$$

$$J_{CO} = -\frac{k_g}{RT_f} (p_{CO}^i - p_{CO}^b) \quad (34)$$

em que:

(32) é a transferência de massa de carbono na fase metálica;

(33) é a transferência de massa de oxigênio na fase metálica;

(34) é a transferência de massa de monóxido de carbono na fase gasosa;

J_x = Fluxo, via difusão, do composto ou do elemento “x” ($\text{kmol}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-2}$);

k_x = Coeficiente de transferência de massa do composto ou do elemento “x” ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$);

V = Volume do banho (m^3);

A = Área da interface bolha/metal (m^2);

$\left(\frac{dC_C^b}{dt}\right)$ = Taxa de variação da concentração de carbono no aço em relação ao tempo;

$\left(\frac{dC_O^b}{dt}\right)$ = Taxa de variação da concentração de oxigênio no aço em relação ao tempo;

p_{CO}^i = Pressão de monóxido de carbono na reação de interface (atm);

p_{CO}^b = Pressão de monóxido de carbono na massa de gás (atm);

R = Constante dos gases = $8,314 \text{ (J}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{mol}^{-1})$;

T = Temperatura do filme do lado do gás (K).

Conforme Kitamura *et al.* (1996) e Mukherjee, Shukla e Senk (2017), a dessorção de nitrogênio e hidrogênio é bastante rápida — contanto que a formação de bolha de monóxido de carbono aconteça. A remoção de hidrogênio, segundo os autores, é dada pela equação (35):

$$-\frac{\partial[H]}{\partial t} = \frac{2[H]^2\partial[C]}{12k_{H_2}\partial t} \quad (35)$$

em que:

$-\frac{\partial[H]}{\partial t}$ = Taxa de variação da concentração de hidrogênio no aço ($\text{kmol}\cdot\text{m}^{-3}$);

k_{H_2} = Coeficiente de transferência de massa do hidrogênio ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$).

Durante a ebulição do carbono e na ausência de tensoativos, a dessorção do nitrogênio é, de acordo com os autores, dada pela equação (36):

$$-\frac{\partial[N]}{\partial t} = \frac{28[N]^2\partial[C]}{12k_{N_2}\partial t} \quad (36)$$

em que:

$-\frac{\partial[N]}{\partial t}$ = Taxa de variação da concentração de nitrogênio no aço ($\text{kmol}\cdot\text{m}^{-3}$);

k_{N_2} = Coeficiente de transferência de massa do nitrogênio ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$).

Assim como no estudo de Kleimt *et al.* (2000), o estudo de Mukherjee, Shukla e Senk (2017) também menciona nuances atreladas às reações de desgaseificação. Novamente é possível, portanto, estabelecer certa relação com o item 5.1 “Aspectos termodinâmicos e cinéticos” do presente trabalho.

A reação envolvendo a adição de alumínio no metal líquido — e que resulta na remoção de oxigênio é, por Mukherjee, Shukla e Senk (2017), exemplificada pela equação (37):



A constante de equilíbrio termodinâmico, conforme os autores, é expressa por meio da equação (38):

$$K = (1/al) = 10^{-\left(\frac{58473}{T}\right)+17,74} \quad (38)$$

onde:

al = Constante de equilíbrio de formação da alumina;

T = Temperatura de fusão (K).

O restante de oxigênio no aço líquido depende do teor de alumínio no equilíbrio (% em peso) — que pode ser obtida por uma combinação das equações (37), (38) e as atividades, também no equilíbrio, dos elementos presentes (MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017).

Com relação a área da interface de reação, Mukherjee, Shukla e Senk (2017) ressaltam que as áreas de superfície das bolhas de argônio e do banho metálico são consideradas em conjunto, pois considerá-las separadamente neste modelo exigiria alguns parâmetros desconhecidos ou acarretaria complexidades adicionais ao modelo. Assim sendo, a área da interface é expressa pela equação (39):

$$A = \text{coeficiente de circulação} * \frac{Q_{\text{cir}}}{7000 * k_C} \quad (39)$$

em que:

Q_{cir} = Taxa de circulação de aço em unidade industrial (tons/min);

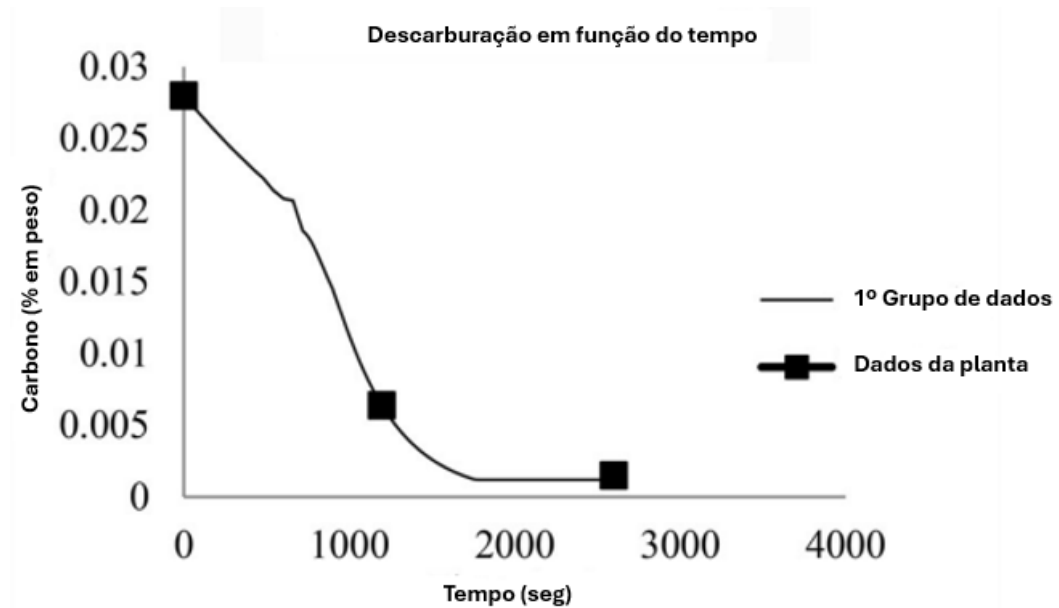
k_C = Coeficiente de transferência de massa de um dado elemento ou composto;

coeficiente de circulação = O ajuste de curva dos coeficientes volumétricos de transferência de massa estimados a partir de dados industriais coletados na usina JSW, na Índia.

Em seu estudo, Mukherjee, Shukla e Senk (2017) desenvolveram um novo perfil para a circulação de aço. Assume-se que em cada minuto (tempo de descarburização, t), são considerados a vazão de argônio, a pressão de vácuo, o sopro de oxigênio e adições de alumínio, se realizadas. Há a divisão de cada minuto em subintervalos de tempo que são calculados dividindo-se cada minuto por 60. Para cada segundo, o volume de aço submetido à degaseificação é calculado juntamente com a área de interface. Por meio da resolução das equações termodinâmicas e cinéticas obtém-se as concentrações de carbono, oxigênio, hidrogênio e nitrogênio na interface, o que auxilia no cálculo das concentrações, no volume, desses elementos. Ao final do processo, têm-se as concentrações remanescentes, no volume, de tais elementos, o que permite prever o teor de carbono no aço fundido, bem como o de outros

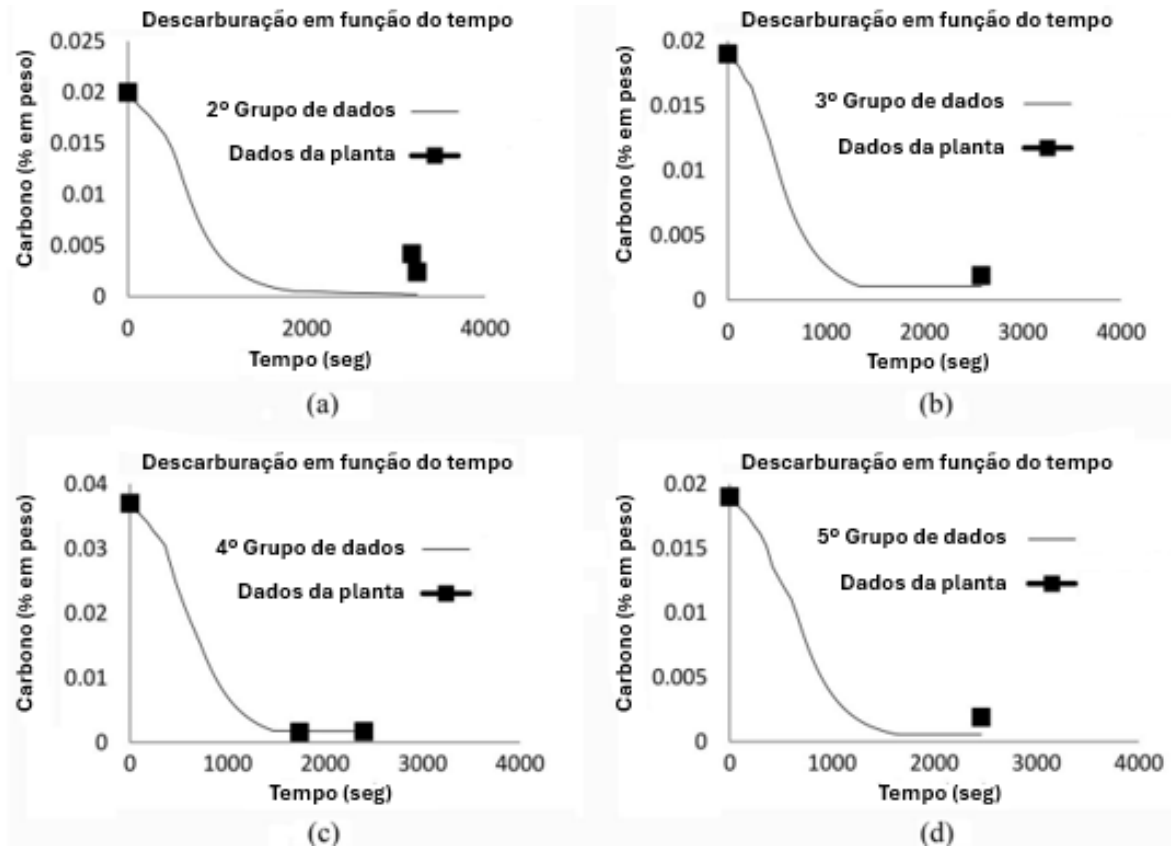
elementos. Através de um algoritmo computacional utilizando ferramentas como MATLAB e MS-Excel, o modelo foi validado utilizando cinco grupos de dados da usina JSW. A Figura 19 e 20 apresentam os perfis de descarburização obtidos pelo modelo e comparados com os dados da planta. Todos os cinco conjuntos de dados forneceram os resultados desejados.

Figura 19 - Perfil de descarburização obtido pelo modelo (primeiro conjunto de dados) comparados com os dados da planta.



Fonte: Adaptado de: MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017.

Figura 20 - Perfis de descarburização obtidos para mais quatro grupos de dados (a-d) e comparados com os dados da planta.



Fonte: Adaptado de: MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017.

Mukherjee, Shukla e Senk (2017) salientam que o primeiro conjunto de dados explicita a eficiência do modelo, com a correlação exata dos dados da planta com os do modelo nos três estágios da operação no RH. No modelo, o teor de carbono caiu de 280 ppm para 12 ppm, enquanto o teor final apresentado pelos dados da planta apontou 15 ppm. Para efeitos de referência, estudos realizados por Van Ende *et al.* (2011) envolvendo algumas operações no RH obtiveram 9 ppm. Em operações com o aumento da área de interface, seguem os autores, o teor de carbono diminui no volume de aço até um ponto de saturação do aumento da interface com o passar do tempo. Além disso, com a queda da pressão na câmara de vácuo, o teor de carbono no aço também decresce. A relação entre a área da interface e o teor de carbono é dada pela equação polinomial (40):

$$A = -2 * 10^6 * [\text{wt} - \%C^2] + 3668 * [\text{wt} - \%C] + 1444 \quad (40)$$

em que:

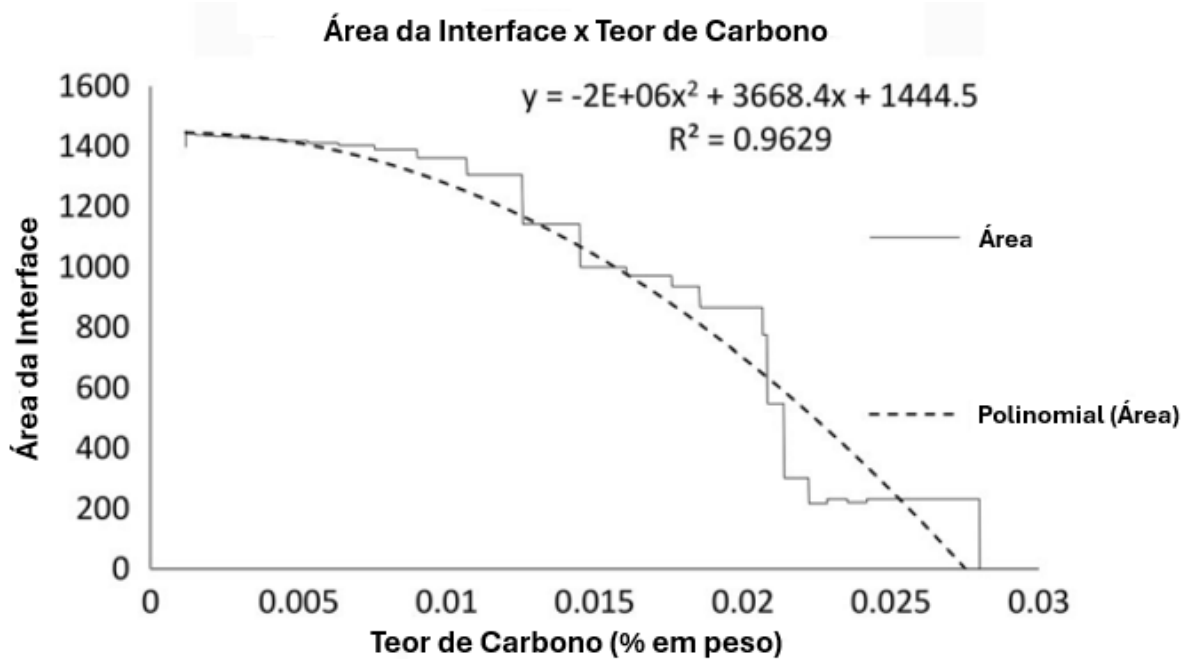
$[\text{wt} - \%X]$ = Porcentagem em peso do elemento “X” no banho.

Ainda segundo os autores, a relação entre a pressão de vácuo e o teor de carbono é expressa pela equação (41):

$$P_{vac} = e^{315.1[wt-\%C]} \quad (41)$$

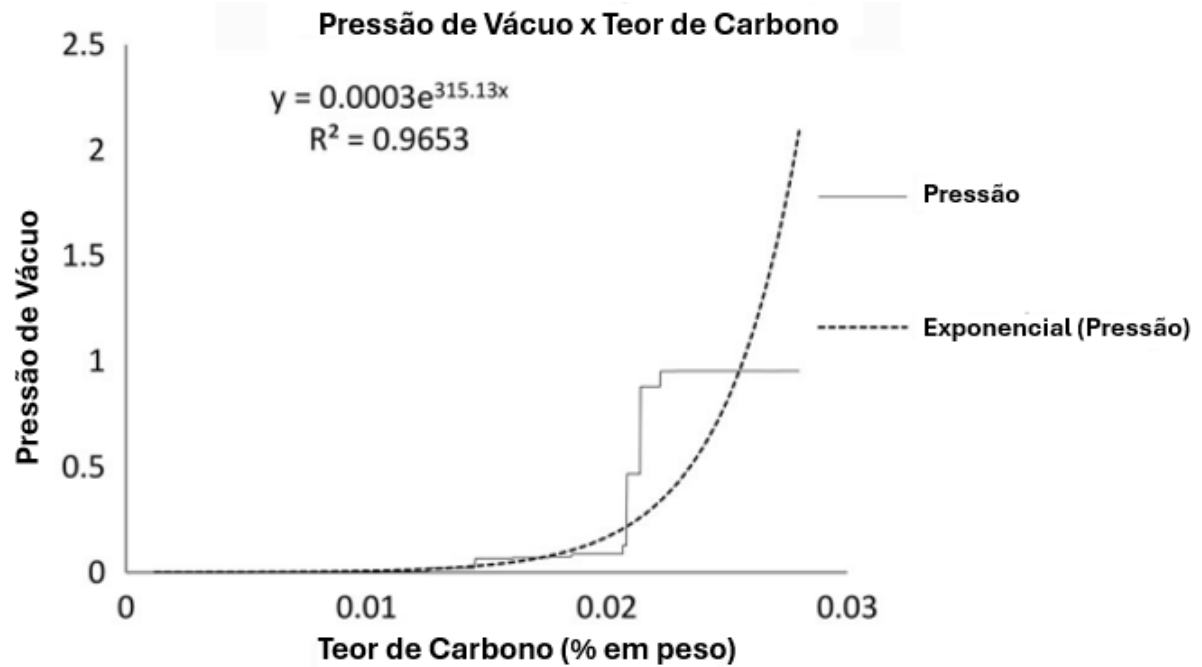
A Figura 21 mostra a relação entre a área de interface e o teor de carbono. A Figura 22 apresenta a relação entre a pressão de vácuo e o teor de carbono (MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017).

Figura 21 - Dependência da remoção de carbono na área da interface.



Fonte: Adaptado de: MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017.

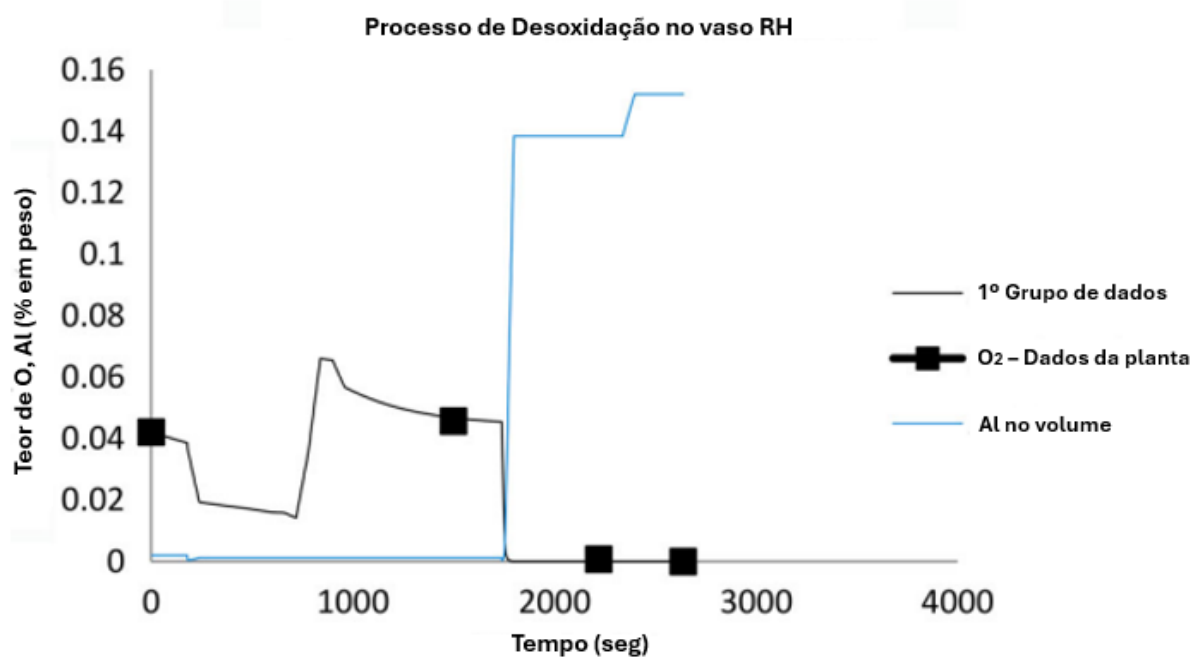
Figura 22 - Dependência da remoção de carbono na pressão de vácuo.



Fonte: Adaptado de: MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017.

Em função da adição de alumínio para remover o oxigênio dissolvido do banho, obteve-se também o perfil de desoxidação. A Figura 24 apresenta a desoxidação feita no processo RH (MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017).

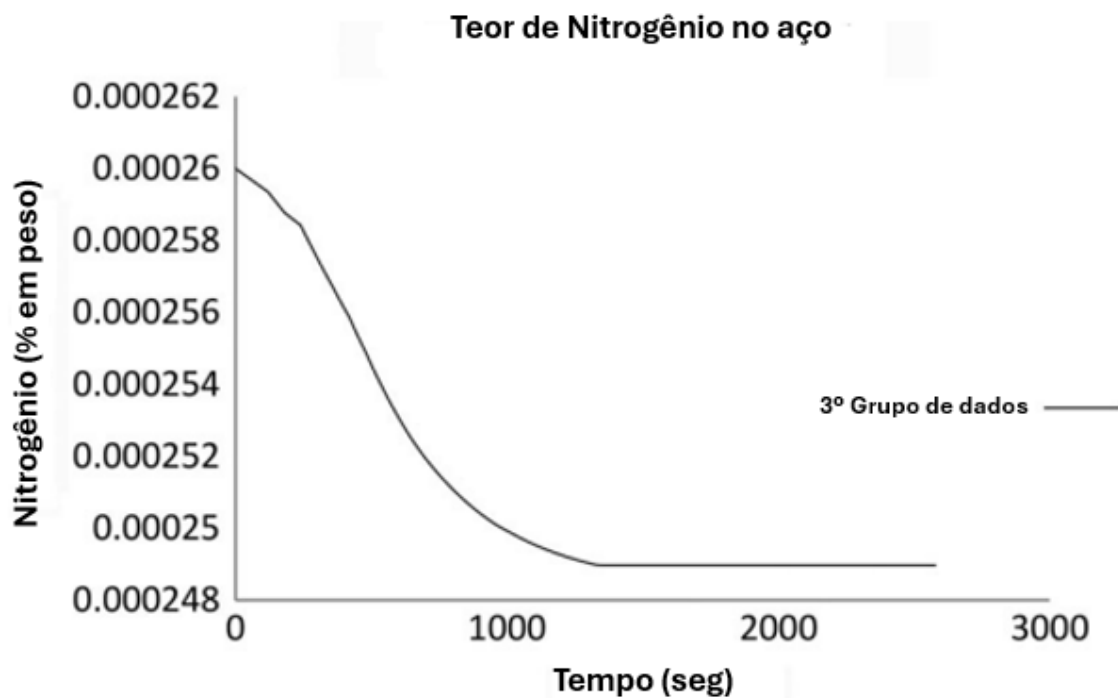
Figura 23 - Desoxidação realizada no processo RH.



Fonte: Adaptado de: MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017.

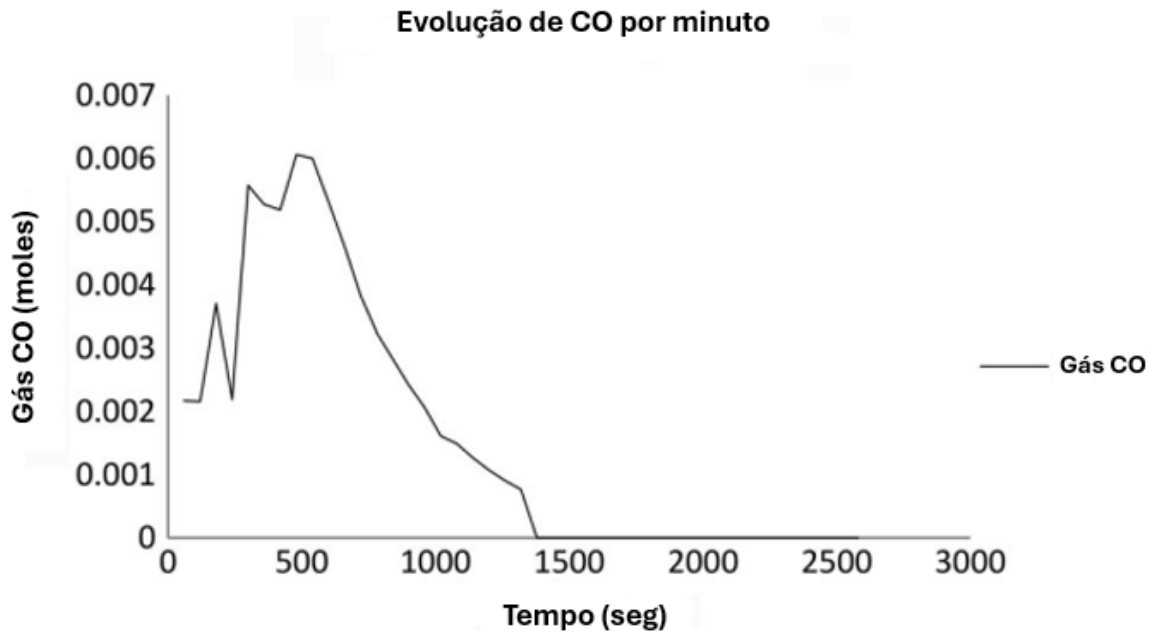
Com relação a desnitração, segundo Mukherjee, Shukla e Senk (2017), bolhas de monóxido de carbono agem como pontos de reação para a remoção do gás. A Figura 24 mostra o perfil do nitrogênio. A Figura 25 mostra a simultânea remoção de monóxido de carbono. Há, portanto, uma dependência da remoção de nitrogênio atrelada à evolução do monóxido de carbono. Além disso, segundo os autores, nota-se que a evolução de gás se dá durante o sopro de oxigênio e cai gradualmente em função do processo de desgaseificação — até atingir 0 após as adições de alumínio.

Figura 24 - Remoção de nitrogênio no processo RH.



Fonte: Adaptado de: MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017.

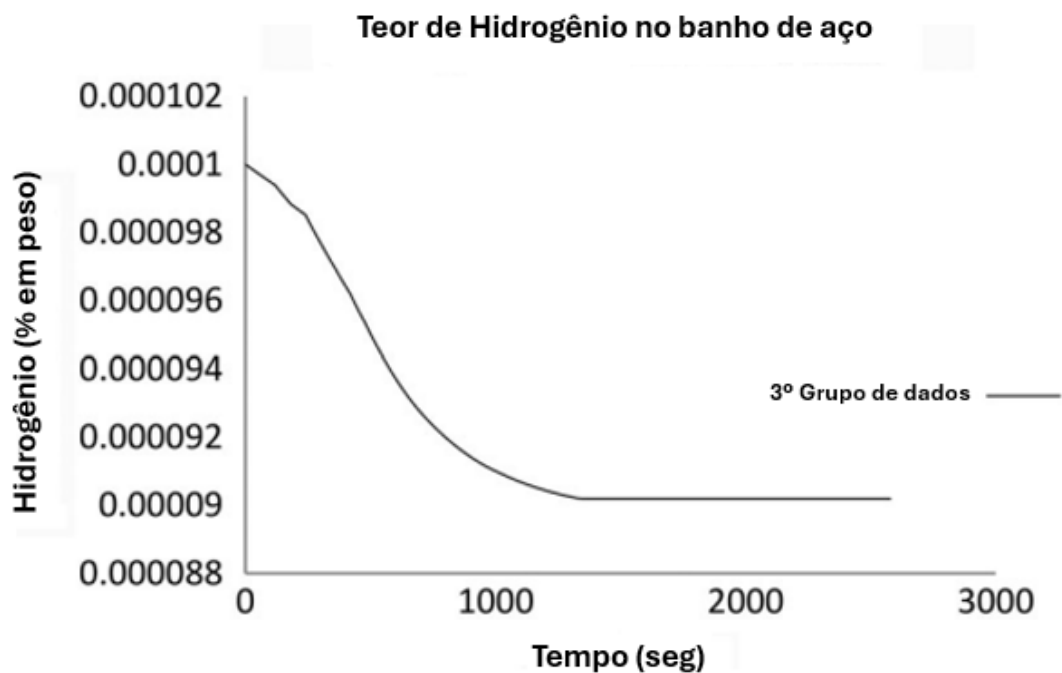
Figura 25 - Evolução do monóxido de carbono.



Fonte: Adaptado de: MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017.

No que tange à desidrogenação, há a remoção contínua de hidrogênio vinculada à evolução de monóxido de carbono. Portanto, tem-se uma situação que segue o curso do processo relacionado ao nitrogênio. A Figura 26 apresenta o perfil do hidrogênio (MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017).

Figura 26 - Remoção de hidrogênio no processo RH.



Fonte: Adaptado de: MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017.

Os resultados mostram que o modelo prevê, com alta precisão, o teor de carbono no banho de aço no fim do processo RH — assim como a remoção de hidrogênio e nitrogênio. O teor de carbono final previsto pelo modelo é 12 ppm, ao passo que o encontrado no fim do processo RH da usina JSW é de 15 ppm. O nitrogênio cai de 2,6 ppm para 2,5 ppm. O hidrogênio, seguindo o mesmo mecanismo, cai para menos de 1 ppm. Tais dados estão em concordância com o valor obtido na planta. Além disso, a evolução de monóxido de carbono e o processo de desoxidação também foram estudados (MUKHERJEE; SHUKLA; SENK, 2017).

6 CONCLUSÕES

Por meio da análise de distintos estudos provenientes de uma abrangente revisão bibliográfica, verificou-se que o reator RH é uma ferramenta imprescindível na obtenção de um aço mais limpo, com diminuto percentual de elementos deletérios como nitrogênio e hidrogênio. Além disso, o teor de carbono também pode ser controlado, e, com isso, aços para os mais diferentes setores podem ser produzidos. No setor automobilístico, por exemplo, os *interstitial free* são a base para chapas mais dúcteis e conformáveis, permitindo estampagens complexas com excelente qualidade superficial. Pode-se fazer uma conexão com a indústria de gás e combustível também, já que ter certa ductilidade é também uma característica essencial para tubos.

Evidenciou-se, por meio da termodinâmica, que é possível atingir, no banho, os níveis de hidrogênio, nitrogênio e oxigênio almejados. Observou-se o quão relevante é a taxa de circulação do aço líquido dentro da câmara de vácuo e a importância disso no padrão de fluxo de uma estação RH. E não apenas isso. Por meio de observação em tempo real e cálculos vinculados a tal observação, é possível se ter precisão com relação ao tempo necessário para que os teores de hidrogênio e nitrogênio desejados em uma corrida sejam atingidos — o que gera ganho de processo.

Some-se a isso o fato de que, por meio de um modelamento matemático com ênfase na descarburização (via área de interface da reação e a teoria do transporte de massa multifásico multicomponente), prevê-se, com alta exatidão, o teor de carbono no banho ao fim do processo RH (bem como a remoção de nitrogênio e hidrogênio).

Salienta-se que embora seja um tema vinculado a uma área com razoável número de publicações científicas (refino secundário), é digna de nota a escassez de estudos que diretamente abordassem a desgaseificação (suas nuances) e o Ruhrstahl Heraeus. Embora os propósitos do presente trabalho tenham sido alcançados, tal fato explicita a necessidade de realização de mais estudos científicos com relação ao assunto em questão.

O RH não é apenas um reator metalúrgico. Por meio de suas funções primordiais, é um facilitador de inovação em seu segmento — segmento esse que é fundamental para a sociedade em que vivemos.

7 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com relação às possibilidades de expansão, as seguintes rotas são sugeridas:

- a) comparação do RH com ASEA-SKF: Um trabalho sobre a eficiência da estação de refino ASEA-SKF em relação ao RH, provendo informações sobre a capacidade deste processo no que tange à remoção de hidrogênio, nitrogênio e tempo de tratamento — levando-se em consideração os requisitos do produto final (aços ultrabaixo carbono ou de liga, por exemplo) para uma comparação adequada;
- b) comparação do RH com VD: Uma aprofundada discussão sobre esses processos de refino secundário focada em que cenários cada um se justifica. O trabalho poderia cruzar dados de literatura para mostrar que o uso do VD é praticamente obrigatório para aços de alto carbono, forjados maciços ou de alta resistência — onde o hidrogênio, por exemplo, também é um inimigo fatal —, ao passo que, com relação ao RH, ressaltaria como esse reator é indispensável em linhas de aços planos de alta liga e baixo carbono, onde a uniformidade química e térmica é essencial para a qualidade superficial e propriedades do produto final.

REFERÊNCIAS

ARAÚJO, L. A. D. **Manual de Siderurgia: Produção**. São Paulo: Editora Arte & Ciência, 2005. v. 01. ISBN 978-95-61165-01-7.

BAILEY, N. *et al.* **Welding Steels Without Hydrogen Cracking**. 2^a. ed. Cambridge: Woodhead Publishing, 1993. 160 p. ISBN 1855730146.

BANNENBERG, N.; BERGMANN, B.; GAYE, H. Combined decrease of sulphur, nitrogen, hydrogen and total oxygen in only one secondary steelmaking operation. **Steel Research**, v. 63, n. 10, p. 431–437, 1992. DOI: <https://doi.org/10.1002/SRIN.199201737>. Acesso em: 24 set. 2025.

BUHR, A.; BRUCKHAUS, R.; FRANDRICH, R. **Recent Developments in Refractories & Clean Steel Making Technology**. In: International Conference on Advances in Refractories and Clean Steel Making. Ranchi, India. 2013. p. 1–15.

CHAKRABARTI, A. K. **Steel Making**. 3^a. ed. New Delhi: PHI Learning, 2012. 240 p. ISBN 978-81-203-3050-4.

CORDEIRO, N. B.; TOKUMITSU, N.; SILVA, A. C. E. **Modelamento matemático da descarburização no desgaseificador a vácuo com circulação**. In: 2^o Congresso Internacional de Tecnologia Metalúrgica e de Materiais, 52nd ABM Annual International Conference. São Paulo, SP: ABM; 1997.

DEO, B.; BOOM, R. **Fundamentals of Steel Making Metallurgy**. Herdfordshire: Prentice Hall International, 1993. 268 p.

DUTTA, S. K.; CHOKSHI, Y. B. **Basic Concepts of Iron and Steel Making**. 1^a. ed. Springer, 2020. 664 p. ISBN 978-981-15-2437-0. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/978-981-15-2437-0>. Acesso em: 17 jan. 2026.

FRUEHAN, R. J. **The Making, Shaping and Treating of Steel: Steelmaking and Refining Volume**. 11^a. ed. Pittsburgh: The AISE Steel Foundation, 1998. 767 p. v. 2. ISBN 978-0-930767-02-0.

FRUEHAN, R. J. **Vacuum Degassing of Steel**. Warrendale: Iron & Steel Society, 1990. 193 p.

GHOSH, A. **Secondary Steelmaking: Principles and Applications**. 1^a. ed. Boca Raton: CRC Press, 2000. 344 p. ISBN 9780429125782. Disponível em: <https://doi.org/10.1201/9781420042313>. Acesso em: 27 mai. 2025.

GLOWNIA, J. Secondary Metallurgy for Small Ladles. In: GLOWNIA, J. **Metallurgy for Small Ladles**. [S. l.]: Bentham Books, 2017. p. 112–128. ISBN 978-1-68108-570-8. Disponível em: <https://doi.org/10.2174/9781681085708117010008>. Acesso em: 30 abr. 2025.

GORNI, A. A. *et al.* **Siderurgia: Uma Visão Geral**. São Paulo: Blucher, 2024. 570 p. ISBN 978-85-212-2329-0.

HARADA, A.; NAKAI, Y. **Molten steel refining method**. JFE Steel Corp. AU n. 2022296120, 26 jun. 2022; 20 fev. 2025.

HARADA, T.; JANKE, D. Nitrogen desorption from pure iron melts under reduced pressure. **Steel Research**, v. 60, n. 8, p. 337–342, 1989. DOI: <https://doi.org/10.1002/srin.198901665>. Disponível em: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/srin.198901665>. Acesso em: 30 set. 2025.

JANKE, D. Metallurgische Grundlagen der Vakuumbehandlung von Stahlschmelzen. **Stahl und Eisen**, v. 107, n. 19, p. 867–874, 1987.

KATO, Y. *et al.* Effect of geometry of vacuum vessel on decarburization rate and final carbon content in RH degasser. **Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan**, v. 79, n. 11, p. 1248–1253, 1993. DOI: https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.79.11_1248. Disponível em: https://www.jstage.jst.go.jp/article/tetsutohagane1955/79/11/79_11_1248/_article/-char/en. Acesso em: 06 ago. 2025.

KISHIMOTO, Y. *et al.* Decarburization in ultra-low carbon iron under reduced pressure. **ISIJ International**, v. 78, n. 6, p. 886–893, 1992. DOI: https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.78.6_886. Disponível em: https://www.jstage.jst.go.jp/article/tetsutohagane1955/78/6/78_6_886/_article/-char/en. Acesso em: 07 ago. 2025.

KITAMURA, T. *et al.* Mathematical Model for Nitrogen Desorption and Decarburization Reaction in Vacuum Degasser. **ISIJ International**, v. 36, p. 395–401, 1996. DOI: <https://doi.org/10.2355/isijinternational.36.395>. Acesso em: 21 out. 2025.

KLEIMT, B. Entwicklung und Anwendung eines Modells für den Vakuum-Umlauf-Prozeß zur Entkohlung von Stahlschmelzen. **Fortschritt-Berichte VDI**, r. 5, nr. 395, VDI-Verlag Düsseldorf, 1995.

KLEIMT, B. *et al.* Dynamic process model for denitrogenation and dehydrogenation by vacuum degassing. **Scandinavian Journal of Metallurgy**, v. 29, p. 194–205, 2000. DOI: <https://doi.org/10.1034/j.1600-0692.2000.d01-23.x>. Acesso em: 05 ago. 2025.

KÖHLE, S.; KLEIMT, B. Ein betriebsnahes Modell für die Entgasung von Stahlschmelzen, **Stahl und Eisen**, v. 116, n. 5, p. 81–87, 1996

KOR, G. J.; GLAWS, P. C. Ladle Operations. *In*: CRAMB, A. **The Making, Shaping and Treating of Steel**. 11^a. ed. Pittsburgh: AISE Steel Foundation, 2003.

KUWABARA, T. *et al.* Investigation of decarburization behavior in RH-reactor and its operation improvement. **Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan**, v. 28, n. 4, p. 305–314, 1988. DOI: <https://doi.org/10.2355/isijinternational1966.28.305>. Disponível em: https://www.jstage.jst.go.jp/article/isijinternational1966/28/4/28_4_305/_article. Acesso em: 06 jun. 2025.

LI, B.; TSUKIHASHI, F. Effect of rotating magnetic field on two-phase flow in RH vacuum degassing vessel. **ISIJ International**, v. 45, n. 7, p. 972–978, 2005. Disponível em:

https://www.jstage.jst.go.jp/article/isijinternational/45/7/45_7_972/_pdf. Acesso em: 21 set. 2025.

MIAOYONG, Z.; KUANGDI, X. Ruhrstahl Heraeus Refining Process. *In*: KUANGDI, X. **The ECPH Encyclopedia of Mining and Metallurgy**. Singapura: Springer, 2023. ISBN 978-981-19-0740-1. Disponível em: https://doi.org/10.1007/978-981-19-0740-1_1050-1. Acesso em: 22 abr. 2025.

MOURÃO, M. B. *et al.* **Introdução à Siderurgia**. 1ª. ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia, Minerais e Mineração, 2007. 428 p. ISBN 978-85-7737-015-3.

MUKHERJEE, D.; SHUKLA, A. K.; SENK, D. G. Prediction of decarburisation process along with hydrogen and nitrogen removal by mathematical modelling of RH degassing process. **Ironmaking & Steelmaking**, v. 45, n. 5, p. 412–419, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1080/03019233.2016.1274847>. Disponível em: <https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/03019233.2016.1274847>. Acesso em: 15 set. 2025.

PARK, Y-G.; YI, K-W.; AHN, S-B. The Effect of Operating Parameters and Dimensions of the RH System on Melt Circulation Using Numerical Calculations. **ISIJ International**, v. 41, n. 5, p. 403–409, 2001. DOI: <https://doi.org/10.2355/isijinternational.41.403>. Disponível em: https://www.jstage.jst.go.jp/article/isijinternational1989/41/5/41_5_403/_pdf. Acesso em: 07 jun. 2025.

RIZZO, E. M. D. S. **Introdução aos processos de refino secundário dos aços**. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2006. 102 p. ISBN 85-86778-94-X.

RIZZO, E. M. D. S. **Introdução aos processos siderúrgicos**. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2005. 150 p. ISBN 85-86778-86-9.

SESHADRI, V.; DE SOUZA COSTA, S. L. Cold Model Studies of. R. H. Degassing Process. **Transactions ISIJ**, v. 26, n. 2, p. 133–138, 1986. Disponível em: https://www.jstage.jst.go.jp/article/isijinternational1966/26/2/26_2_133/_pdf. Acesso em: 03 ago. 2025.

SILVA, A. L. V. D. C. E. **Refino dos Aços: Fundamentos e Aplicações**. São Paulo: Blucher, 2023. 460 p. ISBN 978-65-5506-106-2.

SUMIDA, N. *et al.* Production of ultra-low carbon steel by combined process of bottom-blown converter and RH degasser. **Kawasaki Steel Technical Report**, n. 8, p. 69–76, 1983.

SZEKELY, J.; MARTINS, G. P. Studies in Vacuum Degassing Part 1: Fluid Mechanics of Bubble Growth at Reduced Pressures, **Transactions of the Metallurgical Society of AIME**, v. 245, p. 629–636, 1969

TOSHIHIKO, E. Steelmaking Technology for the Last 100 Years: Toward Highly Efficient Mass Production Systems for High Quality Steels. **ISIJ International**, v. 55, n. 1, p. 36–66, 2015. DOI: <https://doi.org/10.2355/isijinternational.55.36>. Disponível em: https://www.jstage.jst.go.jp/article/isijinternational/55/1/55_36/_article. Acesso em: 04 ago. 2025.

TURKDOGAN, E. T. **Fundamentals of Steelmaking**. 1^a. ed. Londres: The Institute of Materials, 1996. 346 p. ISBN 978-1-906540-97-5.

VAN ENDE, M. A. *et al.* A kinetic model for the Ruhrstahl Heraeus (RH) degassing process. **Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science**, v. 42B, n. 3, p. 477–489, 2011. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11663-011-9495-4>. Disponível em: <https://snu.elsevierpure.com/en/publications/a-kinetic-model-for-the-ruhrstahl-heraeus-rh-degassing-process/>. Acesso em: 10 nov. 2025.

ZHANG, L.; THOMAS, B. G. State of the Art in Evaluation and Control of Steel Cleanliness. **ISIJ International**, v. 43, n. 3, p. 271–291, 2003. DOI: <https://doi.org/10.2355/isijinternational.43.271>. Disponível em: https://www.jstage.jst.go.jp/article/isijinternational1989/43/3/43_3_271/_article. Acesso em: 01 jul. 2025.

ZULHAN, Z.; SCHRADE, C. **Vacuum Treatment of Molten Steel: RH (Ruhrstahl Heraeus) versus VTD (Vacuum Tank Degasser)**. In: 2014 SEAISI Conference and Exhibition. Kuala Lumpur, Malaysia: 2014. p. 1–10.