

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Dissertação de Mestrado

“Modelamento Matemático da Inertização de Distribuidores
para Lingotamento Contínuo de Aço”

Autor: Bernardo Martins Braga

Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares

Fevereiro/15

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Bernardo Martins Braga

MODELAMENTO MATEMÁTICO DA INERTIZAÇÃO DE DISTRIBUIDORES
PARA LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE AÇO

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

Área de concentração: Metalurgia Extrativa

Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2015

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, por todo o apoio e assistência;

À minha namorada, por entender o tempo demandado pelo trabalho.

Ao meu irmão e meus amigos, pelos bons momentos durante o período de execução desse projeto.

Ao professor Roberto Parreiras Tavares, pela excelente orientação que me permitiu superar dificuldades e enriqueceu em muito esse trabalho.

Aos colegas da pós-graduação, Lucas Costa e Carlos Barral, pelo companheirismo, discussões e apoio.

Aos profissionais do setor siderúrgico que, em algum momento, me ajudaram no desenvolvimento desse trabalho, seja com discussões técnicas ou com o fornecimento de informações: Alexandre Mendonça, Amilton Cardoso, Breno Totti, Bruno Santos, Danilo Souza, Elcio Santana, Felipe Freire, Filipe Fabri, Franz Ramstorfer, Haysler Lima, João Geraldo, Leandro Dijon, Leonardo Taconi, Marcelo Mercier, Mauricio Scal, Paulo Carvalho Fernandes, Simão Pedro e Thiago Ávila. Espero não ter esquecido ninguém.

Ao professor Felipe Campelo, pela ajuda na escolha do tratamento estatístico a ser empregado.

À todos ao redor do mundo que acreditam que o conhecimento deva ser livre, por disponibilizarem seus trabalhos na internet.

À FAPEMIG, pelo apoio financeiro concedido ao projeto Processo PPM-00118-13 Título: Modelagens física e matemática do escoamento multifásico em reatores metalúrgicos".

À CAPES/PROEX, pelo apoio ao programa de pós-graduação PPGEM/UFMG.

Ao CNPq, pela concessão da bolsa de mestrado.

SUMÁRIO

	Página
LISTA DE FIGURAS	vi
LISTA DE TABELAS	xiv
RESUMO	xvi
ABSTRACT	xvii
1 INTRODUÇÃO	1
2 OBJETIVOS	3
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
3.1 O Lingotamento Contínuo e o Distribuidor.....	4
3.2 Inclusões Não-Metálicas	4
3.2.1 Origem das inclusões não-metálicas.....	5
3.2.2 Influência das inclusões não-metálicas nas propriedades do aço	6
3.2.3 Distúrbios produtivos e econômicos provocados pela presença de inclusões não-metálicas no aço	10
3.2.4 Formas de medição de inclusões não-metálicas	14
3.3 Contaminação do Aço entre a Panela e o Molde e sua Prevenção	16
3.3.1 Regime estacionário	16
3.3.2 Regime transiente	18
3.4 Interação entre Aço Líquido a Ar.....	25
3.4.1 Aspectos termoquímicos	25
3.4.2 Modelamento físico e matemático	27
3.4.3 Trabalhos de Sasai e colaboradores (SASAI e MIZUKAMI, 1996b; SASAI e MIZUKAMI, 1998; SASAI e MIZUKAMI, 2000; SASAI e MIZUKAMI, 2011; SASAI e MATSUZAWA, 2012) sobre oxidação do aço.....	31
3.5 A Inertização de Distribuidor	35

3.5.1	Trabalhos Relacionados à Inertização de Distribuidor.....	35
3.5.2	Contato de usinas siderúrgicas brasileiras	62
3.5.3	Tipos de sistemas de inertização e escolha do método.....	64
3.5.4	Mecanismos de entrada de ar em sistemas de inertização de distribuidor por injeção de gás inerte	66
3.5.5	Projeto, dimensionamento e análise de eficiência de sistemas de inertização por injeção de gás inerte	74
3.5.6	Benefícios metalúrgicos da inertização	78
3.6	Inertização de Outros Equipamentos Metalúrgicos	82
3.7	Simulação Matemática da Inertização de Distribuidor	85
4	METODOLOGIA	91
4.1	Modelo Matemático	91
4.1.1	Equacionamento	91
4.1.2	Configurações estudadas.....	94
4.1.3	Condições do contorno, condição inicial e parâmetros numéricos	97
4.1.4	Métrica para análise da eficiência de inertização	99
4.1.5	Abordagem para discutir a eficiência de inertização.....	99
4.2	Previsão da Perda Térmica do Distribuidor Ocasionalada pela inertização.....	101
4.2.1	Balanço térmico analítico	102
4.2.2	Modelo CFD.....	105
4.3	Avaliação dos Benefícios Metalúrgicos da Purga durante o Enchimento do Distribuidor	105
4.3.1	<i>Pick-up</i> de oxigênio total	107
4.3.2	<i>Pick-up</i> de nitrogênio	109
4.3.3	<i>Pick-up</i> de hidrogênio	112
4.3.4	Comparação com dados industriais	116
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	119

5.1	Simulações CFD da Inertização Considerando Partida a Frio do Distribuidor – Configurações F1 a F7	119
5.2	Simulações CFD da Inertização Considerando Partida a Quente do Distribuidor – Configurações Q1 a Q4	125
5.3	Outras Simulações CFD da Inertização de Distribuidor	132
5.4	Previsão da Perda Térmica do Distribuidor Ocasionada pela inertização.....	141
5.5	Avaliação dos Benefícios Metalúrgicos da Purga durante o Enchimento do Distribuidor	143
5.5.1	Aplicação de modelos cinéticos	143
5.5.2	Comparação com análises químicas industriais de rotina	147
6	CONCLUSÕES	152
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	154
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	155
	APÊNDICE I.....	172
	APÊNDICE II.....	174

LISTA DE FIGURAS

	Página
Figura 3.1: Visão esquemática do processo de lingotamento contínuo. Disponível em: < http://www.jfe-21st-cf.or.jp/chapter_2/2j_2_img.html >. Acesso em: 15 jan. 2014.....	5
Figura 3.2: Distribuição do tamanho de inclusões. Fonte: ZHANG e THOMAS (2003b).	9
Figura 3.3: Distribuição do tamanho de inclusões. Fonte: WÜNNENBERG <i>et al.</i> (2004) citados por FERREIRA (2011), ...	9
Figura 3.4: Influência dos depósitos de óxidos no perfil de velocidade do aço no molde e na distribuição de inclusões na placa solidificada (N é o índice de inclusões pelo MIDAS). Fonte: WÜNNENBERG e CAPPEL (2009).....	10
Figura 3.5: Esquema ilustrativo de mecanismos de controle de fluxo usados entre o distribuidor e o molde: a) tampão; b) válvula gaveta com indicação de locais de <i>clogging</i> . Fontes: a) CONTINI (2011); b) MATTEDI <i>et al.</i> (2003).....	11
Figura 3.6: Esquema ilustrativo de distribuidor com inibidor de turbulência e selagem com argônio. A: região de turbulência em que inclusões colidem e coalescem; B: região de escoamento laminar na qual as inclusões flutam. Fonte: DEKKERS (2002).	22
Figura 3.7: Esquema ilustrativo de distribuidor com extensor de válvula longa. Fonte: WÜNNENBERG e CAPPEL (2009);.....	22
Figura 3.8: Efeito da altura do jato e da vazão de enchimento sobre a absorção de oxigênio pelo jato de aço. Fonte: SUZUKI <i>et al.</i> (1983).	23
Figura 3.9: Esquema ilustrativo para processo de inertização de distribuidor.....	35
Figura 3.10: Evolução da produção mundial de aço bruto e da participação de mercado do lingotamento contínuo (LC). Fontes: INTERNATIONAL IRON AND STEEL INSTITUTE (1982), IISI (1992), IISI (2002), WSA (2012) e WSA (2013).	36
Figura 3.11: Esquema de patente para proteção do jato entre distribuidor e molde. Também é mostrado um sistema de inertização através da injeção de argônio gasoso pela tampa do distribuidor. Fonte: Adaptado de UNION CARBIDE CORPORATION (1969).	37

- Figura 3.12: Esquema ilustrativo de sistema de inertização da *Nippon Steel Corporation* com injeção de argônio gasoso pelo fundo (zona A ou B) e pela tampa. Fonte: NURI *et al.* (1983), ... 38
- Figura 3.13: Esquema ilustrativo de sistema de inertização da *Sanyo Special Steel* com injeção de gás inerte pela tampa do distribuidor. Fonte: UESUGI (1985), ... 39
- Figura 3.14: Esquema ilustrativo de sistema de inertização pela injeção de material condensado (gelo seco ou argônio líquido). Fonte: Adaptado de AIR LIQUIDE (1988). 39
- Figura 3.15: Esquema de distribuidor com tampas segmentadas removíveis e injetores de gás inerte. Fonte: Adaptado de LABATE (1991), ... 40
- Figura 3.16: Vista de topo (imagem superior) e frontal (imagem inferior) do distribuidor da *Dillinger Hüttenwerke*. Destaque para as diversas aberturas nas tampas. Fonte: BANNENBERG e HARSTE (1993), ... 41
- Figura 3.17: Solução de inertização do distribuidor da *Dillinger Hüttenwerke*. Vista de topo (imagem superior) e frontal (imagem inferior). Fonte: BANNENBERG e HARSTE (1993), ... 42
- Figura 3.18: Resultados metalúrgicos obtidos na *Dillinger Hüttenwerke* com e sem inertização de distribuidor: *pick-up* de oxigênio total ($\Delta O_{inicial}$), *pick-up* de nitrogênio ($\Delta N_{inicial}$) e consumo de alumínio ($-\Delta Al_{inicial}$) no início da corrida. Fonte: BANNENBERG (1995), ... 44
- Figura 3.19: Esquema ilustrativo do sistema de inertização da *Atlas Stainless Steels*. Fonte: BONILLA (1995), ... 44
- Figura 3.20: Contribuições da escória, refratários e ar para a reoxidação do aço no distribuidor. Fonte: KUCHAR e HOLAPPA (1995), ... 45
- Figura 3.21: Comparação entre sistemas antigo (não selado / tradicional) e novo (selado) de inertização da *National Steel Corporation*. Superior esquerdo: Oxigênio residual (%) na atmosfera do distribuidor durante purga / pré-aquecimento de válvulas; Superior direito: Aumento de temperatura (°F) durante pré-aquecimento de válvulas; Inferior: Teor de nitrogênio no aço durante 1ª corrida. Fonte: HAYDEN e BARNES (1996), ... 46
- Figura 3.22: Esquema de distribuidor de tarugos com três veios e capacidade de 15ton (13.6t). O equipamento possui duas tampas com uma grande abertura central.

A posição dos injetores utilizados na purga, de 4in (101,6mm), é indicada. Fonte: RILEY (1996).	47
Figura 3.23: Melhoria obtida na frequência de obstrução de válvula submersa após a purga do distribuidor. Base de cálculo: 584 corridas sem purga; 639 corridas com purga. Fonte: RILEY (1996).....	48
Figura 3.24: Modelo físico corresponde à metade simétrica de um distribuidor de 60ton (54,4t) em escala 1:4. A montagem possui uma abertura central de tamanho variável (1). A injeção de argônio é feita por dutos (2) na tampa (3). Fonte: Adaptado de PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997).	48
Figura 3.25: Aparato curto para transição de gás entre dutos de diferentes diâmetros. Fonte: PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997).	49
Figura 3.26: Perda de temperatura de um distribuidor de 70t em função do tempo de espera. Fonte: Adaptado de KAWASAKI STEEL CORPORATION (1997).	50
Figura 3.27: Reoxidação do aço líquido no distribuidor estratificada por mecanismo. (a) Oxidação pelo ar próximo à entrada do distribuidor, (b) oxidação pelo ar na superfície do distribuidor, (c) oxidação pela areia de partida e (d) oxidação pelo pó de cobertura do distribuidor. Fonte: SASAI e MIZUKAMI (2000).	51
Figura 3.28: Esquema da nova configuração de inertização de distribuidor da <i>China Steel Corporation</i> com injeção de argônio gasoso por injetores multi-furos. Fonte: CHEN <i>et al.</i> (2001).....	52
Figura 3.29: Variação do <i>pick-up</i> de oxigênio total com o progresso do lingotamento para diferentes condições de inertização na <i>Dillinger Hüttenwerke</i> . Fonte: LACHMUND e XIE (2003).....	53
Figura 3.30: Comparação entre resultados experimentais e previsão feita por CFD para a inertização do distribuidor da CST. Na legenda, Alto e Baixo correspondem aos limites superior e inferior das medições do teor de oxigênio. Fonte: MATTEDI <i>et al.</i> (2003).	55
Figura 3.31: Razão de rejeição no teste de ultrassom (UT) para chapas grossas com espessura superior a 75mm produzidas na <i>China Steel Corporation</i> . Fonte: CHEN <i>et al.</i> (2005).....	56
Figura 3.32: Fotografias da tampa do distribuidor utilizada para inertização na Gerdau Aços Especiais Piratini. Superior: posição das tubulações de argônio; inferior:	

resultado após colocação de concreto. Fonte: FERNANDES, CELIBERTO e BOSCHETTI (2007).	57
Figura 3.33: Esquema ilustrativo do sistema de inertização de distribuidor da Gerdau Aços Especiais Piratini. Fonte: FERNANDES, CELIBERTO e BOSCHETTI (2007).	58
Figura 3.34: Evolução do índice de oxigênio total durante o lingotamento da primeira corrida do sequencial na Gerdau Aços Especiais Piratini. Superior: sem inertização; inferior: com inertização. O significado dos símbolos não é fornecido pelos autores. Fonte: FERNANDES, CELIBERTO e BOSCHETTI (2007).	59
Figura 3.35: Evolução do nível de macroinclusões entre os blocos de uma corrida para diferentes práticas de início de lingotamento na <i>Acciaierie Venete S.p.A.</i> . Fonte: BUORO e ROMANELLI (2012).	63
Figura 3.36: Classificações dos sistemas de inertização de distribuidor de acordo com diferentes critérios. Linha contínua indica divisão mutuamente excludente e linha pontilhada divisão não excludente.	65
Figura 3.37: Nível de oxigênio após purga ocasionado pela entrada de ar induzida por convecção natural em função do número de Froude modificado. Fonte: RILEY (1996).	68
Figura 3.38: Aspiração de ar em função do número de Reynolds modificado para purga turbulenta sem efeito empuxo. Fonte: RILEY (1996).	72
Figura 3.39: Razão entre valores de aspiração medido e previsto em função da pressão em excesso. Fonte: RILEY (1996).	74
Figura 3.40: Variação com tempo da tensão interfacial durante a transferência de alumínio de uma gota de liga Fe-Al para banho de silicato de cálcio em atmosfera inerte. Fonte: RIBOUD e LUCAS (1981) citados por TURKDOGAN (2010). ..	81
Figura 4.1: Esquema ilustrativo de distribuidor com injeção de argônio gasoso por 4 dutos de 25.4mm na tampa (configurações F1, F4 e Q1, ver tabelas IV.3 e IV.4). Devido à simetria, apenas metade do domínio foi simulada.	94
Figura 4.2: Esquema da tampa do distribuidor utilizada nesse trabalho com todas as configurações de abertura central e de injetores sobrepostas. Nas configurações que utilizam 4 injetores, apenas os dutos centrais são	

modelados. Os dutos localizados na abertura circular só são usados na configuração F1circ. Dimensões em milímetros.	96
Figura 4.3: Esquema do fundo do distribuidor para configurações Fplug e Qplug. Dimensões em milímetros.	97
Figura 5.1: Evolução no tempo da fração molar média de argônio N_{arg} para as configurações de inertização F1 a F7 (partida a frio). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor. Na legenda, n_{inj} é o número de injetores, d_{inj} o diâmetro dos injetores e $\dot{m}_{inj}$ a vazão total de argônio injetado.	119
Figura 5.2: Mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga (após 300s). Valores negativos indicam entrada de ar. Configurações de inertização considerando partida a frio do distribuidor: a) F1; b) F2; c) F3; d) F4; e) F5; f) F6; g) F7.	122
Figura 5.3: Contornos da fração molar de argônio prevista pelo modelo matemático para a configuração F1 ao fim da purga (após 300s). Os contornos foram construídos no plano central do distribuidor.	123
Figura 5.4: Perfil de velocidade da configuração F4 ao fim da purga (após 300s) plotado sobre um transversal que corta os injetores. Na figura, as esferas indicam injetores de gás, os octaedros uma abertura da tampa e a elipse pontilhada o local da entrada de ar.	124
Figura 5.5: Evolução no tempo da fração molar média de argônio N_{arg} para as configurações de inertização Q1 a Q4 (partida a quente). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor. Na legenda, $\dot{m}_{inj}$ a vazão total de argônio injetado.	126
Figura 5.6: Evolução no tempo da temperatura média T para as configurações de inertização Q1 a Q4 (partida a quente). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor. Na legenda, $\dot{m}_{inj}$ é a vazão total de argônio injetado.	127
Figura 5.7: Mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga (após 150s). Valores negativos indicam entrada de ar. Configurações de inertização considerando partida a quente do distribuidor: a) Q1; b) Q2; c) Q3; d) Q4.	129

- Figura 5.8: Contornos da fração molar de argônio prevista pelo modelo matemático para a configuração Q2. Os contornos foram construídos no plano central do distribuidor. A seta na primeira figura indica o ponto de injeção de argônio. 130
- Figura 5.9: Contorno do volume específico (recíproco da densidade) do fluido presente no interior do distribuidor ao fim da purga (após 150s) para configuração Q2. O contorno foi criado em um plano transversal que corta os injetores. 130
- Figura 5.10: Evolução no tempo da fração molar média de argônio N_{arg} para as configurações de inertização F1, F1sem, F1circ e F1plug (partida a frio). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor..... 132
- Figura 5.11: Mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga (após 300s). Valores negativos indicam entrada de ar. Configurações de inertização considerando partida a frio do distribuidor: a) F1; b) F1sem; c) F1circ; d) F1plug. 135
- Figura 5.12: Linhas de corrente (*streamlines*) ao fim da purga (após 300s) para a configuração F1sem. As linhas de corrente foram criadas para o fluido que entra no distribuidor a partir de um dos injetores..... 136
- Figura 5.13: Contornos da fração molar de argônio prevista pelo modelo matemático para as configurações F1plug (superior) e F1 (inferior) após 40s de purga. Os contornos foram construídos no plano central do distribuidor..... 137
- Figura 5.14: Evolução no tempo da fração molar média de argônio N_{arg} para as configurações de inertização Q1 e Q1plug (partida a quente). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor. 138
- Figura 5.15: Evolução no tempo da temperatura média T para as configurações de inertização Q1 e Q1 plug (partida a quente). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor. 139
- Figura 5.16: Mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga (após 150s). Valores negativos indicam entrada de ar. Configurações de inertização considerando partida a quente do distribuidor: a) Q1; b) Q1plug. 140
- Figura 5.17: Contornos da fração molar de argônio e velocidade prevista pelo modelo matemático para a configuração Q1plug ao fim da purga (após 150s). O contorno foi construído no plano central do distribuidor. Na região do plano com fração molar de argônio inferior a 0,1, foi plotado o perfil de velocidade do

fluido presente no distribuidor. A maior velocidade nessa região, que corresponde à maior seta, é 1,35m/s.	141
Figura 5.18: Taxa com que a entalpia deixa o distribuidor pelas aberturas em sua tampa prevista pelo modelo CFD para a configuração recomendada (Q4).	142
Figura 5.19: Efeito da vazão de argônio sobre a perda térmica ocasionada pela inertização. Demais parâmetros: vazão de ar infiltrado de 0Nm ³ /h, temperatura de saída dos gases de 800°C e tempo de purga de 2,5min.	143
Figura 5.20: Efeito da vazão de ar infiltrado sobre a perda térmica ocasionada pela inertização. Demais parâmetros: vazão de argônio de 140Nm ³ /h, temperatura de saída dos gases de 800°C e tempo de purga de 2,5min.	144
Figura 5.21: Efeito da temperatura de saída dos gases sobre a perda térmica ocasionada pela inertização. Demais parâmetros: vazão de argônio de 140Nm ³ /h, vazão de ar infiltrado de 0Nm ³ /h e tempo de purga de 2,5min.	144
Figura 5.22: Efeito do tempo de purga sobre a perda térmica ocasionada pela inertização. Demais parâmetros: vazão de argônio de 140Nm ³ /h, vazão de ar infiltrado de 0Nm ³ /h e temperatura de saída dos gases de 800°C.	145
Figura 5.23: <i>Pick-up</i> de oxigênio total sofrido pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor não inertizado em função da taxa de enchimento do equipamento predito pelo modelo cinético.	146
Figura 5.24: <i>Pick-up</i> de nitrogênio sofrido pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor não inertizado em função da taxa de enchimento do equipamento predito pelo modelo cinético.	146
Figura 5.25: <i>Pick-up</i> de hidrogênio sofrido pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor não inertizado em função da taxa de enchimento do equipamento predito pelo modelo cinético.	147
Figura 5.26: <i>Pick-up</i> de oxigênio total sofrido pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor em função da taxa de enchimento do equipamento predito pelo modelo cinético. Configurações Q1 a Q4 de inertização de distribuidor com partida a quente e condição sem inertização ("Sem").	148
Figura A.1: Vista em perspectiva da parte interna do distribuidor vazio.	175

Figura A.2: Dimensões internas do distribuidor vazio. Vista frontal. Medidas em milímetros.	175
Figura A.3: Dimensões internas do distribuidor vazio. Vista lateral. Medidas em milímetros.	176
Figura A.4: Cortes transversais do inibidor de turbulência simplificado. Medidas em milímetros.	177
Figura A.5: Dimensões do tampão simplificado. Medidas em milímetros.	178
Figura A.6: Visão <i>wireframe</i> frontal da barragem utilizada. Medidas em milímetros.	179

LISTA DE TABELAS

	Página
Tabela III.1: Valores médios do teor de nitrogênio no aço, oxigênio total e índice de severidade para amostragens feitas em diferentes momentos do lingotamento. A vazão de N ₂ indicada é injetada no colo da válvula submersa. Fonte: Adaptado de JÚNIOR (2009).	60
Tabela III.2: Mudança de composição do aço líquido no distribuidor e molde devido ao aquecimento a plasma. Fonte: SASAI e MIZUKAMI (2011).	62
Tabela III.3: Informações coletadas em usinas siderúrgicas brasileiras acerca da realização de testes ou uso atual da inertização de distribuidor.	64
Tabela III.4: Características de sistemas de inertização identificados na literatura. Fontes: UESUGI (1985), BANNENBERG e HARSTE (1993), RILEY (1996), PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997), CHEN <i>et al.</i> (2001), GUIMARÃES <i>et al.</i> (2002), LACHMUND e XIE (2003), MATTEDI <i>et al.</i> (2003), CRAVO (2006), FERNANDES, CELIBERTO e BOSCHETTI (2007) e comunicações privadas no ano de 2013.	77
Tabela III.5: Requisitos de limpidez típicos para vários tipos de aços. Fonte: ZHANG e THOMAS (2003c).	79
Tabela III.6: Valores de difusividade binária entre os principais componentes gasosos presentes no distribuidor durante a purga. Valores calculados de acordo com BIRD, STEWART e LIGHTFOOT (2002) para pressão de 1atm.	89
Tabela IV.1: Valores das constantes do modelo k-ε padrão implementado no <i>software</i> ANSYS CFX. Fonte: ANSYS (2012).	93
Tabela IV.2: Características principais do distribuidor em estudo. As configurações mencionadas são descritas nas tabelas IV.3 e IV.4.	95
Tabela IV.3: Configurações estudadas de inertização em distribuidor com partida a frio.	95
Tabela IV.4: Configurações estudadas de inertização em distribuidor com partida a frio.	96
Tabela IV.5: Condições de contorno utilizadas no modelo matemático.	98
Tabela IV.6: Condição inicial imposta ao modelo matemático.	98
Tabela IV.7: Faixa de composição química dos principais componentes do aço microligado ao cromo e molibdênio estudado.	116

Tabela V.1: Fração molar média de argônio N_{arg} ao fim da purga (após 300s) predita pelo modelo matemático para as configurações de inertização F1 a F7 (partida a frio).....	120
Tabela V.2: Fração molar média de argônio N_{arg} e temperatura média T ao fim da purga (após 150s) predita pelo modelo matemático para as configurações de inertização Q1 a Q4 (partida a quente).	127
Tabela V.3: Fração molar média de argônio N_{arg} ao fim da purga (após 300s) predita pelo modelo matemático para as configurações de inertização F1, F1sem, F1circ e F1plug (partida a frio).	133
Tabela V.4: Fração molar média de argônio N_{arg} e temperatura média T ao fim da purga (após 150s) predita pelo modelo matemático para as configurações de inertização Q1 e Q1plug (partida a quente).	139
Tabela V.5: <i>pick-up</i> de oxigênio total das configurações Q1 a Q4 (partida a quente) e da condição sem inertização previstos pelo modelo cinético para taxa de enchimento média do distribuidor de 5,057t/min (tempo de enchimento de 3,5min).....	148
Tabela A.1: Propriedades termofísicas do ar puro a pressão ambiente em função da temperatura. Fonte: INCROPERA <i>et al.</i> (2006).	172
Tabela A.2: Propriedades termofísicas do argônio puro a pressão ambiente em função da temperatura. Fonte: Fonte: BICH, MILLAT e VOGEL (1990) e ATKINS e DE PAULA (2006).	173

RESUMO

Com o acirramento do mercado siderúrgico mundial, a redução de custos operacionais é chave para a sobrevivência das companhias siderúrgicas. A inertização (ou purga) do distribuidor antes de seu enchimento inicial ou trocas de panela é um procedimento bem estabelecido para reduzir perdas de produtividade e rendimento metálico que ocorrem nessas etapas devido ao contato entre o aço e o ar. A literatura, no entanto, carece de informações detalhadas sobre o tema. No presente trabalho, a prática de inertização de um distribuidor de 17,7t para lingotamento contínuo de aços longos foi estudada através de um modelo matemático tridimensional não-isotérmico. O modelo considera uma única fase gasosa composta de dois componentes: argônio e ar. A turbulência foi levada em conta por meio do modelo k- ϵ padrão. Os cálculos foram executados utilizando o *software* de CFD comercial ANSYS CFX. Diferentes configurações do sistema de inertização foram simuladas e uma nova abordagem foi empregada para discutir as previsões do modelo. Os resultados indicaram que a configuração atual é ineficiente e novas configurações foram sugeridas. Adicionalmente, foram estimados a perda térmica resultante da inertização em distribuidor com partida a quente e os *pick-up* de oxigênio total, nitrogênio e hidrogênio que ocorrem durante o enchimento do distribuidor oriundos da interação aço-ar. Foi constatado que, desde que a purga seja bem dimensionada, a perda térmica gerada pela inertização é desprezível. Também foi identificada a possibilidade de reduzir o *pick-up* de hidrogênio com inertização, benefício que recebe pouca atenção da literatura pertinente.

ABSTRACT

With the increasing competitiveness of world steel market, the reduction of operational costs is key to the survival of steel producers. Inertization (or purging) of the tundish before its initial filling or ladle changes is a well-established procedure to reduce productivity and metallic yield losses that occur in these stages due to the contact between steel and air. The literature, however, lacks detailed information on the subject. In this work, the inertization practice for a 17.7 tons of long steel continuous casting tundish has been studied by means of a three-dimensional non-isothermal mathematical model. The model considers a single gaseous phase composed of argon and air. Turbulence was accounted for with the standard k - ϵ model. The calculations were carried out using the commercial CFD software ANSYS CFX. Different configurations of the inertization system were simulated and a novel approach was utilized to discuss model findings. The results indicated that the present configuration is ineffective and new ones were suggested. In addition, the heat loss arising from the inertization of a tundish with hot-start and the pick-up of total oxygen, nitrogen and hydrogen that occur during tundish filling due to steel-air interaction were estimated. It was found that, since purging is well-designed, the heat loss caused by inertization is negligible. It was also identified the possibility of reducing hydrogen pick-up by means of inertization, benefit that has received little attention in the literature.

1 INTRODUÇÃO

A prática de inertização (ou purga) de distribuidores consiste na promoção de uma atmosfera inerte no interior desse reator antes da primeira corrida do sequencial. Essa técnica é amplamente utilizada para evitar perdas de produtividade e rendimento metálico decorrentes do contato entre aço e ar nas etapas transientes do processo de lingotamento contínuo: enchimento inicial e trocas de painéis.

Caso se permita o contato, o oxigênio presente no ar reage com aços acalmados produzindo inclusões não-metálicas e consumindo elementos de liga e desoxidantes como alumínio, titânio, silício e cálcio. O nitrogênio, maior constituinte do ar, também se dissolve no aço provocando a elevação (*pick-up*) de seu teor.

Os fenômenos decorrentes da interação aço-ar podem provocar a desqualificação ou sucateamento de material metálico, sobretudo no caso de aços de alta qualidade que requerem elevada limpidez e estrito controle de composição química. Também é favorecida a deposição de inclusões na válvula submersa, que comunica o distribuidor ao molde, provocando sua obstrução (*clogging*).

Apesar da importância da inertização do distribuidor, há poucos trabalhos sobre o assunto disponíveis na literatura aberta. A literatura é, muitas vezes, baseada em melhorias industriais e omite informações importantes como configuração de injetores, projeto de tampa, volume do distribuidor e vazão de gás inerte. Fica evidente, portanto, a utilização massiva de soluções caseiras que são tratadas como segredo industrial.

Por outro lado, no contato com usinas siderúrgicas brasileiras e na revisão bibliográfica feita, constatou-se a presença significativa de práticas de inertização ruins em que não são feitos projeto, dimensionamento e análise de eficiência. Essas práticas têm fruto na ausência de informação sobre o tema.

O presente trabalho realizou um estudo de caso em que foram buscadas configurações adequadas para a inertização do distribuidor de uma usina siderúrgica brasileira. O equipamento possui capacidade nominal de 17,7t, quatro veios e é utilizado no lingotamento de aços longos (tarugos e barras). Foi levada em conta tanto a eficiência de purga quanto a viabilidade da solução proposta para aplicação industrial.

Para alcançar esse objetivo, foi desenvolvido um modelo matemático que contempla os fenômenos de escoamento turbulento compressível, transferência de calor e transferência de massa. As equações de conservação pertinentes foram resolvidas numericamente pelo *software* comercial ANSYS CFX.

Este trabalho também procurou responder algumas questões secundárias. No caso de distribuidores com partida a quente, a técnica de inertização convencional substitui ar quente, possivelmente úmido, presente no distribuidor por gás inerte frio. A perda térmica resultante é significativa? A inertização é capaz de reduzir o *pick-up* de hidrogênio que ocorre durante a partida da máquina de lingotamento? Como prever a quantidade de oxigênio e nitrogênio do ar absorvidos pelo aço durante o enchimento do distribuidor?

Por fim, esta dissertação buscou expandir o conhecimento sobre inertização de distribuidores disponível na literatura aberta e poderá ser usada como guia para trabalhos futuros de implantação ou otimização de sistemas de inertização.

2 OBJETIVOS

O objetivo principal deste trabalho é identificar configurações adequadas para a inertização do distribuidor de uma usina siderúrgica brasileira. Os objetivos secundários são:

- Desenvolver um modelo matemático capaz de prever a concentração residual de ar ponto a ponto no interior do distribuidor após a inertização;
- Estimar os *pick-up* de nitrogênio e oxigênio total que ocorrem durante o enchimento do distribuidor sem inertização;
- Avaliar a magnitude da perda térmica resultante da prática de inertização em distribuidores com partida a quente;
- Averiguar a possibilidade da redução do *pick-up* de hidrogênio, que ocorre durante a partida da máquina de lingotamento, por meio da purga do distribuidor;
- Elaborar uma extensa revisão bibliográfica sobre o processo de inertização de distribuidores;
- Fornecer recomendações para futuros projetos de implantação ou otimização de sistemas de inertização.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Inicialmente será apresentado de forma breve o lingotamento contínuo e o papel do distribuidor nesse processo.

3.1 O Lingotamento Contínuo e o Distribuidor

O lingotamento contínuo é o principal processo de solidificação de aço líquido da atualidade. Do aço bruto produzido no mundo em 2012, 95,62% foram solidificados por lingotamento contínuo, 4,13% por lingotamento convencional e 0,25% se destinaram à fundição. No Brasil esses números foram 97,29%, 2,65% e 0,05%, respectivamente (WORLD STEEL ASSOCIATION, 2013).

No processo de lingotamento contínuo (figura 3.1), aço líquido é transferido da panela para o distribuidor através da válvula longa. O distribuidor alimenta os moldes através da válvula submersa. No molde, a solidificação se inicia através da formação de uma fina camada sólida, espessa o suficiente para sustentar o núcleo ainda líquido do veio no decorrer do processo. Na etapa seguinte, o aço é resfriado por *sprays* de água ou ar-névoa. Posteriormente o veio é deixado resfriar naturalmente. Por fim, o material completamente solidificado é cortado no comprimento apropriado.

O distribuidor é peça chave no lingotamento contínuo, pois permite conciliar o processo de refino de aço, que é feito em bateladas, com um processo de solidificação contínuo. Mais precisamente, o distribuidor possui um nível de aço de trabalho suficientemente elevado capaz de alimentar os moldes durante as trocas de panela, período no qual não é vazado aço no distribuidor.

As funcionalidades do distribuidor aumentaram desde sua concepção. Atualmente o equipamento é usado também para flotação de inclusões não-metálicas, controle de temperatura do banho e ajuste de sua composição química (KIMURA *et al.*, 1994).

3.2 Inclusões Não-Metálicas

Inclusões não-metálicas são fases vítreo-cerâmicas (óxidos, sulfetos e nitretos) incorporadas à matriz metálica do aço (MAPELLI, 2008).

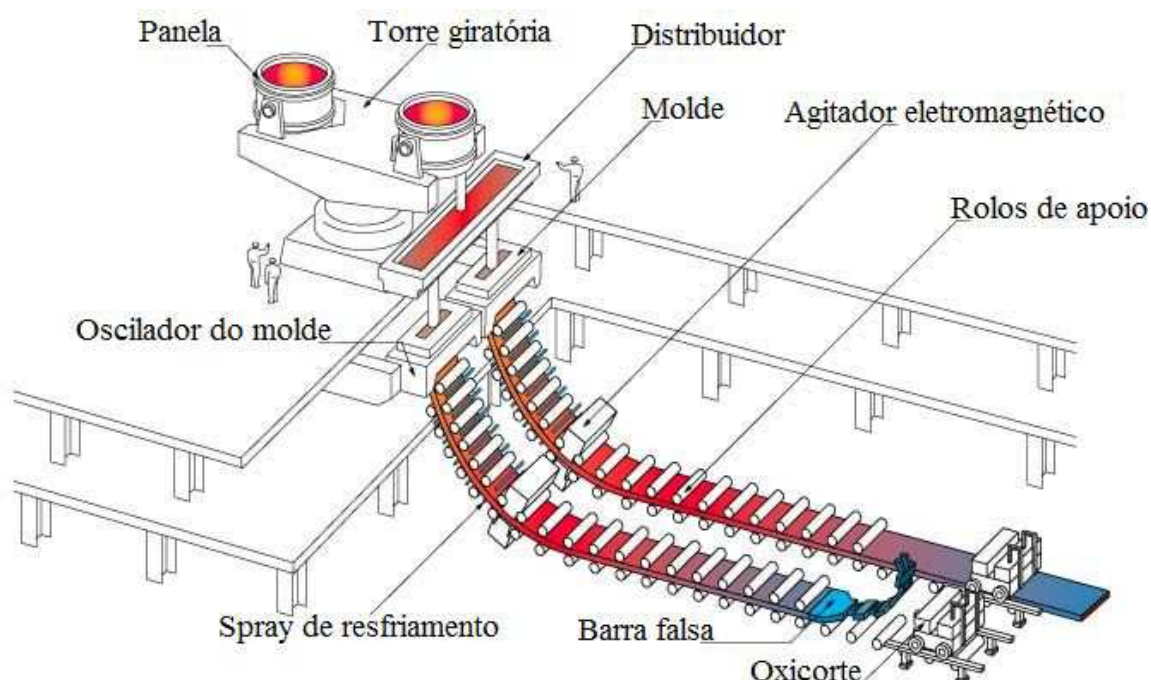


Figura 3.1: Visão esquemática do processo de lingotamento contínuo. Disponível em: <http://www.jfe-21st-cf.or.jp/chapter_2/2j_2_img.html>. Acesso em: 15 jan. 2014.

3.2.1 Origem das inclusões não-metálicas

As inclusões não-metálicas apresentam as seguintes origens (ZHANG e THOMAS, 2003a; NAKASHIMA e TOH, 2013):

- 1) Produtos da desoxidação do aço;
- 2) Precipitados formados durante o resfriamento e solidificação do aço;
- 3) Reações químicas durante a adição de ligas (por exemplo, devido ao tratamento inadequado com cálcio);
- 4) Produtos da reoxidação do aço pelo contato com ar, escória e refratário;
- 5) Entrada de escória na panela, distribuidor ou molde;
- 6) Entrada de material pela erosão/corrosão de refratários da panela e distribuidor.

As inclusões das fontes 1 e 2, conhecidas como endógenas, são inevitáveis e não podem ser completamente eliminadas, embora sua fração volumétrica e tamanho médio possam ser controladas adequadamente (MAPELLI, 2008). As inclusões das demais fontes (3 a 6), denominadas exógenas, podem ser prevenidas. São características das inclusões

exógenas o grande tamanho, pequeno número e distribuição não uniforme no aço (ZHANG e THOMAS, 2003a). A reoxidação pelo ar, item 4, é de interesse central no presente trabalho.

Como será visto nas seções seguintes, as inclusões interferem tanto nas propriedades do produto final quanto no processo de fabricação do aço.

3.2.2 Influência das inclusões não-metálicas nas propriedades do aço

As inclusões não-metálicas deterioram as propriedades mecânicas do aço, reduzem sua resistência à corrosão e geram defeitos superficiais, que por questões estéticas, são proibitivas em peças expostas como painéis externos de automóveis (ZHANG e THOMAS, 2003a; YAMAGUCHI, NAKASIMA e SAWAI, 2013).

De acordo com MAPELLI e VEDANI (2001), os efeitos deletérios da presença de inclusões não-metálicas nas propriedades mecânicas do aço podem ser explicados pela abordagem de GLADMAN (1992). Detalhes adicionais da teoria são fornecidos por MAPELLI (2008). São considerados os três mecanismos a seguir.

No primeiro mecanismo, as inclusões atuam como concentradores de tensão que amplificam o campo de tensões existente ao seu redor. Como consequência, pode ocorrer a formação de vazios ao redor das inclusões, que crescem, coalescem e dão origem a trincas. Os vazios se originam pela fratura das próprias inclusões ou pelo seu descolamento da matriz metálica.

As características das inclusões que contribuem para a deterioração das propriedades mecânicas (limite de resistência, tenacidade e ductilidade) a partir desse mecanismo são o aumento de sua fração volumétrica, a diminuição de seu raio de curvatura e sua maior tendência à fratura frágil. O tamanho das inclusões não apresenta qualquer efeito nesse mecanismo.

No segundo mecanismo, as inclusões atuam como tanques de gás pressurizado. Esse mecanismo atua quando o gás passa a ter maior solubilidade na inclusão do que no metal à medida que a temperatura cai. Um exemplo significativo é a migração de hidrogênio do aço para inclusões de sulfetos durante o resfriamento. O gás presente nas inclusões gera

um campo de tensões que é somado à tensão externa aplicada durante a utilização do aço.

O terceiro mecanismo é originado pela diferença no coeficiente de expansão térmica entre a matriz metálica e a inclusão não-metálica, cujo valor depende da composição química da inclusão. Após o resfriamento, surgem tensões residuais próximas às inclusões, que afetam propriedades mecânicas importantes do aço como o limite de fadiga. O efeito desse mecanismo é intensificado com o aumento do tamanho das inclusões e é pouco afetado pela fração volumétrica de inclusões.

A partir do exposto, fica clara a necessidade de se controlar a quantidade, distribuição de tamanho, distribuição espacial, composição química e morfologia das inclusões não-metálicas. A engenharia de inclusões busca a produção de aços limpos (*clean steel*) a partir do controle desses parâmetros. No entanto, o conceito de aço limpo não é bem definido e depende da qualidade de aço a ser produzido e de sua aplicação.

Segundo NAKASHIMA e TOH (2013), os métodos de controle de inclusões não-metálicas se dividem em duas categorias: (1) reduzir a quantidade e o tamanho das inclusões e (2) tornar as inclusões inofensivas pelo controle de sua composição química e morfologia.

Em (1) estão os aços acalmados ao alumínio, como aços para rolamentos, chapas de aços para recobrimento com estanho e aços para painéis externos de automóveis. Nesses aços, busca-se a eliminação de inclusões do sistema da alumina pelo controle estrito do tempo requerido de processamento, pelo condicionamento de escória no refino secundário e pela prevenção da reoxidação do aço no distribuidor (NAKASHIMA e TOH, 2013).

Em (2) estão, muitas vezes, aços acalmados ao silício e manganês, como para cordoalhas de pneus e molas de válvulas. Nesses aços, a composição química das inclusões é modificada para tornar as inclusões facilmente deformáveis durante a laminação, terem baixo ponto de fusão e não permitir a precipitação de qualquer inclusão dura (NAKASHIMA e TOH, 2013).

Já para placas laminadas, a presença de inclusões deformáveis é indesejável, pois cria anisotropia nas propriedades mecânicas do aço, ductilidade e tenacidade, que são deterioradas na direção da espessura da placa (ZHANG e THOMAS, 2003a).

Outro exemplo interessante da aplicação da engenharia de inclusão é a ressulfuração de aços acalmados ao alumínio e tratados com cálcio. Essa técnica visa à formação de uma camada de sulfeto em torno das inclusões de óxidos de forma a neutralizar a diferença do coeficiente de expansão térmica entre a inclusão e o aço (MAPELLI e VEDANI, 2001).

Conforme WÜNNENBERG e CAPPEL (2009), as macroinclusões são responsáveis por defeitos no produto final enquanto as microinclusões, menores que 40µm, normalmente não são danosas. As microinclusões se integram na estrutura do aço e não são responsáveis por trincas ou absorção de hidrogênio. No entanto, as microinclusões ainda são de grande importância, pois podem dar origem a macroinclusões a partir de aglomeração (inclusões sólidas) ou coalescência (inclusões líquidas) em regiões de fluxo turbulento.

As inclusões pequenas estão presentes no aço em número muito maior do que as grandes (figuras 3.2 e 3.3), o que leva a duas constatações (WÜNNENBERG e CAPPEL, 2009):

- Caso as microinclusões fossem consideradas danosas, a produção de aço seria inviável;
- As macroinclusões, maiores que 50µm, são difíceis de detectar, pois é necessário analisar grande volume de material para sua identificação.

Cabe mencionar ainda que embora as inclusões não-metálicas sejam muitas vezes tratadas como um problema, como será feito no decorrer deste trabalho, elas também podem conceder propriedades desejáveis ao aço dependendo de como estão no produto final e da aplicação do aço. Como exemplo, pode-se citar o efeito benéfico do MnS em aços de fácil usinagem (MAPELLI, 2008), o emprego de precipitados finos para o controle do tamanho de grão no lingotamento de aços microligados (XU E THOMAS, 2009) e o uso de óxidos finos como sítio para nucleação de precipitados e da transformação γ/α (YAMAGUCHI, NAKASIMA e SAWAI, 2013).

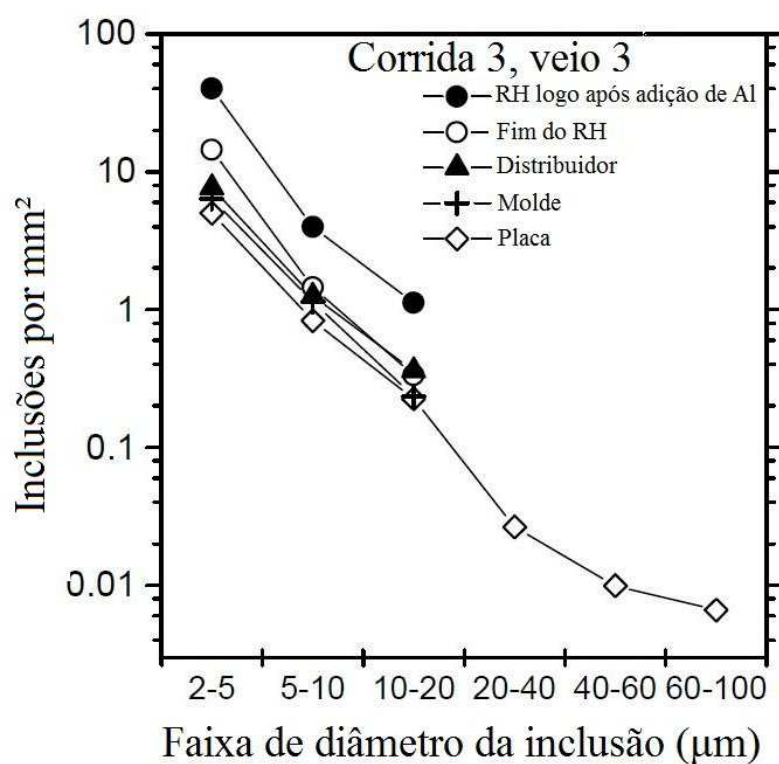


Figura 3.2: Distribuição do tamanho de inclusões. Fonte: ZHANG e THOMAS (2003b).

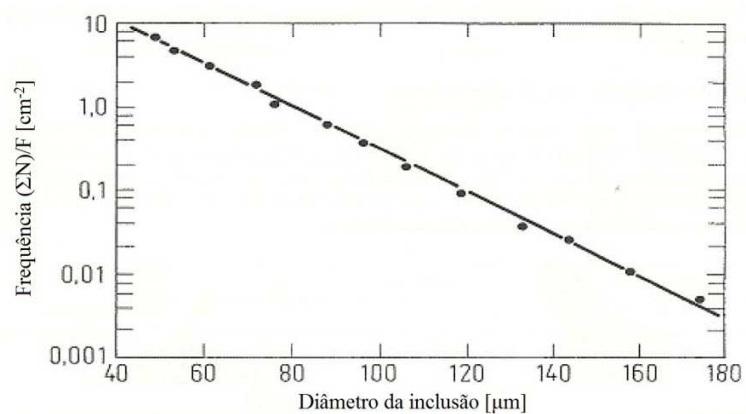


Figura 3.3: Distribuição do tamanho de inclusões. Fonte: WÜNNENBERG *et al.* (2004) citados por FERREIRA (2011),

3.2.3 Distúrbios produtivos e econômicos provocados pela presença de inclusões não-metálicas no aço

É denominado *clogging* a obstrução das válvulas refratárias que comunicam a panela ao distribuidor e distribuidor ao molde por depósito de material sólido. O *clogging* pode ser criado pelo depósito de inclusões não-metálicas sólidas já presentes no aço líquido ou formadas no próprio refratário, seja pela entrada de ar local ou pela reação química entre o aço e o refratário. Outra causa de *clogging* é a solidificação do aço (RACKERS e THOMAS, 1995). Devido ao escopo deste trabalho, será dada ênfase ao *clogging* entre o distribuidor e o molde ocasionado por inclusões não-metálicas já existentes no aço.

A deposição de inclusões não-metálicas sobre os refratários não é uniforme (figura 3.4).

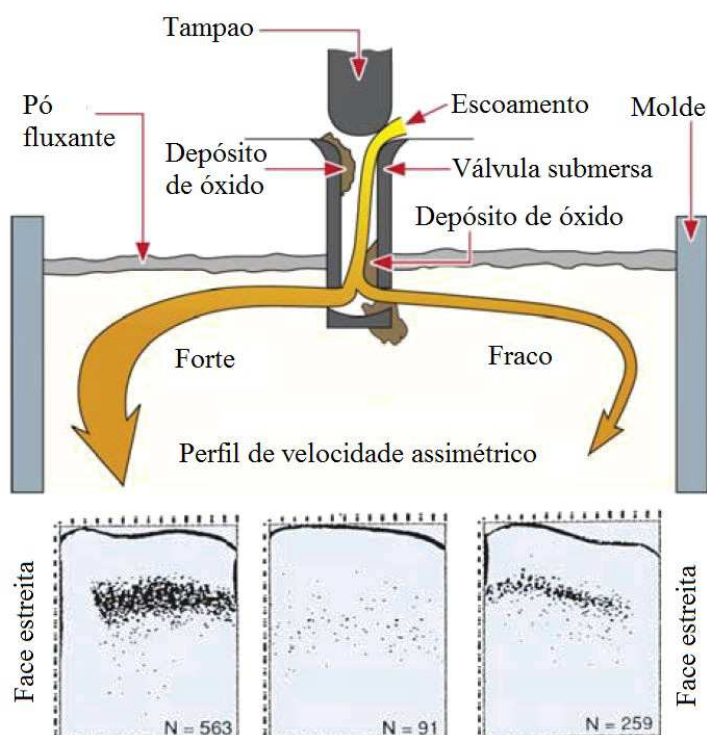


Figura 3.4: Influência dos depósitos de óxidos no perfil de velocidade do aço no molde e na distribuição de inclusões na placa solidificada (N é o índice de inclusões pelo MIDAS). Fonte: WÜNNENBERG e CAPPEL (2009).

CONTINI (2009) estudou via CFD (*Computational Fluid Dynamics*) a formação de *clogging* na região do tampão (figura 3.5a). As portas da válvula submersa não foram

modeladas. Em seu modelo, as inclusões se depositaram principalmente na região compreendida entre o colo da válvula e o tampão devido ao estrangulamento do escoamento nessa região. Uma quantidade menor de inclusões se depositou no restante da válvula submersa por ação da turbulência.

Modelo matemático similar foi empregado por ZHANG, WANG e ZUO (2008) para estudar o comportamento das inclusões entre a saída do distribuidor e o fim do molde. Foi utilizada válvula gaveta como mecanismo de controle de fluxo. As inclusões se depositaram preferencialmente próximo à saída da válvula gaveta e próximo às portas da válvula submersa, o que concorda com resultados industriais da literatura apresentados. No molde, a remoção de inclusões foi inferior a 10%, mesmo para inclusões grandes de 300 μ m.

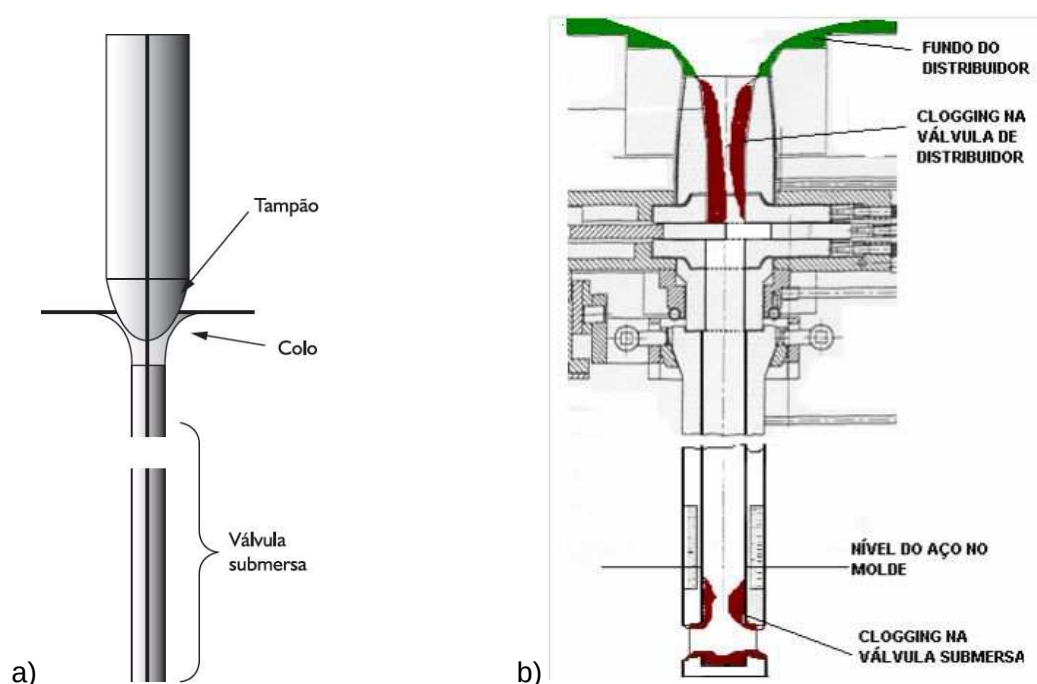


Figura 3.5: Esquema ilustrativo de mecanismos de controle de fluxo usados entre o distribuidor e o molde: a) tampão; b) válvula gaveta com indicação de locais de *clogging*. Fontes: a) CONTINI (2011); b) MATTEDI *et al.* (2003).

De acordo com MORAIS (2006), a obstrução por solidificação de aço durante a partida da máquina e trocas de distribuidor é mais comum na válvula do distribuidor enquanto que o

clogging por depósito de óxidos durante o lingotamento é mais comum na saída da válvula submersa (figura 3.5b). Na usina, o controle de fluxo entre o distribuidor e o molde era feito por válvula gaveta.

A remoção do *clogging* na válvula do distribuidor implica na troca de todo o distribuidor (RACKERS e THOMAS, 1995), enquanto que a válvula submersa pode ser trocada separadamente durante a operação do lingotamento contínuo (MAGNESITA REFRATÁRIOS S/A, 2012; YAMAGUCHI, NAKASIMA e SAWAI, 2013).

O *clogging* apresenta as seguintes consequências (RACKERS e THOMAS, 1995; RILEY, 1996; NADIF *et al.*, 2007; ZHANG, WANG e ZUO, 2008; WÜNNENBERG e CAPPEL, 2009; NAKASHIMA e TOH, 2013 ;YAMAGUCHI, NAKASIMA e SAWAI, 2013):

- Para compensar o *clogging* em formação, o mecanismo de controle de fluxo (tampão ou válvula gaveta) se abre. Com o progresso da deposição de inclusões, o dispositivo de controle de fluxo não consegue mais compensar seu efeito e a velocidade de lingotamento precisa ser reduzida ou a válvula submersa ser trocada. Nos dois casos, ocorre queda de produtividade da máquina e sucateamento de aço;
- Caso a troca de válvula submersa não seja feita ou esse procedimento não resolva o problema, com o agravamento da obstrução, o distribuidor é substituído. De acordo com a prática de cada usina, a troca de distribuidor pode ser feita durante operação do lingotamento ou com a interrupção do sequencial;
- Caso seja feita a troca do distribuidor durante a operação, ocorre sucateamento do aço residual no distribuidor, perda de produtividade devido à redução de velocidade de lingotamento durante a troca do distribuidor e sucateamento de placas lingotadas devido ao transiente no distribuidor e molde. Caso o sequencial seja interrompido, a perda de produtividade é substancialmente aumentada devido ao longo tempo para iniciar o lingotamento e há sucateamento de material similar ao caso anterior;
- Qualquer que seja a medida adotada entre as anteriores, há o aumento do consumo de refratários relativo à preparação do distribuidor ou a troca válvulas submersas;

- O *clogging* ainda causa outros problemas. Os depósitos modificam o perfil de escoamento no molde, que pode causar entrada de pó-fluxante no aço, diminuição da pele solidificada no molde (risco de rompimento de veio) e distribuição não uniforme de inclusões no produto final. Ainda fragmentos do *clogging* se desprendem e geram defeitos no aço, além de causar alterações na abertura do mecanismo de controle de fluxo que provocam variações de nível do molde. As variações do nível do molde podem levar a mais defeitos no aço.

Resumidamente, o *clogging* causa insegurança operacional, perda de produtividade, diminuição do rendimento metálico e aumento de custos, além de conturbar a programação produtiva da aciaria. Fica clara a importância de sua prevenção e a engenharia de inclusão é usada para esse fim.

Exemplo é o tratamento de cálcio em aços acalmados ao alumínio. Nesse tipo de aço, ocorre obstrução por depósitos de alumina, que é sólida na temperatura de refino do aço. No tratamento de cálcio, é feita adição de ligas com cálcio para transformar inclusões de alumina em cálcio-aluminatos que, dependendo de sua composição química, são líquidos e não se depositam. Inclusões líquidas são esféricas, assim esse procedimento também é usado para modificar a morfologia das inclusões (DEKKERS, 2002).

Além do *clogging*, as inclusões não-metálicas podem levar a:

- Recondicionamento de material por escarfagem que provoca redução de rendimento metálico e faz com que o produto perca a dimensão especificada (YUAN, 2009);
- Desqualificação de produtos com dimensão ou qualidade inadequados que passam a ocupar áreas da usina até serem vendidos, tumultuando o fluxo produtivo (YAMAGUCHI, NAKASIMA e SAWAI, 2013);
- Em casos graves, como de macroinclusões internas detectáveis no teste de ultrassom, o material é sucateado (JÚNIOR, 2009);
- Reclamações de clientes, se o material vendido falhar em testes de qualidade, como ensaio de flexão ou teste de HIC (*Hydrogen Induced Cracking*), devido à presença de inclusões (HUGHES *et al.*, 1995).

3.2.4 Formas de medição de inclusões não-metálicas

Para a produção de aços limpos, é necessária a quantificação das inclusões não-metálicas tanto durante o refino quanto após a solidificação do aço. Essas análises são usadas para identificar a origem das inclusões não-metálicas, aferir a eficiência de métodos de prevenção, modificação e remoção de inclusões e para verificar o atendimento da limpidez obtida em relação às especificações do produto.

ZHANG e THOMAS (2003a) realizaram extensa revisão sobre diversos métodos usados para aferição das inclusões não-metálicas no aço. FERGUS (2011) e GUTHRIE e ISAC (2011) revisaram os sensores disponíveis para monitorar a qualidade de metais líquidos, em especial alumínio e aço. Foge do escopo deste trabalho uma análise detalhada dos métodos e sensores existentes, sendo comentados aqui apenas alguns métodos comuns pertinentes ao melhor entendimento deste texto.

Análises químicas do aço, escória e inclusões tomadas no decorrer do tempo em um reator e/ou entre reatores são usadas para averiguar a formação, modificação e remoção de inclusões não-metálicas. Exemplos são dados a seguir (BANNENBERG, 1995; SASAI e MIZUKAMI, 2000; DEKKERS, 2002; ZHANG e THOMAS, 2003a; ZHANG e THOMAS, 2003b; NADIF *et al.*, 2007; JÚNIOR, 2009; WÜNNENBERG e CAPPEL, 2009):

- A redução do teor no aço do desoxidante utilizado (por exemplo, Al em aços acalmados ao alumínio) indica a reoxidação do aço e formação de novas inclusões;
- A elevação do teor no aço de elementos redutíveis pelo desoxidante utilizado (por exemplo, *pick-up* de silício em aço acalmado ao alumínio) indica a ocorrência de determinada reação de reoxidação;
- Em aços acalmados, o *pick-up* de oxigênio total, que contabiliza tanto o oxigênio dissolvido no aço quanto o oxigênio contido em microinclusões, indica a reoxidação do aço e formação de inclusões, pois nesse tipo de aço o oxigênio dissolvido no aço é mantido em níveis muito baixos;
- De forma similar, em aços acalmados, a redução do oxigênio total indica a diminuição da quantidade de inclusões não-metálicas presentes no aço;

- O *pick-up* do nitrogênio dissolvido no aço mostra a contaminação do aço pelo ar e indiretamente indica a reoxidação do aço e formação de inclusões;
- A presença ou aumento de óxidos na escória redutíveis pelo aço (MnO, FeO, SiO₂, etc) dão indício da reoxidação do aço pela escória;
- A elevação do teor na escória do óxido associado à oxidação do desoxidante do aço indica a captação de inclusões pela escória;
- A composição química das inclusões dão indícios de sua origem, por exemplo, presença de magnésio pode indicar reação das inclusões com o refratário, entrada de fragmentos de refratário ou ainda entrada de escória;

O emprego de análises químicas é muito comum, entretanto muitas vezes não é capaz de determinar, de forma inequívoca, a origem das inclusões. Assim elementos traçadores são adicionados, por alguns autores, no desoxidante, escórias ou refratários. Caso o traçador seja identificado na inclusão, atribui-se a gênese da inclusão ao material que continha o traçador (ZHANG e THOMAS, 2003a; NADIF *et al.*, 2007).

Para o estudo da distribuição de tamanho, distribuição espacial e morfologia das inclusões não-metálicas, diferentes técnicas são utilizadas. Merece destaque a análise de secções planas polidas de amostras de aço em microscópico. Outra técnica usada é a dissolução da matriz metálica para observação tridimensional, contagem e/ou pesagem das inclusões não-metálicas. Neste caso, no entanto, perde-se informação sobre a distribuição espacial das inclusões na amostra (DEKKERS, 2002; ZHANG e THOMAS, 2003b).

Uma questão mais desafiadora é a identificação de macroinclusões que, conforme já visto, são extremamente danosas e necessitam de grandes amostras para sua identificação. As técnicas anteriores são também usadas nesse caso, por vezes, em conjunto com a teoria estatística de valores extremos para estimar o maior tamanho de inclusão presente na amostra. Outra técnica que merece destaque é a ultrassonografia, que apresenta como vantagem ser não-destrutiva e ser capaz de analisar grandes volumes de material, o que possibilita seu uso em todo aço de uma corrida (ZHANG e THOMAS, 2003b; JÚNIOR, 2009; WÜNNENBERG e CAPPEL, 2009; BUORO e ROMANELLI, 2012).

3.3 Contaminação do Aço entre a Panela e o Molde e sua Prevenção

O aço líquido sofre contaminação de diversas fontes desde sua saída da panela até sua chegada ao molde. Para o estudo desse fenômeno, é interessante analisar separadamente os regimes estacionário e transiente do processo de lingotamento contínuo.

3.3.1 Regime estacionário

Durante o regime estacionário, aço líquido é vazado da panela continuamente no distribuidor que alimenta o molde de cada veio. Nesse estado, o nível do distribuidor é mantido constante.

Na produção de aços limpos, o vazamento entre a panela e o distribuidor é normalmente protegido por um tubo refratário conhecido como válvula longa. De forma similar, a alimentação do molde de cada veio pelo distribuidor é protegida por um duto refratário denominado válvula submersa (NAKASHIMA e TOH, 2013). Nesses percursos, o aço pode ser contaminado pelo material do refratário, pela entrada de ar externo ou por bolhas de gás inerte injetado na região (SASAI e MIZUKAMI, 1996a; DEKKERS, 2002). Alternativamente faz-se o vazamento aberto do aço entre a panela e o distribuidor em atmosfera inerte criada dentro de um invólucro refratário denominado tubo de vazamento (UESUGI, 1985; KASAI, YAMAZOE e IGUCHI, 2005; SAHAI e EMI, 2007).

De acordo SAHAI e EMI (2007), a válvula longa se tornou mais popular que o tubo de vazamento devido à sua conveniente montagem automática, seu pequeno tamanho e sua separação da estrutura do distribuidor. Entretanto a válvula longa necessita de troca frequente e a abertura da panela com válvula longa em uma atmosfera inerte durante a primeira corrida do sequencial pode ser mais difícil. O tubo de vazamento não apresenta os problemas anteriores, no entanto leva a um maior consumo de argônio, à formação de cascão em suas paredes e ao entranhamento no aço da escória presente em seu interior.

A superfície do aço no distribuidor é normalmente coberta por palha de arroz calcinada, escória sintética ou uma combinação de ambos (NETO, 1997; WATKINSON, BAIN e LUDLOW, 1997). O uso desses materiais, denominados pós de cobertura, pode ser suprimido em distribuidores selados e inertizados (NURI *et al.*, 1983).

A palha de arroz promove ótimo isolamento térmico, entretanto o material não é inerte ao aço. Devido ao seu alto teor de silício, a palha de arroz promove reoxidação em aços acalmados ao alumínio. O conteúdo de carbono da palha de arroz também provoca *pick-up* de carbono em aços ultra baixo carbono, o que a torna inadequada à produção dessa qualidade de aço. A palha de arroz ainda, por não formar uma camada líquida espessa e de propriedade adequada, não é eficaz em absorver inclusões não-metálicas nem em proteger o aço da reoxidação pelo ar atmosférico. O último pode ser constatado pelo *pick-up* de nitrogênio (NETO, 1997; WATKINSON, BAIN e LUDLOW, 1997).

Já a escória sintética, quando adequadamente selecionada, é inerte ao aço e forma uma fase líquida capaz de absorver inclusões não-metálicas e proteger o aço do ar atmosférico. Entretanto esse material não apresenta boa propriedade de isolamento térmico como a palha de arroz. Assim é pertinente o uso de palha de arroz sobre a escória sintética para combater a perda térmica (NETO, 1997; WATKINSON, BAIN e LUDLOW, 1997).

Caso haja alta turbulência local, é possível a formação de uma região ao redor da válvula longa, conhecida como “olho”, em que o aço esteja descoberto de seu pó de cobertura. A existência de grande olho leva à reoxidação do aço, *pick-up* de nitrogênio e hidrogênio e erosão do revestimento refratário do distribuidor. A abertura de olho pode ser prevenida pelo uso de inibidores de turbulência e pelo aumento da penetração da válvula longa no distribuidor (RICHAUD, 2014).

Durante as trocas de panela, o pó de cobertura do distribuidor pode ser contaminado por escória oxidada carregada da panela. A novo pó de distribuidor formado passa a reoxidar o aço durante o regime estacionário do lingotamento. Esse efeito é intensificado com o decorrer das corridas no sequencial devido ao acúmulo de escória carregada a cada corrida (TANAKA *et al.*, 1993; BAIN e LUDLOW, 1997; GOTO e MIYAZAWA, 1998).

O aço pode ainda ser contaminado pelos refratários do distribuidor durante sua permanência no equipamento (TANAKA *et al.*, 1993; SASAI e MIZUKAMI, 2000; NAKASHIMA e TOH, 2013).

A contaminação do aço entre a panela e o molde pode ser evitada pela especificação adequada de refratários, selagem apropriada das válvulas do lingotamento com gás

inerte, condicionamento da escória da panela e do pó de cobertura do distribuidor, uso de sistema de detecção de passagem de escória entre a panela e o distribuidor e promoção de uma atmosfera inerte no distribuidor durante toda a corrida (OKIMORI, 1996; SASAI e MIZUKAMI, 1996a; SASAI e MIZUKAMI, 2000; NAKASHIMA e TOH, 2013).

Deve-se ter atenção à entrada de ar em qualquer sistema de inertização ou local em que é feita injeção de gás inerte. Pode ocorrer entrada de ar na linha de gás inerte do sistema de injeção do tampão. Jatos de gás inerte, usados em sistemas de inertização ou de aquecimento a plasma, também podem arrastar ar do ambiente e causar reoxidação do aço (RILEY, 1996; KASAI, YAMAZOE e IGUCHI, 2005; NADIF *et al.*, 2007; SASAI e MIZUKAMI, 2011).

Segundo NAKASHIMA e TOH (2013), por meio de práticas apropriadas, é possível produzir aços de alta qualidade durante o regime estacionário do lingotamento contínuo. No entanto atualmente ainda há problemas de variação de limpidez durante o regime transiente.

3.3.2 Regime transiente

Na ausência de problemas operacionais, há três situações de regime transiente no processo de lingotamento contínuo: partida da máquina, trocas de painéis e encerramento do sequencial. A descrição a seguir ilustra um caso típico de partida de máquina de lingotamento.

A partida da máquina de lingotamento começa com a abertura da válvula gaveta da panela, facilitada por uma areia colocada na válvula que impede a solidificação do aço em seu interior. Inicia-se assim o vazamento de aço líquido da panela no distribuidor. A válvula submersa é mantida fechada, de forma que o nível de aço no distribuidor se eleva progressivamente.

Em determinado momento, é feita adição do pó de cobertura do distribuidor para a proteção do aço contra a atmosfera. Esse momento deve ser escolhido com cautela, pois pode ocorrer entrada de pó de cobertura no aço e formações de inclusões, se a adição for feita antes que a superfície do aço se estabilize.

Após o nível de aço no distribuidor atingir um valor mínimo estabelecido, abre-se a válvula submersa e o molde começa a ser cheio simultaneamente com o distribuidor. O enchimento do molde é possibilitado por uma barra falsa que fecha seu fundo. Em certo instante, é adicionado pó-fluxante sobre o molde. Quando o processo de enchimento termina, o lingotamento é iniciado pela extração da barra falsa que fechava o molde.

Em relação ao regime estacionário, o aço está sujeito a novas formas de contaminação durante a partida da máquina (BANNENBERG e HARSTE, 1993; SASAI e MIZUKAMI, 2000):

- O pó usado na abertura da panela se mistura ao aço e pode reagir com o mesmo, por exemplo, pós de alta sílica reoxidam aços acalmados alumínio gerando inclusões não-metálicas;
- Enquanto o material de cobertura não cobre completamente o aço, o aço pode ser contaminado pelo ar;
- O aço pode ainda ser contaminado por particulado ou umidade presente no refratário antes de sua utilização.

Apesar do uso de areia na válvula gaveta, pode ser que não se consiga a abertura livre da válvula. Nesse caso, é feita abertura manual da panela sem a utilização de válvula longa por meio de uma lança de oxigênio. Assim ocorre a contaminação do aço pelo oxigênio da lança e pelo ar e a entrada do pó de cobertura do distribuidor no aço devido ao impacto do jato. Esses fenômenos causam desqualificação e sucateamento de aço (MORAIS *et al.*, 2008). FERREIRA (2011) relata ocorrência de aumento do sucateamento por macroinclusões em corrida com abertura manual da panela.

A abertura manual da panela causa ainda risco aos trabalhadores devido ao *splash* de aço na operação. Por fim, há perda de produção pela interrupção do sequencial, que causa o retorno de panelas cheias de aço ao forno-panela ou ao convertedor, devido ao risco de *clogging* em aços acalmados ao alumínio (MORAIS *et al.*, 2008).

As trocas de panelas podem ser feitas de duas maneiras diferentes: (1) em um mesmo distribuidor e (2) com a troca simultânea do distribuidor (HUANG e THOMAS, 1996; YAMAGUCHI, NAKASHIMA e SAWAI, 2013).

Nos dois casos, pode ocorrer contaminação pela areia de abertura da panela, de forma similar à partida da máquina, e contaminação do aço por passagem de escória da panela para o distribuidor. A escória carregada forma inclusões no aço e modifica a composição do material de cobertura do distribuidor (TANAKA *et al.*, 1993; KUCHAR e HOLAPPA, 1995, NAKASHIMA *et al.*, 2007).

O método (1) pode provocar também contaminação do aço pelo ar, desprendimento de material de *clogging* e entrada de pó de cobertura no aço próximo à válvula longa, sobretudo se o jato de aço ficar desprotegido do ambiente (KIMURA *et al.*, 1994; KUCHAR e HOLAPPA, 1995; ZHANG e THOMAS, 2003a, ZHANG e THOMAS, 2003b). No entanto, o abaixamento do nível de aço no distribuidor durante trocas de painéis pode ser usado para reduzir a formação de placa de mistura se houver mudança da qualidade do aço (HUANG e THOMAS, 1996). O pó de cobertura do distribuidor também pode adentrar no aço sobre a entrada do veio devido à formação de vórtices nessa região (RICHAUD, 2014).

O método (2) é usado para reduzir o custo com refratário através da reutilização de distribuidor após pequenos reparos (ciclo a quente). Nesse método pode ocorrer contaminação pelo ar durante o enchimento do distribuidor, similar à situação de partida da máquina. O aço ainda pode ser contaminado por resíduos de aço ou escória, caso esses sejam deixados no distribuidor que será reusado. O método (2) previne a formação de placa de mistura no distribuidor, que passa a ocorrer só no molde, no entanto há perdas por sucateamento, se o aço residual no distribuidor for removido. É usado também no caso de baixa vida útil de válvula submersa (KIMURA *et al.*, 1994; HUANG e THOMAS, 1996; KAWASAKI STEEL CORPORATION, 1997; SAHAI e EMI, 2007; YAMAGUCHI, NAKASIMA e SAWAI, 2013).

Na última etapa transiente do lingotamento contínuo – o encerramento do sequencial – o metal líquido presente no distribuidor é esvaziado até diferentes níveis, dependendo da qualidade de aço a ser produzida e do *design* do equipamento (FURTADO *et al.*, 2007; SAHAI e EMI, 2007). Usualmente, a velocidade de lingotamento é reduzida durante a drenagem do distribuidor a fim de se evitar qualquer transferência do pó de cobertura do distribuidor para o molde. Após o fechamento do distribuidor, a velocidade de lingotamento é zerada e o aço presente no molde é congelado pela adição de aço sólido.

Por fim, a velocidade de lingotamento é novamente aumentada para a extração da última porção de aço existente no molde (SAHAI e EMI, 2007).

A prática descrita anteriormente leva a severa perda térmica no aço devido ao elevado tempo de esgotamento decorrente da redução da velocidade de lingotamento. O aço produzido durante o encerramento do sequencial normalmente possui maior número de inclusões e qualidade subsuperficial ruim (SAHAI e EMI, 2007).

A contaminação do aço pela areia da panela pode ser prevenida pela especificação de material que não reoxide o aço, por exemplo, baixa sílica para aços acalmados ao alumínio. Já a abertura livre da panela é favorecida pelo uso de areia com duas camadas diferentes, pela sua aplicação adequada e pelo controle do tempo de panela cheia (SASAI e MIZUKAMI, 2000; MORAIS *et al.*, 2008; NAKASHIMA e TOH, 2013).

Segundo NADIF *et al.* (2004), citados por JÚNIOR (2009), a inertização de distribuidor é a prática mais difundida, ainda que não seja unânime, para combater a reoxidação do aço durante o enchimento do distribuidor.

Outras formas identificadas na literatura para reduzir a reoxidação durante o enchimento do distribuidor são:

- Uso de inibidor de turbulência (figura 3.6) para prevenir *splashes* e subsequente reoxidação do aço durante o enchimento do distribuidor (DEKKERS, 2002);
- Utilização de extensor na válvula longa (figura 3.7) para reduzir a distância entre a saída do jato de aço e o fundo do distribuidor e assim permitir que a escória do distribuidor seja adicionada rapidamente após o início do lingotamento (WÜNNENBERG e CAPPEL, 2009);
- Diminuição da altura do jato e aumento da vazão de aço durante o enchimento como formas de diminuir a quantidade de oxigênio absorvido pelo aço – figura 3.8 (SUZUKI *et al.*, 1983). O uso de altas vazões é restringido, no entanto, devido a riscos à segurança decorrentes da possibilidade de formação de *splashes* (RICHAUD, 2014). *Splashes* também podem levar ao aumento da reoxidação do aço (CHOH, IWATA e INOUE, 1982).

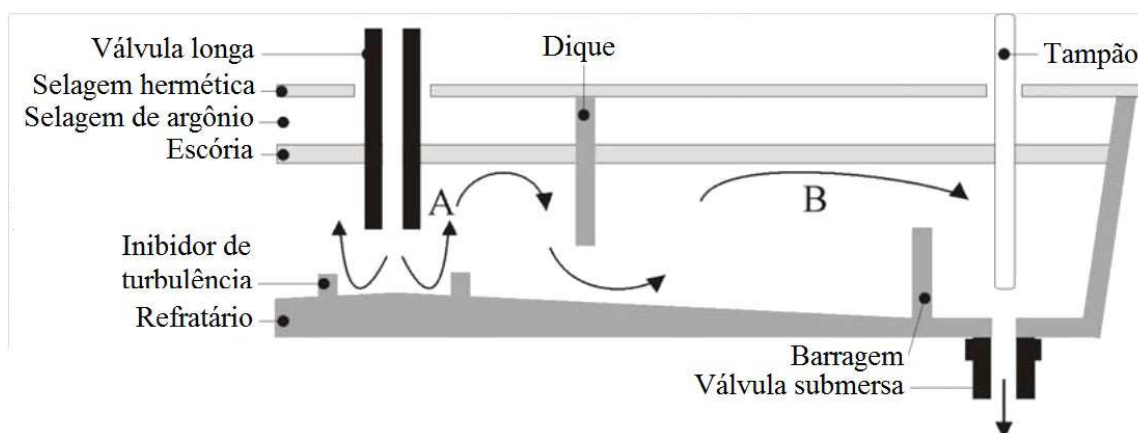


Figura 3.6: Esquema ilustrativo de distribuidor com inibidor de turbulência e selagem com argônio. A: região de turbulência em que inclusões colidem e coalescem; B: região de escoamento laminar na qual as inclusões flutam. Fonte: DEKKERS (2002).

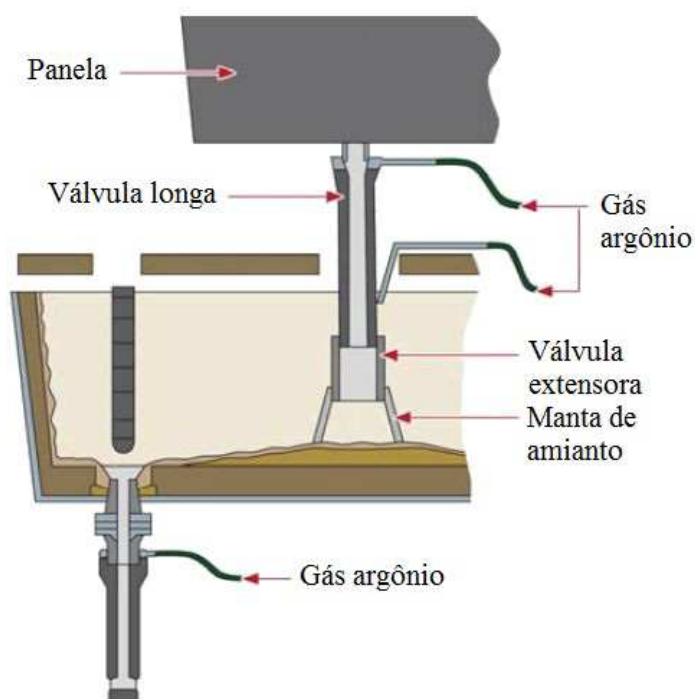


Figura 3.7: Esquema ilustrativo de distribuidor com extensor de válvula longa. Fonte: WÜNNENBERG e CAPPE (2009);

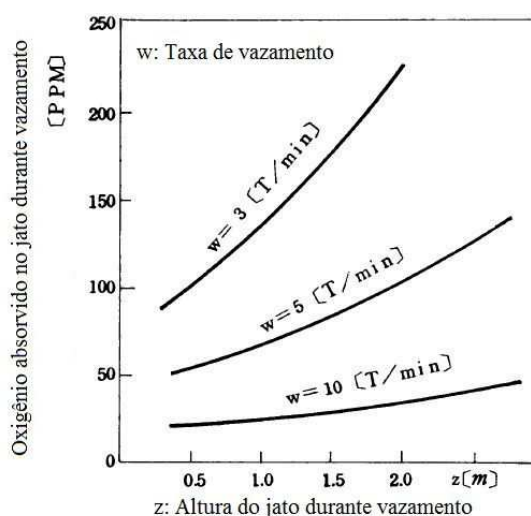


Figura 3.8: Efeito da altura do jato e da vazão de enchimento sobre a absorção de oxigênio pelo jato de aço. Fonte: SUZUKI *et al.* (1983).

Há diferentes abordagens para prevenir a contaminação do aço por particulado dos refratários.

BONILLA (1995) recomenda a utilização de tampão para controlar a velocidade lingotamento. Esse método de controle permite fechar o veio durante o início do vazamento da panela, o que impede a entrada direta de aço no molde junto com detritos do refratário.

HAYDEN e BARNES (1996) comentam em seu trabalho a utilização de *starter tubes*, tubos metálicos que elevam o nível do distribuidor em torno de um pé (0,3048m). Esses tubos atrasam a entrada inicial do aço no molde (aproximadamente 45 segundos) e assim limitam a entrada de detritos refratários no molde durante o enchimento inicial.

NADIF *et al.* (2004), citados por NADIF *et al.* (2007), apontam a prática de pré-aquecimento não-oxidante do distribuidor como forma de prevenir a formação de espuma que ocorre durante o pré-aquecimento oxidante do distribuidor.

Há duas maneiras de preparar os refratários do distribuidor para seu uso, isto é, de executar a partida do distribuidor: partida a quente ou partida a frio. No partida a quente, os refratários do distribuidor são pré-aquecidos até uma elevada temperatura antes de

seu uso. Já na partida a frio, os refratários do distribuidor são apenas secos e a partida do distribuidor ocorre com seus refratários à temperatura ambiente.

A forma de partida do distribuidor interfere na quantidade de umidade presente em seus refratários durante o enchimento do distribuidor e consequentemente influencia na reoxidação do aço e no *pick-up* de hidrogênio que ocorrem no início do lingotamento. No entanto não há consenso na literatura sobre o assunto.

Resultados de LEHMANN, BOHER e KAERLE (1996), citados por NADIF *et al.* (2007), mostram que refratários queimados a 1200°C, por possuírem menor umidade, promovem menor reoxidação do aço que refratários secos a 180°C. Para SASAI e MIZUKAM (2000), a reoxidação do aço associada à umidade presente em refratários pré-aquecidos é desprezível.

Já ANDRADE *et al.* (2003), após a implantação da partida a frio, obtiveram redução de 25% em defeitos associados a bolhas de hidrogênio formadas durante a solidificação do aço. Segundo os autores, a combustão de gás natural durante o pré-aquecimento de distribuidor com partida a quente forma umidade que se deposita nos dutos refratários.

São formas de prevenir a contaminação durante trocas de panela a inertização do distribuidor, utilização de inibidor de turbulência e supressor de vórtices no distribuidor, uso de detector de passagem de escória entre a panela e o distribuidor, projeto de refratários que retarde a formação de vórtices durante o fim da drenagem da panela e o condicionamento da escória da panela. Se o distribuidor for mantido na troca, o jato de aço deve permanecer protegido. Se o distribuidor for trocado, o material residual no distribuidor deve ser inertizado ou retirado para o reuso do equipamento (KIMURA *et al.*, 1994; KAWASAKI STEEL CORPORATION, 1997; CARBONI *et al.*, 2007; NAKASHIMA e TOH, 2013, RICHAUD, 2014).

Caso praticada, a abertura de panela com válvula longa imersa no banho deve ser feita com cautela e refratários apropriados devido ao risco de penetração e vazamento de aço pelas juntas da válvula (FLOGATES LIMITED, 1989; SAHAI e EMI, 2007; RICHAUD, 2014). Esse tipo de acidente provoca danos a equipamentos, paralisação da produção, ferimentos em funcionários e mortes (CHEVRAND, 2004).

O problema de qualidade do aço durante o encerramento do lingotamento pode ser amenizado pelo método proposto por KANDA *et al.* (1992), e citado por SAHAI e EMI (2007), em que a velocidade de lingotamento é mantida constante durante o esvaziamento do distribuidor e em que não é feito congelamento do aço no molde.

3.4 Interação entre Aço Líquido e Ar

Quando em contato, aço líquido absorve componentes do ar. A extensão da contaminação e suas consequências dependem de diversos fatores tais como composição química do aço, forma de interação aço-ar e temperatura. Primeiramente, serão analisados aspectos termoquímicos. Em seguida será revisada a simulação física e matemática da interação entre aço e ar. Por fim, serão discutidos os trabalhos de Sasai e colaboradores (SASAI e MIZUKAMI, 1996b; SASAI e MIZUKAMI, 1998; SASAI e MIZUKAMI, 2000; SASAI e MIZUKAMI, 2011; SASAI e MATSUZAWA, 2012) sobre oxidação do aço.

3.4.1 Aspectos termoquímicos

A termodinâmica da interação dos principais componentes do ar (nitrogênio, oxigênio e vapor de água) com o aço líquido é razoavelmente bem conhecida (FRUEHAN, 2003; COSTA E SILVA, 2007; TURKDOGAN, 2010). Maiores incertezas permanecem no cálculo do equilíbrio entre o oxigênio e elementos desoxidantes presentes no aço, como o alumínio, cálcio e o magnésio (KANG *et al.*, 2009; GÓMEZ *et al.*, 2009; PISTORIUS, VERMA e FRUEHAN, 2011).

FARRELL *et al.* (1970), citados por MCLEAN e SOMMERVILLE (1981), apontam que produtos de reoxidação são usualmente muito maiores do que os produtos de desoxidação encontrados no lingotamento e tendem a ser ricos em elementos com baixa afinidade pelo oxigênio. Exemplos são inclusões com silício e manganês em aços acalmados ao alumínio.

De acordo com MCLEAN e SOMMERVILLE (1981), o carbono dissolvido no aço apresenta efeito protetivo contra a reoxidação do aço pelo ar atmosférico. Esse efeito deve-se à reação do carbono com parte do oxigênio absorvido e a geração de gás redutor CO, que forma uma camada protetora e inibe a entrada de oxigênio no aço. Tal

mecanismo foi comprovado na prática por MATSUNAGA *et al.* (1973) e OHNO *et al.* (1975), citados por MCLEAN e SOMMERVILLE (1981).

GOTO e MIYAZAWA (1998) estudaram a reoxidação do aço em distribuidor provocada pelo pó de cobertura. Para aço não desoxidado (acalmados ao manganês), não são formadas inclusões não-metálicas e o teor de oxigênio solúvel apenas aumenta. Já para aços acalmados ao alumínio, há formação de alumina, mas a maioria das inclusões flota.

RUBY-MEYER, LEHMANN e GAYE (2000) estenderam o modelo de escórias do *software* termodinâmico CEQCSI (IRSID) para sistemas contendo titânio. A partir do uso do CEQCSI, os autores mostraram que, em aços IF acalmados ao alumínio e estabilizados ao titânio, o produto de desoxidação estável é a alumina. No entanto, o abaixamento local do teor de alumínio no aço devido à reoxidação torna possível a formação de óxidos de titânio. Segundo BURTY *et al.* (1997) e BURTY *et al.* (2005), citados por NADIF *et al.* (2007), essas inclusões com titânio levam ao agravamento do *clogging* e a flutuações do nível do molde. A lingotabilidade também deteriora, em aços inoxidáveis estabilizados ao Ti, por Inclusões de TiN oriundas do *pick-up* de nitrogênio.

WANG e BECKERMANN (2006) realizaram cálculos termodinâmicos com o *software* Thermo-Calc para prever a composição de inclusões oriundas da reoxidação do aço líquido pelo ar durante o processo de fundição. Dois modelos para comportamento de solutos foram considerados: regra da alavanca e análise do tipo Scheil. Foi ilustrada a dependência da composição das inclusões em relação à composição química do aço, a quantidade de ar absorvido pelo aço e a temperatura do sistema. Em seus resultados, as fases presentes nas inclusões (Al_2O_3 , SiO_2 , $\text{Al}_6\text{Si}_2\text{O}_{13}$, Mn_2SiO_4 , etc) dependeram fortemente do modelo de soluto empregado enquanto a composição simplificada das mesmas (Al_2O_3 , SiO_2 , MnO , etc) foi pouco sensível ao modelo de soluto utilizado.

MADIAS e MORENO (2014) revisaram estratégias contra a reoxidação do aço durante o lingotamento de tarugos com válvula reguladora calibrada. De acordo com os autores, no lingotamento com jato aberto e uso de óleo como lubrificante, a reoxidação do aço no molde leva à formação de macroinclusões que flutam e dão origem uma escória sobrenadante. Essa escória ocasiona defeitos superficiais e rompimentos de veio, em particular se ocorrer precipitação de fases sólidas (sílica ou alumina). Simplificadamente,

em aços acalmados ao Si-Mn, há formação de sílica sólida se $\%Mn/\%Si < 3$. Já a formação de alumina ocorre tipicamente em aços baixo-carbono em que se faz desoxidação com Al no molde sem risco de *clogging*.

3.4.2 Modelamento físico e matemático

Por meio de décadas de estudo voltados à cinética das reações entre gases e o ferro líquido, aprendeu-se muito sobre os mecanismos controladores e as constantes cinéticas das reações (BELTON e HUNT, 1993; FRUEHAN *et al.*, 2000; FRUEHAN, 2003). No entanto, nosso conhecimento no tema é ainda restrito.

Por um lado, a quantidade de sistemas estudados e a faixa de composição química analisada são limitadas. Por outro, é comum uma divergência expressiva entre os valores dos parâmetros cinéticos obtidos por diferentes autores. Também não há consenso acerca do modelo mais apropriado para expressar o efeito de elementos tensoativos. Outro ponto de incerteza é a provável dependência das constantes cinéticas em relação ao aparato experimental usado (BAN-YA *et al.*, 1988; SIMENTO, HAYES e LEE, 1998; NAGASAKA, FRUEHAN e CRAMB, 2003).

CHOH e INOUE (1973) elaboraram modelo cinético para prever as taxas de absorção de oxigênio e hidrogênio no aço líquido a partir do vapor de água. Foram consideradas pressões parciais de água entre 0,0032atm e 0,1atm. Assumiu-se que o vapor de água dissocia em hidrogênio e oxigênio elementar na interface gás-metal, sendo que suas pressões parciais estão em equilíbrio.

CHOH e INOUE (1979) estudaram a taxa de absorção de oxigênio em ferro líquido por um modelo cinético que leva em conta a formação de óxido de ferro na interface gás-metal. Nos experimentos realizados, soprou-se mistura de Ar-O₂ sobre a superfície de banhos de ferro agitados. Foi comprovado que a maior parte da absorção de oxigênio pelo ferro ocorre na região da superfície sem óxido, embora parte do oxigênio forme óxido de ferro na interface e posteriormente se dissolva no banho.

Por meio de modelamento físico com água, MCLEAN e SOMMERVILLE (1981) investigaram o mecanismo de entranhamento de ar durante o vazamento de jatos de aço. MCKEOGH e ERVINE (1981) propuseram um método semi-empírico para estimar a

magnitude do entranhamento de ar em jatos de água. Já IWATA, CHOH e INOUE (1982) desenvolveram um equacionamento que se aplica a jatos de diferentes líquidos. O tema é complexo e foi revisado em detalhes por BIN (1993).

CHOH, IWATA e INOUE (1982) utilizaram seu modelo para estimar a reoxidação de jatos de aço em diferentes circunstâncias: enchimento de lingoteiras, vazamento de panela em distribuidor e de distribuidor em molde. Os valores obtidos apresentaram razoável concordância com dados da literatura. Por meio de considerações cinéticas, os autores concluíram que todo oxigênio do ar que adentra o aço é absorvido.

CHOH, IWATA e INOUE (1983) aplicaram seu modelo para estimar a absorção de oxigênio e nitrogênio durante o vazamento de convertedor. Para a cinética de nitrogenação, assumiu-se controle misto: reação química e transferência de massa na fase líquida. Seus resultados mostram que o coeficiente de transferência de massa na fase líquida é elevado devido à vigorosa agitação do banho pelo jato de aço, sendo que esse parâmetro afeta pouco a absorção de nitrogênio para altas concentrações de oxigênio no aço. Por meio de comparação com dados industriais da literatura, constatou-se que para baixos teores de oxigênio no aço, praticamente todo nitrogênio do gás que adentra o aço é absorvido.

SUZUKI *et al.* (1983) obtiveram boa concordância entre medições industriais da reoxidação do aço durante o enchimento de distribuidor e os valores preditos pelo modelo de CHOH, IWATA e INOUE (1982).

BAN-YA *et al.* (1988), a partir de experimentos e análise de dados disponíveis na literatura, propuseram dois modelos cinéticos para a dessorção (ou absorção) de nitrogênio do aço líquido. Cada um dos modelos se ajusta melhor a uma determinada faixa de composição química do aço. Equações similares foram desenvolvidas por BYRNE e BELTON (1983), HARASHIMA *et al.* (1987), GOLDSTEIN e FRUEHAN (1999), NAGASAKA, FRUEHAN e CRAMB (2003) e TURKDOGAN (2010).

BECKERMANN (1992) analisou teoricamente a aplicabilidade de modelos com água para estudar a reoxidação de aço durante seu vazamento em fundição. Há grande incerteza em como quantificar as propriedades superficiais do sistema metálico. Caso essa dificuldade seja superada, será possível prever o entranhamento de ar em um modelo 1:1.

Entretanto há poucas esperanças que se consiga modelar com água as reações de oxidação do aço.

FRUEHAN *et al.* (1992) estudaram a taxa de descarburização de ferro líquido saturado em carbono por vapor de água. Foi considerado controle de reação química por dissociação de H_2O e foram feitas correções devido à influência da transferência de massa na fase gasosa sobre a cinética global. Segundo os autores, é esperado que a constante cinética levantada também possa ser aplicada ao ferro líquido. Trabalhos similares foram feitos por NAGASAKA e FRUEHAN (1994) e SIMENTO, HAYES e LEE (1998).

SASAKI e BELTON (1998) concluíram de seus experimentos que a dependência na atividade de elementos tensoativos (enxofre, oxigênio e selênio) da cinética das reações de CO_2 e H_2O com ferro líquido é similar.

GOLDSTEIN e FRUEHAN (1999) desenvolveram modelo matemático para controle do teor de nitrogênio no aço líquido durante o refino primário em aciaria a oxigênio. O modelo considera que a taxa de transferência de nitrogênio na superfície do aço é de controle misto por reação química e transferência de massa de nitrogênio no líquido. A evolução dos teores de enxofre e oxigênio no aço também foi modelada devido à influência desses elementos sobre a constante cinética da reação de nitrogenação.

LAUX e JOHANSEN (1999) elaboraram uma abordagem CFD para estudar a entrada de ar que ocorre durante o vazamento de aço do forno-elétrico ou convertedor em panela. Na abordagem proposta, a simulação é feita em duas etapas separadas. Na primeira, a taxa de entranhamento de ar é prevista por um modelo VOF (*Volume of Fluid*), destinado a simulações com fases estratificadas. Na segunda etapa, o perfil de escoamento e de dispersão das bolhas é previsto por um modelo euleriano-granular, destinado a simulações com fases dispersas. No segundo modelo, a taxa de entranhamento de ar é especificada como condição de contorno. Os autores também propuseram uma equação diferencial parcial para o cálculo local do diâmetro médio de bolha.

HIRT (2003) desenvolveu um modelo para prever o entranhamento turbulento de ar em escoamentos com superfície livre. O modelo considera que a entrada de ar é provocada por distúrbios turbulentos na superfície do fluido e ocorre quando a energia cinética turbulenta local é suficiente para vencer as forças estabilizadoras devido à gravidade e a

tensão interfacial. O modelo foi calibrado e validado com dados da literatura. Para uma descrição detalhada da turbulência em superfícies livres e o papel estabilizante das forças de gravidade e tensão interfacial, ver BROCCINI e PEREGRINE (2001).

FRUEHAN e MISRA (2005) estudaram o controle de hidrogênio e nitrogênio no aço líquido. A contaminação do aço durante o vazamento na panela foi modelada matematicamente. Considerou-se controle misto (reação química e transporte de massa na fase líquida) para a absorção dos dois gases e a área de reação foi predita por CFD.

MELENDEZ, CARLSON e BECKERMANN (2010) modelaram a reoxidação do aço líquido pelo ar na fundição por molde de areia. O modelo desenvolvido é capaz de prever o escoamento e a solidificação do aço, a formação local de inclusões na superfície do aço e a trajetória das inclusões até sua posição final na peça solidificada. Foi assumido controle da taxa de absorção de oxigênio por transferência de massa de oxigênio na fase gasosa. A espessura da camada limite de difusão foi modelada em termos da velocidade local do aço e de um comprimento característico, que foi usado como parâmetro de ajuste do modelo.

HIRT (2012) aprimorou seu modelo previamente elaborado e confrontou seus resultados com novos dados da literatura. Segundo o autor, o modelo é sensível à intensidade de turbulência do fluido que adentra o domínio. No entanto, esse parâmetro, muitas vezes, não é conhecido com precisão. Assim a aplicação do modelo se torna qualitativa, como demonstrado por FLOW SCIENCE (2013) em simulação de fundição sob pressão de alumínio. A influência da intensidade de turbulência na entrada sobre a magnitude do entranhamento turbulento de ar em jatos de água é verificada experimentalmente (MCKEOGH e ERVINE, 1981), entretanto HIRT (2012) não demonstrou se seu modelo é capaz de captar essa relação corretamente.

HÄNSCH *et al.* (2012) propuseram uma abordagem CFD promissora que permite simular a transição entre fases estratificadas e fases dispersas. Embora a aplicação citada pelos autores não seja metalúrgica, a abordagem proposta pode ser usada para simular a incorporação de ar no aço.

LOU e ZHU (2014) desenvolveram um modelo numérico (CFD) para prever a dessulfuração do aço em panela sob agitação por argônio. O modelo contempla o

escoamento do aço, a dispersão de diversos elementos de liga no aço, as reações desses elementos com a escória e a absorção de oxigênio atmosférico e reações de oxidação através do olho na escória. Em todos os casos, considerou-se controle de reação misto por transferência de massa nas duas fases envolvidas na reação. Os coeficientes de transferência de massa foram calculados em função do parâmetro ϵ (taxa de dissipação da energia cinética turbulenta) previsto pelo modelo de turbulência. O modelo foi calibrado para reproduzir o teor de enxofre medido industrialmente em função das composições químicas do aço e da escória.

Para o presente autor, a aplicabilidade para cada reação química do equacionamento usado por LOU e ZHU (2014) necessita ser investigada com cautela. O modelo cinético utilizado foi derivado teoricamente por LAMONT e SCOTT (1970) para prever a transferência de massa gás-líquido em regime de borbulhamento. Seu uso em superfícies de tanques agitados não é recomendado por LAMONT e SCOTT (1970), pois seu modelo ignora a deformação da superfície e a consequente importância da tensão interfacial. A presença de elementos tensoativos na interface também precisa ser considerada (HUA e PARLEE, 1982).

De fato, em experimento de absorção de gás em modelo físico de panela de aciaria, TANIGUCHI, MATSUKURA e KIKUCHI (2000) verificaram que o modelo de LAMONT e SCOTT (1970) prevê adequadamente o coeficiente de transferência de massa na região da pluma, mas superestima a transferência de massa na superfície do banho.

Outro ponto de incerteza na abordagem de LOU e ZHU (2014) é a interpretação física do parâmetro ϵ de modelos de turbulência do tipo $k-\epsilon$. Segundo WILCOX (1993), a relação entre a equação modelada para ϵ nesses modelos e sua forma exata é tão tênue que não deve ser considerada seriamente.

3.4.3 Trabalhos de Sasai e colaboradores (SASAI e MIZUKAMI, 1996b; SASAI e MIZUKAMI, 1998; SASAI e MIZUKAMI, 2000; SASAI e MIZUKAMI, 2011; SASAI e MATSUZAWA, 2012) sobre oxidação do aço

SASAI e MIZUKAMI (1996b) investigaram os efeitos da agitação do banho e da composição química do aço sobre a taxa de oxidação do aço líquido por meio de experimentos em fornos de laboratório. Os autores concluíram que a taxa de oxidação do

aço não desoxidado (ferro eletrolítico) não é afetada pela agitação e é controlada pela difusão de oxigênio na fase gasosa. Para o aço acalmado ao alumínio em repouso, a taxa de oxidação é controlada pela difusão de oxigênio no filme de óxido formado (FeAl_2O_4 e FeO). Já para o aço acalmado ao alumínio sob agitação, a oxidação é controlada pela difusão de oxigênio na fase gasosa.

WANG e BECKERMANN (2006) reanalisaram os resultados experimentais de SASAI e MIZUKAMI (1996b). Os autores observaram que, nos casos de controle de reação por difusão de oxigênio na fase gasosa, a agitação do banho eleva apreciavelmente a taxa de oxidação do aço, para uma mesma pressão parcial de oxigênio na atmosfera. Esse fenômeno foi explicado pela redução da espessura da camada limite de difusão por meio da agitação.

Para o presente autor, no entanto, a questão ainda necessita de maior investigação, pois os experimentos com agitação do banho foram realizados em aparatos diferentes dos experimentos com aço em repouso. De fato, SASAI e MIZUKAMI (1996b) apontaram que para o aparato usado nos experimentos com aço em repouso, a agitação eletromagnética do banho apenas quebra a escória formada. Assim, para o mesmo aparato, a taxa de oxidação do aço acalmado ao alumínio sob agitação é a mesma do aço não desoxidado em repouso.

Através de experimentos em laboratório, SASAI e MIZUKAMI (1998) investigaram o efeito do pó de cobertura de distribuidor e do vazamento de aço sobre a oxidação do aço no distribuidor. Seus resultados mostraram que a taxa de oxidação do aço coberto pelo pó de distribuidor pode ser explicada pelo controle por transferência de massa de oxigênio no pó de cobertura. Já a taxa de oxidação durante o vazamento pode ser explicada por um modelo que considera controle por transferência de massa de oxigênio na fase gasosa e aumento da área de reação devido à agitação.

SASAI e MIZUKAMI (2000) aplicaram com sucesso seu modelo cinético desenvolvido em trabalhos anteriores para prever a reoxidação do aço pelo ar em distribuidor industrial. Os autores também estimaram a reoxidação do aço pelo de *pick-up* de nitrogênio através de um modelo cinético que considera controle por reação química. Foi obtida boa concordância entre o valor calculado pelo *pick-up* de nitrogênio e a reoxidação do aço

relativa à região de vazamento, que estava descoberta do pó de cobertura. No entanto, os autores consideraram difícil identificar se houve ou não reoxidação do aço pelo ar apenas pelo *pick-up* de nitrogênio.

SASAI e MIZUKAMI (2011) desenvolveram novo modelo cinético para calcular a oxidação do aço causada por um sopro de gás inerte sobre a superfície do aço em atmosfera oxidante. Os autores consideraram controle da reação por transferência de massa de oxigênio na fase gasosa e levantaram expressões para estimar a pressão de oxigênio no jato de gás que atinge o banho e o coeficiente de transferência de massa para o processo.

SASAI e MATSUZAWA (2012) estudaram experimentalmente a oxidação de aços acalmados ao Ti e ao Ti-Al e compararam os resultados com aqueles da oxidação de aço acalmado ao Al obtidos no passado. Em repouso, a taxa de oxidação de aços acalmados ao Al e Ti-Al é mais lenta e é controlada por transferência de massa de oxigênio no filme de óxido formado na superfície do banho. Já a taxa de oxidação de aço acalmado ao Ti em repouso é controlada por transferência de massa de oxigênio na fase gasosa. Sob agitação, a oxidação de aços acalmados ao Ti e ao Ti-Al se torna mais rápida que do aço acalmado ao Al para pressões parciais de oxigênio acima de 10kPa. Esse fenômeno foi explicado pela aceleração da transferência de massa de oxigênio na fase gasosa devido à evaporação ativa de ferro em aços acalmados ao Ti e Ti-Al, que cria distúrbios na superfície do banho maiores que os presentes em aços acalmados ao Al.

O mecanismo de vaporização aumentada por gás oxidante, invocado por SASAI e MATSUZAWA (2012), considera um processo de transporte em contracorrente, no qual o vapor metálico é oxidado continuamente por oxigênio ambiente formando fino pó em suspensão. Esse mecanismo foi proposto por TURKDOGAN, GRIEVESON e DARKEN (1963) para explicar a dependência da taxa de vaporização de metais líquidos com a pressão parcial de oxigênio em atmosfera composta por argônio e oxigênio. Segundo TURKDOGAN (2010), o mecanismo proposto é o principal responsável pela formação de fumos óxidos em todos os processos pirometalúrgicos.

Para o presente autor, é possível que o fenômeno de turbulência interfacial tenha papel importante na compreensão da taxa de oxidação anômala de aços acalmados ao Ti e Ti-Al.

Como comprovado experimentalmente por HAYAKAWA, CHOH e INOUE (1982), espera-se que a taxa de vaporização de metais líquidos seja reduzida pela presença de elementos tensoativos dissolvidos devido à ocupação de sítios na superfície do metal por esses elementos. Entretanto SAHOO, COLLUR e DEBROY (1988) observaram que as taxas de vaporização isotérmica de gotas de ferro e cobre em atmosfera inerte à baixa pressão foram aumentadas pela presença de oxigênio ou enxofre (elementos tensoativos). Essa observação foi atribuída pelos autores à turbulência interfacial.

Quando um soluto com atividade superficial, como o oxigênio no aço líquido, é transferido através de uma interface, gradientes instáveis de tensão interfacial ocorrem, o que gera um movimento “espontâneo” da interface. Esse fenômeno, conhecido como turbulência interfacial, interfere nas taxas de transferência de massa através da interface (SZEKELY, 1979).

SASAI e MATSUZAWA (2012) observaram nos experimentos com aços acalmados ao Ti, em repouso ou sob agitação, que grande quantidade do óxido formado na superfície do aço moveu-se para as paredes do cadinho de forma a deixar a superfície do banho desprotegida. Em especial nos ensaios sob agitação, foi observado que à medida que a pressão parcial de oxigênio no gás era aumentada, os óxidos se moveram muito rapidamente e que grande quantidade de vapor metálico era formada, de modo que a superfície do banho tornou-se turva em marrom-avermelhada.

Tal descrição assemelha-se àquela feita por BRIMACOMBE e WEINBERG (1972) em ensaios de oxidação de metais líquidos (cobre, estanho e ferro), no qual se fez injeção de oxigênio gasoso por uma lança posicionada sobre a superfície do banho. Os autores observaram que porções do óxido formado se movimentaram rapidamente para regiões distantes da lança. Experimentos com injeção de argônio mostraram que o *momentum* do jato não era suficiente para movimentar tão rapidamente partículas de óxido sobre a superfície do banho. Assim o fenômeno foi atribuído à turbulência interfacial (efeito Marangoni).

3.5 A Inertização de Distribuidor

A ideia do processo de inertização de distribuidor, esquematizado na figura 3.9, é a substituição da atmosfera reativa do distribuidor (composta de ar) por outra inerte em relação ao aço (por exemplo, de argônio).

Em primeiro momento, serão revisados trabalhos da literatura que descrevem, citam ou recomendam a utilização da inertização de distribuidor. Esse item também situará a posição da inertização de distribuidor no mundo. Informações sobre dimensionamento (vazão de gás inerte, volume do distribuidor, etc) foram omitidas e serão tratadas posteriormente na seção 3.5.5.

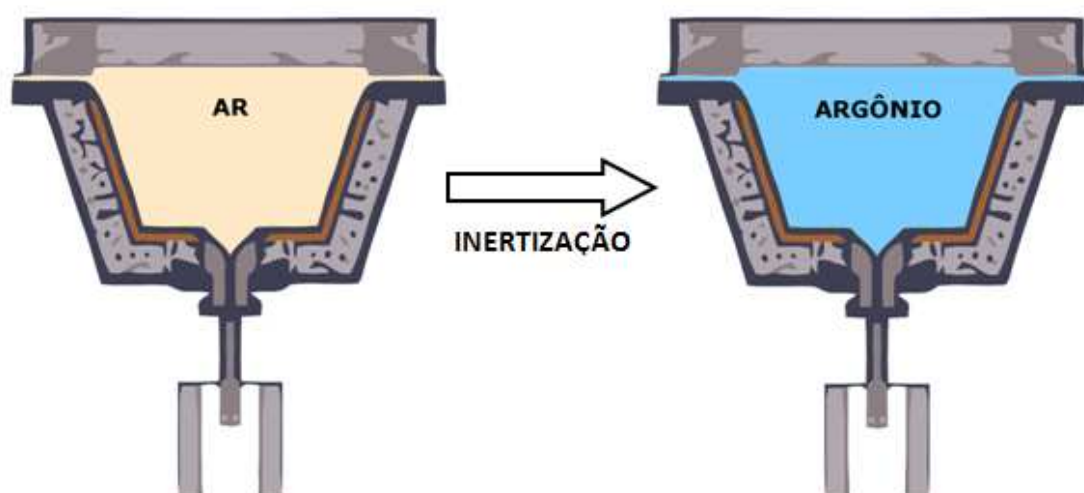


Figura 3.9: Esquema ilustrativo para processo de inertização de distribuidor.

3.5.1 Trabalhos Relacionados à Inertização de Distribuidor

A utilização de argônio como forma de proteger o aço líquido do contato com o ar é anterior ao estabelecimento do lingotamento contínuo como principal rota de solidificação de aços. A figura 3.10 apresenta a evolução da participação de mercado do lingotamento contínuo na produção mundial de aço bruto.

Nos anos 60, foi iniciada a utilização de gás inerte para prevenir a reoxidação no lingotamento convencional. HOFFMAN *et al.* (1961a), ADILSTAM *et al.* (1966) e

ERICSSON (1968), citados por MCLEAN e SOMMERVILLE (1981), obtiveram melhorias na limpidez do aço ao protegerem o jato de alimentação de lingoteiras com argônio.

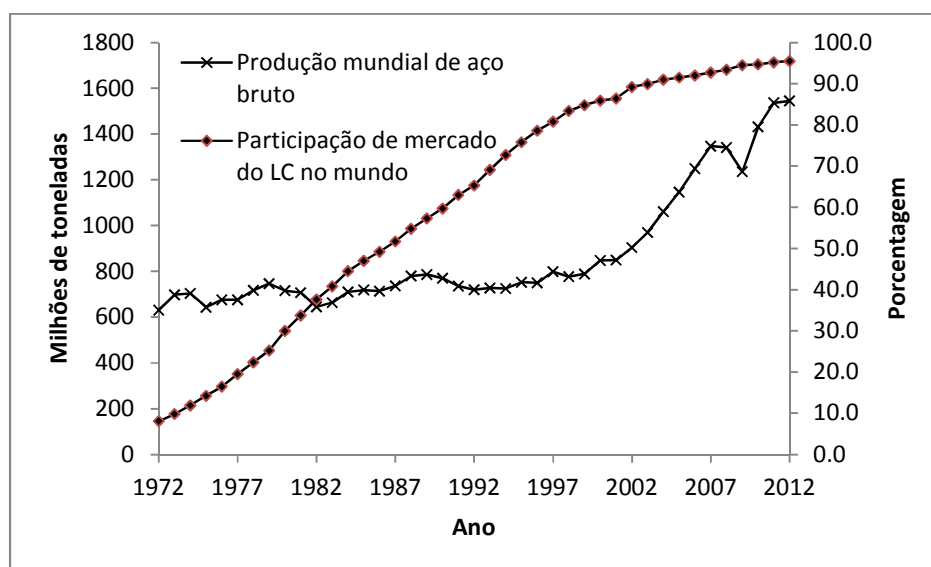


Figura 3.10: Evolução da produção mundial de aço bruto e da participação de mercado do lingotamento contínuo (LC). Fontes: INTERNATIONAL IRON AND STEEL INSTITUTE (1982), IISI (1992), IISI (2002), WSA (2012) e WSA (2013).

A patente da UNION CARBIDE CORPORATION (1969), empresa estadunidense, foi o primeiro registro encontrado de um sistema de inertização de distribuidores de forma similar à utilizada atualmente. Embora a patente foque na proteção do jato entre o distribuidor e o molde, é apresentado um esquema (figura 3.11) da inertização através da injeção de argônio gasoso pela tampa do distribuidor.

Nos anos 70, trabalhos focaram na reoxidação acarretada pela prática de jato aberto no lingotamento contínuo. MATSUNAGA *et al.* (1973), LEITES *et al.* (1974), TAMAMOTO *et al.* (1976) e MERCER e MCPHERSON (1979), citados por MCLEAN e SOMMERVILLE (1981), sugerem a utilização de jato protegido, cortina de argônio ou uma combinação de ambos para reduzir a reoxidação entre o distribuidor e o molde. MATSUNAGA *et al.* (1973), da Sumitomo (usina de Kokura, Japão), também estudaram o uso de propano ou nitrogênio como gases inertes alternativos.

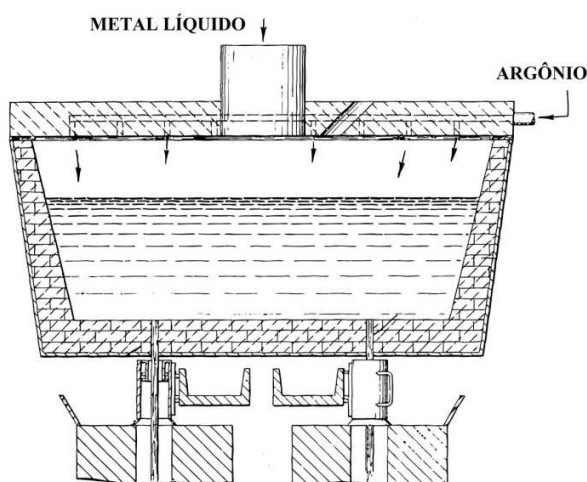


Figura 3.11: Esquema de patente para proteção do jato entre distribuidor e molde. Também é mostrado um sistema de inertização através da injeção de argônio gasoso pela tampa do distribuidor. Fonte: Adaptado de UNION CARBIDE CORPORATION (1969).

Nos anos 80, a prática de inertização de distribuidores começou a disseminar industrialmente.

NURI *et al.* (1983), da *Nippon Steel Corporation* (usina de *Hirorata*, Japão), propuseram a injeção de argônio gasoso combinada pelo fundo e pela tampa do distribuidor durante todo o lingotamento. O distribuidor foi mantido completamente selado e a utilização de palha queimada como isolante térmico foi suprimida devido ao seu alto teor de carbono. Com a solução proposta (figura 3.12), o autor reduziu o *pick-up* de nitrogênio e carbono no distribuidor, elevou a eficiência de flotação de inclusões do equipamento e diminuiu o nível inclusional nas placas lingotadas.

UESUGI (1985), da *Sanyo Special Steel* (Japão), realizou a inertização de um distribuidor completamente selado como uma das medidas para aumentar a limpidez de aços para rolamento. A figura 3.13 apresenta um esquema da solução usada. Foram atingidos teores de oxigênio residuais no ar menores que 0,1% após a purga com gás inerte (Ar ou N₂). A solução adotada permitiu a obtenção de aços com teor médio de oxigênio total de

5,8ppm. Os problemas de *clogging* também foram eliminados, o que possibilitou um recorde de 68 corridas sem interrupção para um distribuidor com mesma válvula.

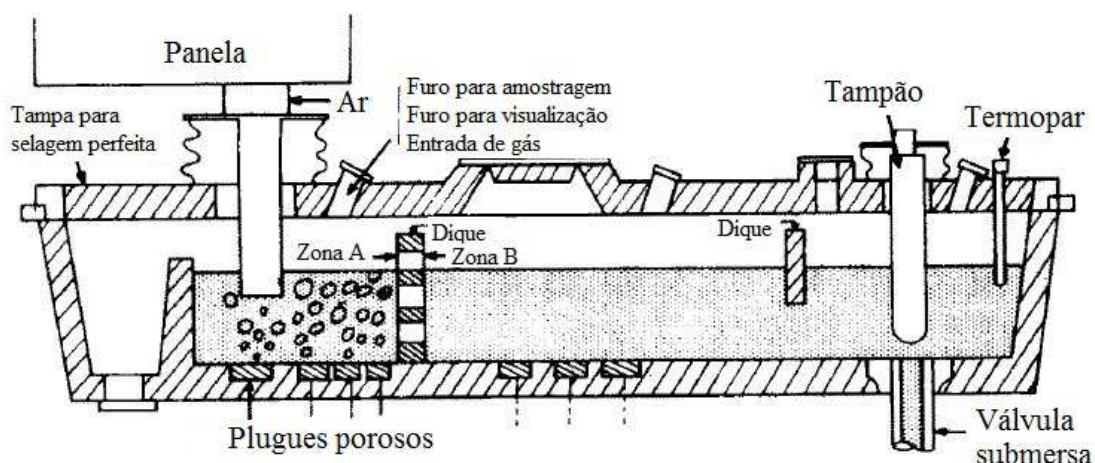


Figura 3.12: Esquema ilustrativo de sistema de inertização da *Nippon Steel Corporation* com injeção de argônio gasoso pelo fundo (zona A ou B) e pela tampa. Fonte: NURI *et al.* (1983),

AIR LIQUIDE (1988), empresa francesa, patenteou um sistema de inertização para distribuidor de lingotamento contínuo pela injeção de material condensado (gelo seco ou argônio líquido). O processo é realizado em duas etapas: limpeza e manutenção. A etapa de limpeza é feita antes do início do vazamento e visa obtenção de teores de oxigênio residuais menores que 0,5% na base do jato. A etapa de manutenção é feita no período compreendido entre o início do vazamento e a proteção completa do jato. São utilizadas vazões menores nesta etapa que objetiva manter as baixas concentrações de oxigênio alcançadas na etapa anterior. A figura 3.14 ilustra a montagem utilizada.

Nos anos 90, a inertização de distribuidores se tornou popular. Desde então, diversos trabalhos recomendam, citam ou descrevem a utilização da inertização de distribuidores.

Dados de IRITANI *et al.* (1990), citados por SAHAI e EMI (2007), indicam que a japonesa Kobe Steel utiliza vazões de gás inerte (primariamente argônio) na faixa de 100-300Nm³/h para manter seu distribuidor de 80t inertizado ($O_2 < 0.5\%$) durante toda a corrida. O argônio pode ainda ser misturado com nitrogênio, caso o aço produzido não possua

restrição a esse elemento, para aumentar a potência de seu sistema de aquecimento de distribuidor com arco plasma de corrente alternada.

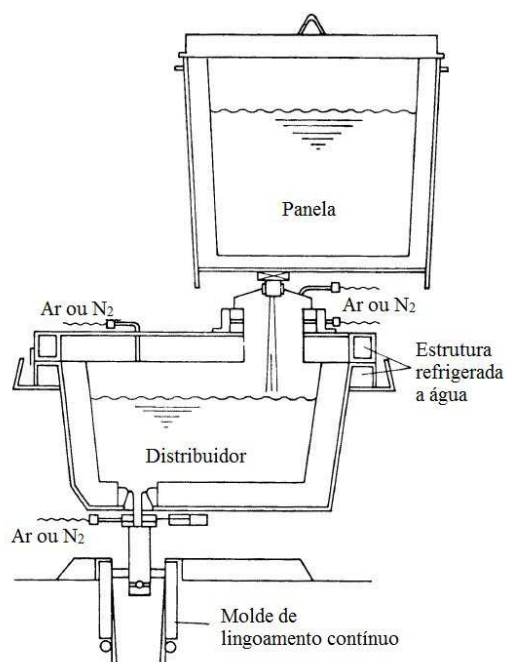


Figura 3.13: Esquema ilustrativo de sistema de inertização da *Sanyo Special Steel* com injeção de gás inerte pela tampa do distribuidor. Fonte: UESUGI (1985).

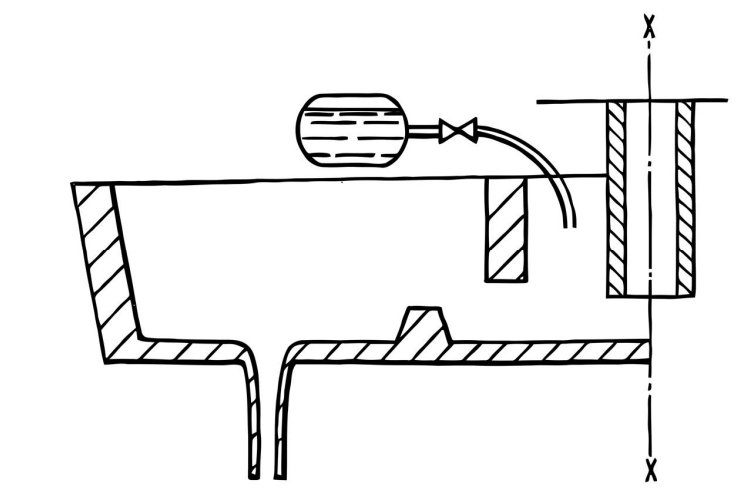


Figura 3.14: Esquema ilustrativo de sistema de inertização pela injeção de material condensado (gelo seco ou argônio líquido). Fonte: Adaptado de AIR LIQUIDE (1988).

Em sua patente, LABATE (1991) propôs diversos procedimentos para produção de aços ultra limpos no distribuidor, entre os quais a agitação do banho por injeção de gás inerte através de lanças, a selagem completa do distribuidor e sua a inertização. O distribuidor seria coberto por tampas segmentadas removíveis (figura 3.15). A inertização poderia ser feita pela injeção de gás inerte através dos injetores ou pela adição de um composto consumível, como o hexametileno, que reagiria com o aço líquido gerando um gás denso. Esse gás expulsaria o ar e tornaria a atmosfera dentro do distribuidor inerte.

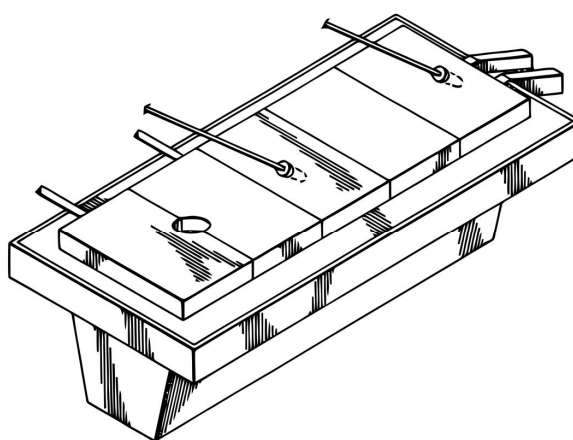


Figura 3.15: Esquema de distribuidor com tampas segmentadas removíveis e injetores de gás inerte. Fonte: Adaptado de LABATE (1991).

BANNENBERG e HARSTE (1993), da *Dillinger Hüttenwerke* (Alemanha), realizaram experimentos para averiguar a eficácia da inertização de distribuidores. Seu distribuidor possuía duas tampas. Essas deixavam uma grande abertura central, além de aberturas ao redor dos furos dos tampões e na porta de saída de escória (figura 3.16). Para minimizar a entrada de ar, foram confeccionadas tampas removíveis que fechavam a abertura central e as aberturas ao redor dos tampões (figura 3.17).

Testes a frio demonstraram a ineficiência do sistema proposto. A concentração de oxigênio foi reduzida apenas à metade da original, mesmo para tempos prolongados de purga, indicando grande entrada de ar. Para evitar esse fenômeno, as aberturas próximas à válvula longa e na porta de saída de escoria foram fechadas com material isolante feito de *Kaowool*. Testes a frio com a nova configuração mostraram redução da concentração de oxigênio no ar para 5% de seu valor inicial após três minutos de purga.

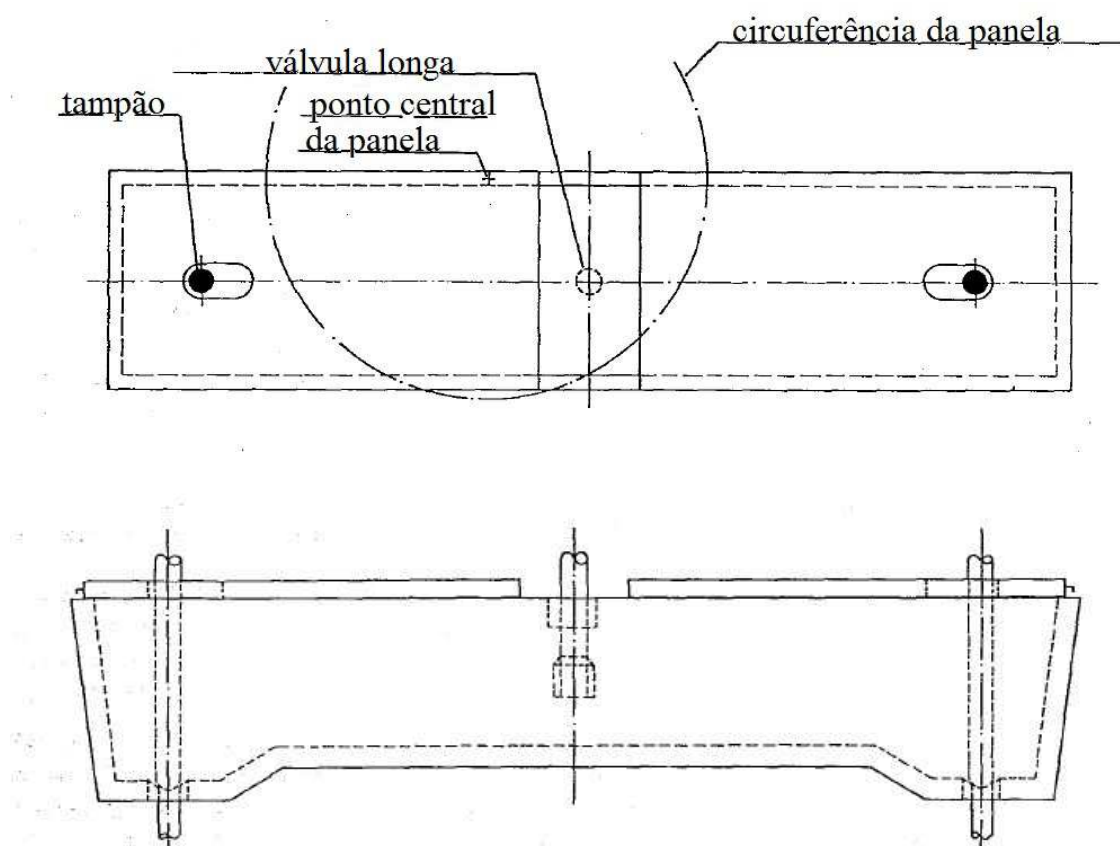


Figura 3.16: Vista de topo (imagem superior) e frontal (imagem inferior) do distribuidor da *Dillinger Hüttenwerke*. Destaque para as diversas aberturas nas tampas. Fonte: BANNENBERG e HARSTE (1993),

Após o sucesso com os testes a frio, BANNENBERG e HARSTE (1993) realizaram testes em condições reais de operação, isto é, com o distribuidor pré-aquecido. A inertização foi iniciada com os orifícios da tampa ainda abertos. Após o posicionamento da panela em seu local de operação, as aberturas na tampa foram fechadas. Depois de dois minutos de purga, a concentração de oxigênio no ar caiu para níveis desprezíveis. A queda mais rápida da concentração de oxigênio na inertização a quente é explicada pela expansão do argônio nesse tipo de operação.

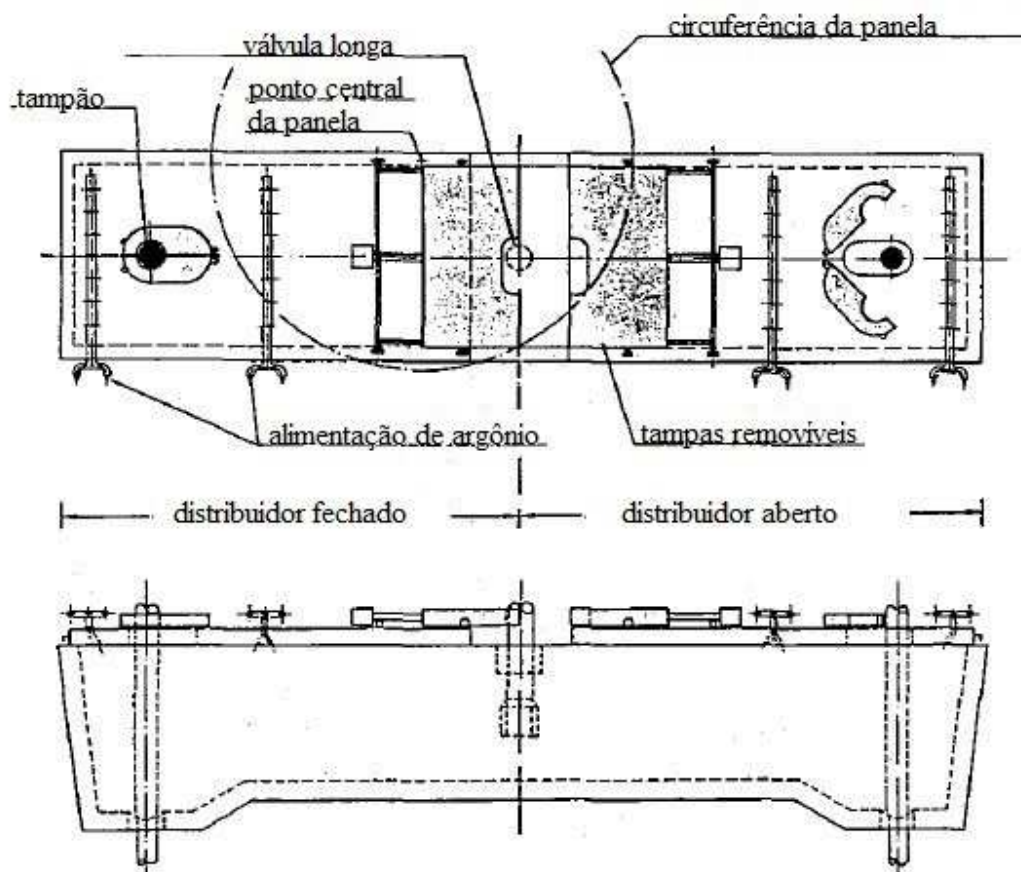


Figura 3.17: Solução de inertização do distribuidor da *Dillinger Hüttenwerke*. Vista de topo (imagem superior) e frontal (imagem inferior). Fonte: BANNENBERG e HARSTE (1993),

Com o sistema de inertização proposto, BANNENBERG e HARSTE (1993) obtiveram redução média do *pick-up* de nitrogênio no início da corrida de 27ppm para 5ppm. Já o *pick-up* de oxigênio total no início da corrida foi reduzido, em média, de 35ppm para 25ppm. A permanência da reoxidação no início da corrida foi atribuída à contaminação do aço por particulado proveniente do *gunning* do distribuidor ou da erosão de seu refratário.

TANAKA *et al.* (1993), da *Nippon Steel Corporation* (usina de Yawata, Japão), calcularam as contribuições dos seguintes mecanismos de contaminação do aço em um distribuidor inertizado com pressão parcial de oxigênio na atmosfera de 0,05atm: escória carregada da panela, dissolução do refratário e reoxidação pelo ar. Os autores concluíram que a principal fonte de contaminação é o ar, cujo efeito se intensifica durante os períodos

transientes. O efeito da escória carregada aumenta com o progresso das corridas devido ao seu acúmulo. Já a contribuição do refratário foi considerada desprezível.

KIMURA *et al.* (1994) revisaram as novas tecnologias de distribuidor utilizadas nas usinas *Nogoya*, *Yawata*, *Hirohata* e *Muroran* da *Nippon Steel Corporation* (Japão). Segundo os autores, o uso de detector de passagem de escória entre a panela e o distribuidor e a selagem do distribuidor (*tundish shield*) para prevenir a oxidação do aço líquido pelo ar foram introduzidas em várias usinas e estão se tornando equipamentos padrões em máquinas de lingotamento contínuo.

RIBOUD (1994), da *European Coal and Steel Community*, revisou os principais problemas de limpidez enfrentados pelo aço entre a panela e a válvula submersa e suas potenciais soluções. O autor aponta que a promoção e manutenção de uma atmosfera inerte no interior do distribuidor trouxeram benefícios sobre a reoxidação do aço em muitas usinas, sobretudo durante o início do lingotamento.

BANNENBERG (1995) realizou uma revisão sobre as práticas utilizadas na *Dillinger Hüttenwerke* (Alemanha) para produção de aços limpos. O autor cita a utilização da inertização de distribuidores. A figura 3.18 apresenta seus resultados. O problema de reoxidação remanescente no início da corrida fora atribuído à compostos do refratário e à contaminação por gotículas oxidadas de aço formadas em *splashes*.

BONILLA (1995), da *McGill University* (Canadá) e *Atlas Stainless Steels* (Austrália), desenvolveu um estudo sobre formas de prevenir a rejeição de produtos causada pela presença de lascas (*slivers*). Uma das medidas testada e recomendada foi o aprimoramento do sistema de inertização existente (figura 3.19), que utiliza nitrogênio gasoso como gás inerte. A pressão de entrada foi aumentada e o início da purga foi adiantado para antes de abrir a panela em vez de após o aço atingir o molde. Todavia, não é apresentado nenhum resultado que comprove as melhorias obtidas.

HUGHES *et al.* (1995), da *Lukens Steel* (Estados Unidos), tomaram diversas medidas para reduzir o índice interno de rejeição de produtos e as reclamações de clientes devido à presença de inclusões internas nas placas vendidas. Uma das medidas adotadas foi a inertização do distribuidor com argônio líquido através de solução vendida por um

fornecedor. Testou-se também a inertização por injeção de argônio gasoso, entretanto se mostrou necessário grande volume de gás e a eficiência de purga obtida foi inferior.

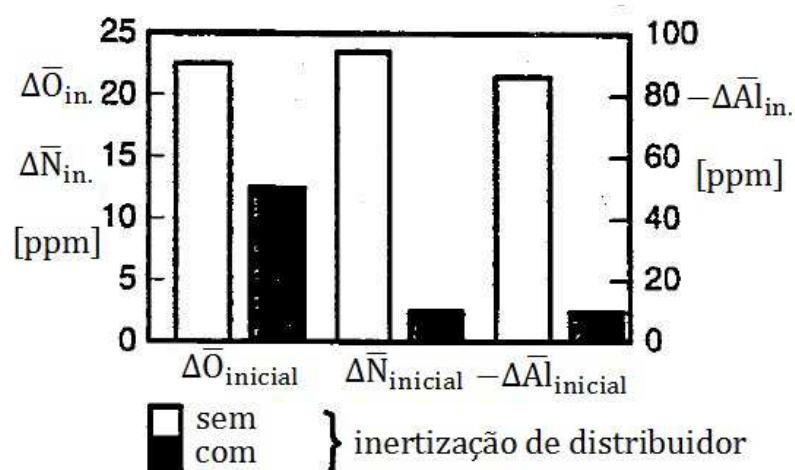


Figura 3.18: Resultados metalúrgicos obtidos na *Dillinger Hüttenwerke* com e sem inertização de distribuidor: *pick-up* de oxigênio total ($\Delta\bar{O}_{inicial}$), *pick-up* de nitrogênio ($\Delta\bar{N}_{inicial}$) e consumo de alumínio ($-\Delta\bar{Al}_{inicial}$) no início da corrida. Fonte: BANNENBERG (1995).

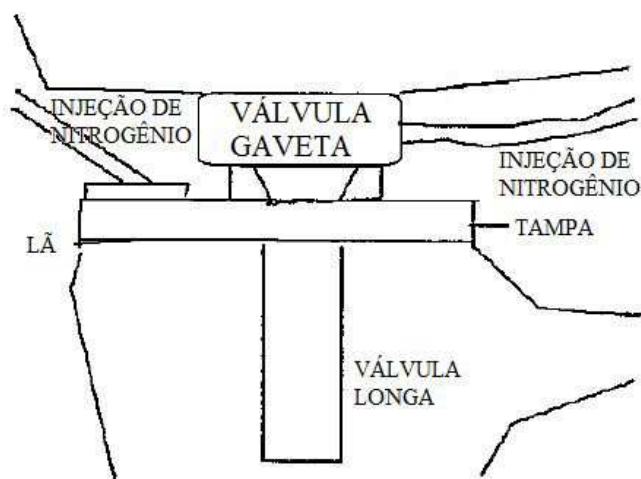


Figura 3.19: Esquema ilustrativo do sistema de inertização da *Atlas Stainless Steels*. Fonte: BONILLA (1995).

KUCHAR e HOLAPPA (1995), respectivamente da *Nova Hut* (República Checa) e da *Helsinki University of Technology* (Finlândia), estudaram a reoxidação do aço no distribuidor através de modelagem computacional e experimentos industriais. As fontes de oxigênio consideradas foram escória (de distribuidor, carregada da panela e areia para abertura de panela), refratários (erosão, choque térmico e dissolução) e o ar. Os autores concluíram que o principal motivo de reoxidação é o contato com ar durante o enchimento inicial e as trocas de panelas (figura 3.20). Como contramedida, foi sugerida a inertização do distribuidor pela injeção de argônio gasoso.

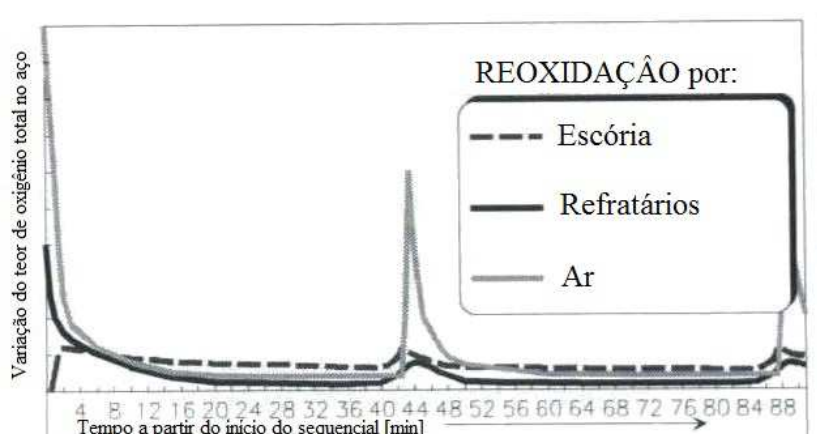


Figura 3.20: Contribuições da escória, refratários e ar para a reoxidação do aço no distribuidor. Fonte: KUCHAR e HOLAPPA (1995).

HAYDEN e BARNES (1996), da *National Steel Corporation (Great Lakes Division, Estados Unidos)* aperfeiçoaram seu ineficiente sistema inertização de distribuidor como uma das medidas para redução do índice de rejeição de produtos por problemas de limpidez. Anteriormente, a purga era feita através da injeção de argônio gasoso pela tampa. Para a melhoria da inertização, os autores realizaram a selagem completa do distribuidor com *fiberboard* refratária. Apenas a saída de emergência (*emergency trough*) foi deixada aberta, pois seu fechamento não provoca mudanças significativas na eficiência da inertização. Não se comenta, no entanto, como a purga passou a ser feita após a selagem, embora se mencione seu uso.

A figura 3.21 apresenta uma comparação entre os resultados obtidos com e sem selagem. A figura também mostra que a selagem possibilita economia de energia durante o pré-aquecimento das válvulas do distribuidor. Com base nos resultados obtidos,

HAYDEN e BARNES (1996) realizaram uma análise financeira de sua solução de inertização. Os autores constataram que a prática é financeiramente viável para todas as qualidades de aço, assim essa passou a ser usada em todas as corridas.

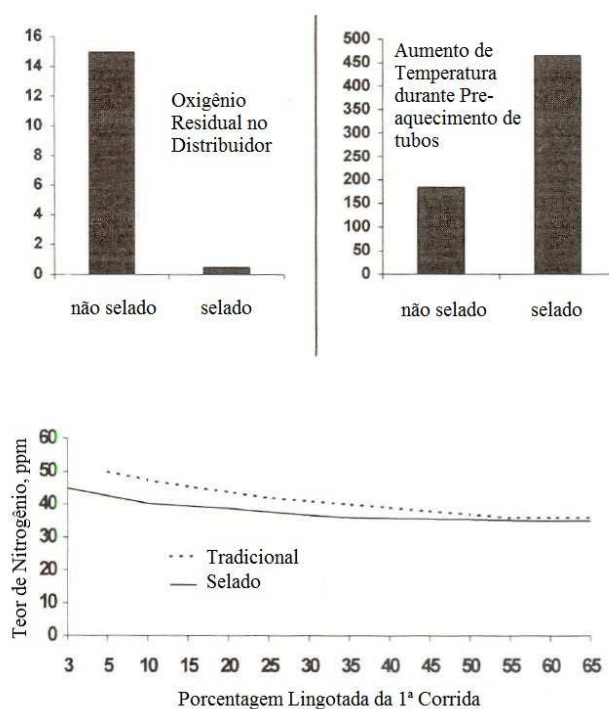


Figura 3.21: Comparação entre sistemas antigo (não selado / tradicional) e novo (selado) de inertização da *National Steel Corporation*. Superior esquerdo: Oxigênio residual (%) na atmosfera do distribuidor durante purga / pré-aquecimento de válvulas; Superior direito: Aumento de temperatura (°F) durante pré-aquecimento de válvulas; Inferior: Teor de nitrogênio no aço durante 1ª corrida. Fonte: HAYDEN e BARNES (1996).

OKIMORI (1996) revisou o desenvolvimento da tecnologia de lingotamento contínuo na usina de *Yawata* da *Nippon Steel Corporation* (Japão). Conforme comunicação particular citada, a prática de injeção de argônio no distribuidor foi desenvolvida em 1975 para evitar a oxidação do aço. Em 1990, a tecnologia foi atualizada para proteger hermeticamente o distribuidor e selar as juntas entre o distribuidor e sua tampa com argônio.

RILEY (1996), da *Praxair* (Estados Unidos), realizou testes em modelo físico para desenvolver uma metodologia de inertização de distribuidores com injeção de argônio gasoso por dutos na tampa do distribuidor. Utilizaram-se tubulações comuns para injeção

em vez de aspersores laminares com a finalidade de aumentar a vida útil do sistema em alta temperatura. Para facilitar a visualização e o acesso dos operadores ao distribuidor, buscou-se realizar a purga sem selar completamente o distribuidor.

A técnica desenvolvida por RILEY (1996) foi aplicada em uma planta industrial para evitar a ocorrência de obstrução de válvula submersa durante os períodos transientes do processo de lingotamento contínuo. A figura 3.22 apresenta um esquema do distribuidor estudado. A inertização foi capaz de reduzir a ocorrência de obstruções transientes em cerca de 90% (figura 3.23), o que resultou em economia anual estimada de US\$470.000,00 em descartes relacionados com mudanças de velocidade de lingotamento.

A metodologia desenvolvida por RILEY (1996) foi posteriormente patenteada (PRAXAIR TECHNOLOGY, INC., 1997). Na patente, são fornecidos detalhes adicionais da metodologia e exemplos de sua aplicação. A figura 3.24 apresenta um esquema de um dos modelos físicos usados no estudo. O autor propõe o uso da montagem indicada na figura 3.25 para possibilitar o uso de injetores de grande diâmetro alimentados por dutos mais finos. O uso de expansões graduais também é possível, embora resulte em conexões de maior comprimento.

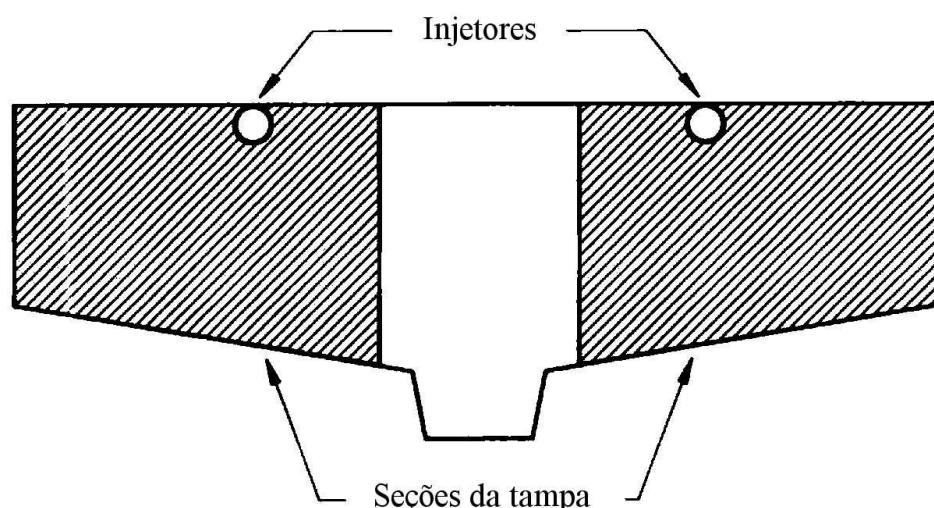


Figura 3.22: Esquema de distribuidor de tarugos com três veios e capacidade de 15ton (13.6t). O equipamento possui duas tampas com uma grande abertura central. A posição dos injetores utilizados na purga, de 4in (101,6mm), é indicada. Fonte: RILEY (1996).

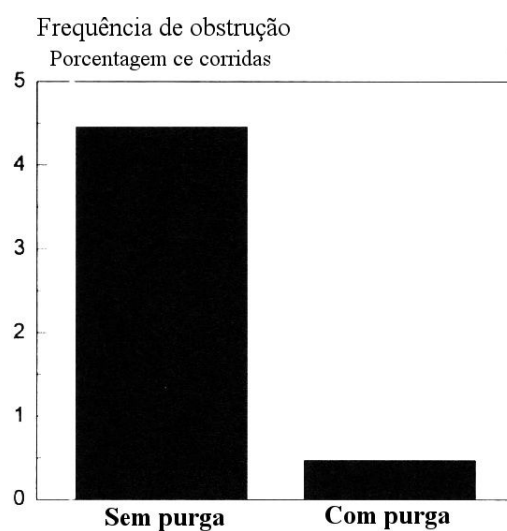


Figura 3.23: Melhoria obtida na frequência de obstrução de válvula submersa após a purga do distribuidor. Base de cálculo: 584 corridas sem purga; 639 corridas com purga. Fonte: RILEY (1996).

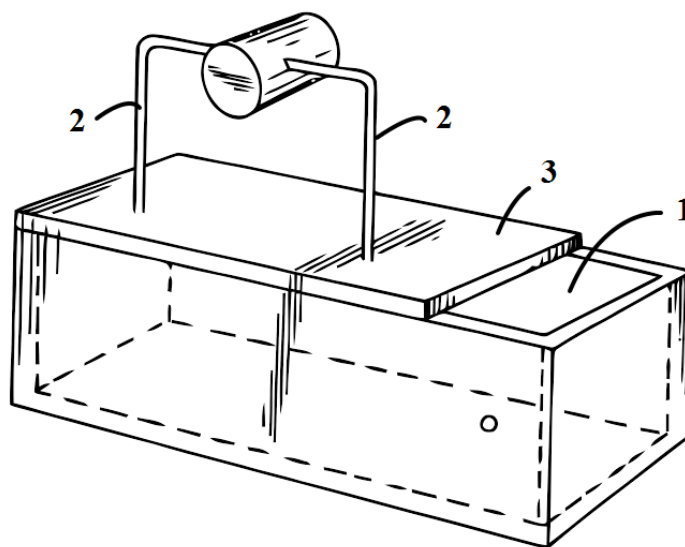


Figura 3.24: Modelo físico corresponde à metade simétrica de um distribuidor de 60ton (54,4t) em escala 1:4. A montagem possui uma abertura central de tamanho variável (1). A injeção de argônio é feita por dutos (2) na tampa (3). Fonte: Adaptado de PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997).

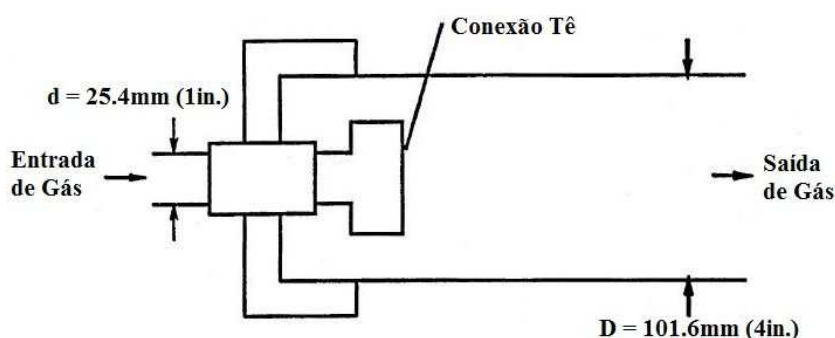


Figura 3.25: Aparato curto para transição de gás entre dutos de diferentes diâmetros. Fonte: PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997).

A metodologia de RILEY (1996) e PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997) será analisada no decorrer deste trabalho (seções 3.5.4 e 3.5.5).

ALDERS *et al.* (1997), citados por JÚNIOR (2009), inertizaram o distribuidor da holandesa *Hoogovens* como o objetivo de prevenir a ocorrência de *clogging*. Apesar dos benefícios obtidos em relação ao *pick-up* de nitrogênio, a inertização não trouxe melhoria significativa sobre a evolução do oxigênio total, o que foi explicado pela reação do aço com óxidos pré-existentes no interior do distribuidor. A inertização também não melhorou os índices de limpidez do aço durante as primeiras corridas do sequencial.

A empresa japonesa KAWASAKI STEEL CORPORATION (1997) patenteou um método e aparato para aquecimento não-oxidante. Esse consiste na injeção de gás inerte pré-aquecido (N_2 ou Ar), ou sua mistura com gás redutor (CO ou H_2) em teor suficientemente baixo para não haver risco de explosão. O método pode ser aplicado a diferentes processos siderúrgicos, que requerem atmosfera não-oxidante ou redutora, tais como panela, distribuidor, fornos de aquecimento e fornos de tratamento térmico. A seguir será descrito o seu uso no distribuidor.

Para evitar a formação de placa de mistura, certas usinas trabalham com troca de distribuidor durante mudança de qualidade de aço. Ao ser retirado de operação, o distribuidor deve se mantido quente o suficiente para poder ser reutilizado. Nesse tipo de prática, ocorre a oxidação do aço remanescente no distribuidor pelo ar atmosférico. O óxido formado contamina a nova corrida quando o distribuidor é reutilizado gerando inclusões não-metálicas. Esse fenômeno é conhecido como *pick-up* de FeO .

Para diminuir a contaminação, o distribuidor é selado, no entanto a redução de pressão decorrente do resfriamento do distribuidor acarreta entrada de ar. A injeção contínua de nitrogênio gasoso (temperatura ambiente) foi testada para evitar a entrada de ar, mas acabou por acelerar o resfriamento do distribuidor, o que compromete a duração do sequencial. Por fim, a patente foi utilizada para pré-aquecer o nitrogênio gasoso antes de sua injeção. Dessa forma foi possível estender o sequencial e evitar o *pick-up* de FeO. A figura 3.26 compara a queda de temperatura durante o tempo de espera para as três situações descritas.

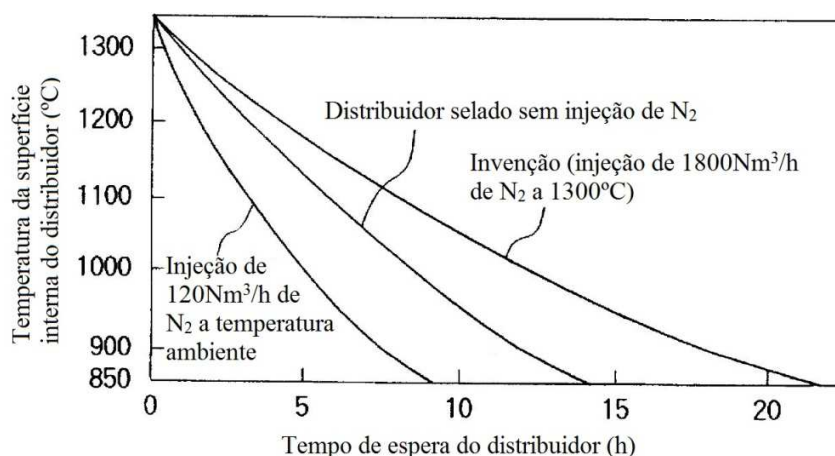


Figura 3.26: Perda de temperatura de um distribuidor de 70t em função do tempo de espera. Fonte: Adaptado de KAWASAKI STEEL CORPORATION (1997).

SASAI e MIZUKAMI (2000) estudaram a reoxidação do aço líquido no distribuidor da usina de Yawata da *Nippon Steel Corporation* (Japão). Foram considerados os seguintes mecanismos de oxidação: (a) oxidação pelo ar próximo à entrada do distribuidor, (b) oxidação pelo ar na superfície do distribuidor, (c) oxidação pela areia de partida e (d) oxidação pelo pó de cobertura do distribuidor. As taxas de oxidação pelo ar também foram estimadas por um modelo cinético. Os resultados obtidos são apresentados na figura 3.27.

O fator (a) domina durante início do lingotamento, seguido pelo (c). Já no regime estacionário, agem apenas os fatores (b) e (d) com contribuições semelhantes. Para se determinar a contribuição do ar na oxidação do aço líquido, não foi feita selagem do

distribuidor pela injeção de argônio gasoso. Durante toda a corrida, o aço esteve coberto pelo pó de cobertura.

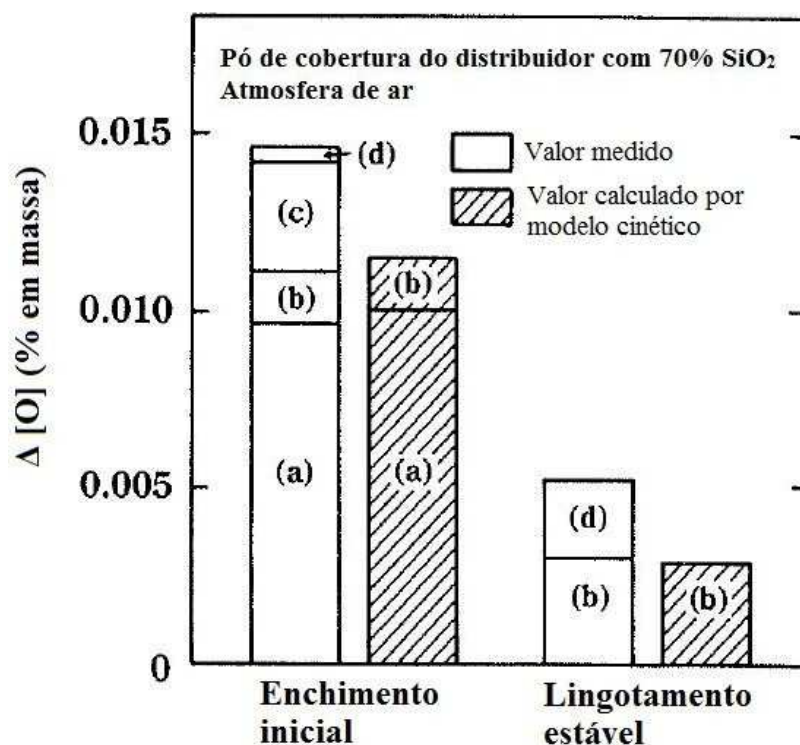


Figura 3.27: Reoxidação do aço líquido no distribuidor estratificada por mecanismo. (a) Oxidação pelo ar próximo à entrada do distribuidor, (b) oxidação pelo ar na superfície do distribuidor, (c) oxidação pela areia de partida e (d) oxidação pelo pó de cobertura do distribuidor. Fonte: SASAI e MIZUKAMI (2000).

CHEN *et al.* (2001) aprimorou a prática de lingotamento inerte da *China Steel Corporation* (Taiwan) com o objetivo de viabilizar a produção de aços para estampagem profunda (IF-DDQ/IF-EDDQ) e aplicações elétricas, que requerem de teor máximo de nitrogênio de 30ppm. O refino secundário da usina fornece aços com teores típicos de nitrogênio na faixa de 15-25ppm, assim o *pick-up* de nitrogênio no lingotamento não deve ultrapassar 5ppm.

A prática antiga de lingotamento inerte na usina compreendia a inertização da válvula longa, feita por um anel externo composto por pequenos injetores de argônio, e a purga do distribuidor, pela injeção de argônio gasoso através de um duto de furo único

posicionado em cima da tampa do distribuidor. A purga do distribuidor era pouco utilizada devido a complicações operacionais

Essa solução alcançava *pick-up* de nitrogênio inferior a 5ppm em somente 53% das corridas, o que resultava no atendimento da composição de aços IF-DDQ/IF-EDDQ em apenas 60% das corridas. Para mitigar o problema, um novo sistema de inertização da válvula longa, protegido por um caixa de aço, foi desenvolvido. Esse alcançou *pick-up* de nitrogênio inferior a 5ppm em 90% das corridas (excluindo a primeira do sequencial).

Para a primeira corrida do sequencial, a nova prática de inertização de válvula longa combinada com o antigo método de purga do distribuidor alcançou *pick-up* de nitrogênio inferior a 5ppm em apenas 45% das corridas, indicando que a purga do distribuidor era ineficiente. Como contramedida, desenvolveu-se uma nova configuração de injetores de argônio multi-furos embutidos na tampa do distribuidor – figura 3.28. Dispunha-se de 2 minutos para a purga e objetivava-se teor de oxigênio no ar inferior a 1%.

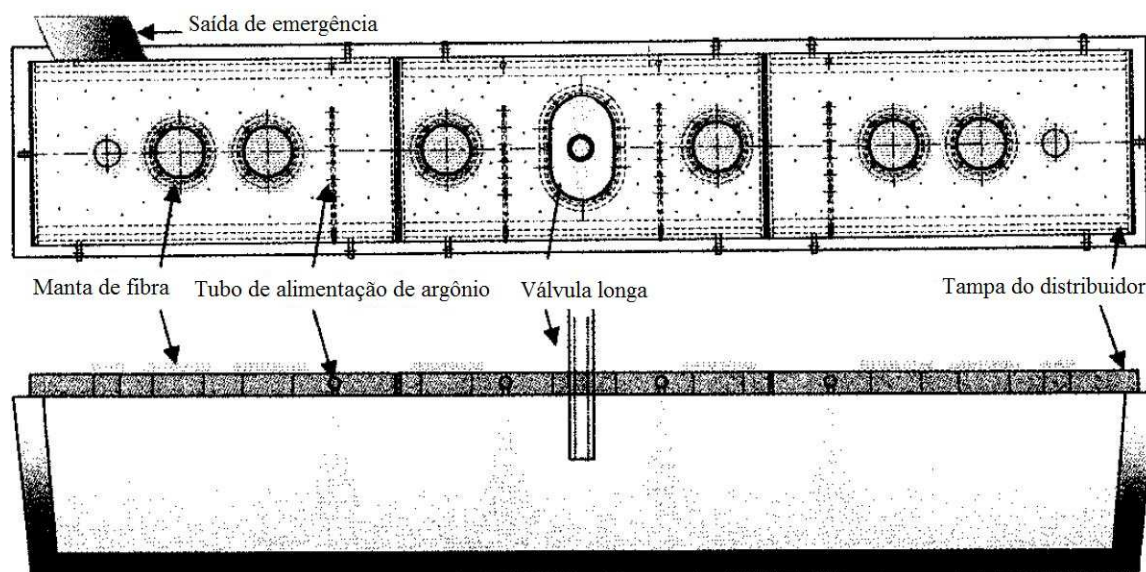


Figura 3.28: Esquema da nova configuração de inertização de distribuidor da *China Steel Corporation* com injeção de argônio gasoso por injetores multi-furos. Fonte: CHEN *et al.* (2001).

O novo arranjo foi testado, antes de ser posto em operação, no distribuidor frio e quente. Nos dois casos, verificou-se a necessidade de se fechar as aberturas dos queimadores e

de amostragem na tampa para se conseguir inertizar o distribuidor, pois com elas abertas o teor de oxigênio no ar superava os 10%. Na condição de operação, a nova configuração alcançou-se teor de oxigênio no ar inferior a 0,1% em apenas 1 minuto enquanto a configuração antiga atingiu valores de oxigênio superiores a 8%.

Por motivos de operacionais e de segurança, durante os testes na planta, a abertura central e a saída de emergência (*overflow gutter*) foram mantidas abertas. Os demais furos foram fechados com manta de fibra (*fiber blanket*) após o pré-aquecimento do distribuidor. Após a implantação do novo sistema de purga, alcançou-se *pick-up* de nitrogênio inferior a 5ppm em cerca de 90% de todas as corridas.

LACHMUND e XIE (2003) realizaram nova revisão sobre as práticas utilizadas na *Dillinger Hüttenwerke* (Alemanha) para produção de aços limpos. A inertização de distribuidor foi citada e novos resultados foram apresentados (figura 3.29). A descrição dos autores indica que a mesma prática introduzida por BANNENBERG e HARSTE (1993) foi mantida. Embora não seja tratado no corpo do artigo, é interessante notar que o problema de reoxidação no início da corrida foi atenuado e que a vazão de 9m³/min fornece eficiência de purga superior à de 18m³/min.

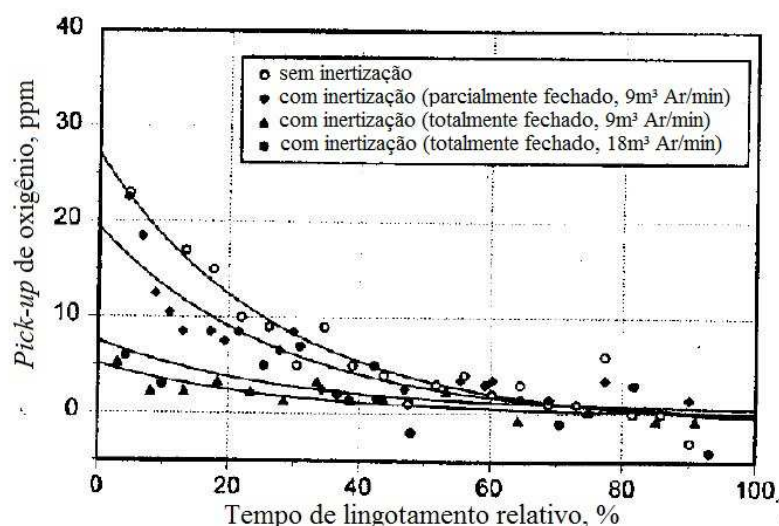


Figura 3.29: Variação do *pick-up* de oxigênio total com o progresso do lingotamento para diferentes condições de inertização na *Dillinger Hüttenwerke*. Fonte: LACHMUND e XIE (2003).

MATTEDI *et al.* (2003) projetaram o sistema de inertização do distribuidor da CST (Companhia Siderúrgica de Tubarão, Brasil) com o objetivo de reduzir a incidência de obstrução de válvula submersa. Os autores utilizaram um modelo matemático tridimensional que calcula o perfil de escoamento turbulento de gás no interior do distribuidor. Foi visado teor residual máximo de oxigênio de 2% (v/v) após purga de 5 minutos. O trabalho foi desenvolvido em três etapas:

- Simulação de um caso inicial baseado em um protótipo existente na usina, na qual argônio gasoso é injetado por três dutos (DN3/4in sch. 80S) imersos pela tampa do distribuidor, cujas saídas foram posicionadas a 300mm do fundo do distribuidor;
- Medições experimentais em 5 pontos no interior do distribuidor da variação do teor de oxigênio com o tempo para validação do modelo matemático e escolha do modelo de turbulência mais apropriado;
- Simulações finais para determinação da melhor configuração de injetores e da vazão de argônio necessária ao processo.

A figura 3.30 exemplifica resultados obtidos durante a validação. O modelo de turbulência $k-\epsilon$ modificado por Chen e Kim (CHEN e KIM, 1987) se mostrou marginalmente mais adequado que o modelo zero-equação LEVEL (AGONAFER, GAN-LI e SPALDING, 1996) e a condição laminar. Os autores comentam que a configuração final é capaz de obter teor máximo de oxigênio residual de 2,08% (v/v), entretanto não fornecem detalhes sobre ela.

Segundo NADIF *et al.* (2004), citados por JÚNIOR (2009), as usinas siderúrgicas asiáticas, sobretudo japonesas, acreditam muito nos benefícios da inertização de distribuidor. Entretanto na América do Norte, essa prática não é amplamente utilizada.

A siderúrgica sul-coreana POSCO (2004) tentou, sem sucesso, patentear um sistema não-oxidante de pré-aquecimento e manutenção de temperatura do distribuidor em que é feita injeção de nitrogênio gasoso pré-aquecido. Objetivava-se prevenir a oxidação do aço residual no distribuidor pela manutenção de uma atmosfera inerte em seu interior, de forma similar à patente da KAWASAKI STEEL CORPORATION (1997).

WÜNNENBERG *et al.* (2004), citados por FERREIRA (2011), apresentam resultados da pré-inertização do distribuidor selado da POSCO (Coréia do Sul). Após o pré-aquecimento do distribuidor, é feita injeção de argônio gasoso em seu interior. O teor de oxigênio

residual no ar cai a níveis inferiores a 1% e o lingotamento é iniciado. A técnica reduziu de forma significativa os teores de oxigênio total e nitrogênio no aço, além de elevar a limpeza inclusionária dos produtos.

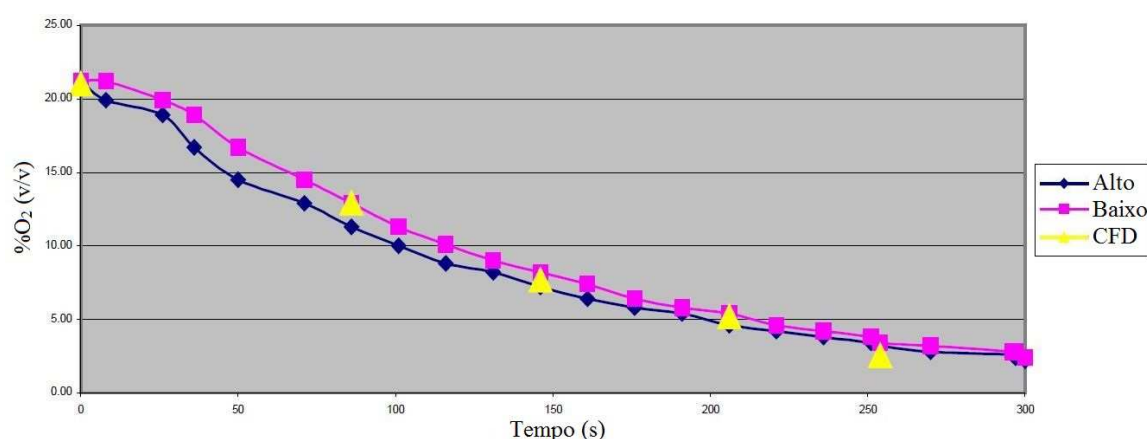


Figura 3.30: Comparação entre resultados experimentais e previsão feita por CFD para a inertização do distribuidor da CST. Na legenda, Alto e Baixo correspondem aos limites superior e inferior das medições do teor de oxigênio. Fonte: MATTEDI *et al.* (2003).

CHEN *et al.* (2005) forneceram detalhes adicionais sobre o desenvolvimento do sistema de lingotamento inerte da *China Steel Corporation* (Taiwan). Nesse trabalho, estreitou-se a faixa requerida de nitrogênio no aço (inferior a 25ppm) visando a produção de aços para estampagem profunda (IF-DDQ/IF-EDDQ), aços recobertos contra corrosão (GI/GA) e aços para aplicações elétricas.

Os dutos dos sistemas de purga antigo e novo do distribuidor possuem 3/4in (19,05mm). O novo sistema de purga foi capaz de atingir *pick-up* de nitrogênio inferior a 5ppm em 91% das corridas iniciais de sequencial contra 45% da configuração antiga. Foi instalado um sistema automatizado de controle de vazão de argônio para se garantir teor de oxigênio no ar inferior a 1% durante todo lingotamento.

A usina também apresentava problemas de rejeição no ultrassom de chapas grossas com espessura acima de 75mm. A reoxidação do aço foi apontada como uma das causas e a inertização do distribuidor foi aplicada. Medidas para desidrogenar do aço foram tomadas simultaneamente (empilhamento de placas, distribuição uniforme de *sprays*, *soft*

reduction, lingotamento inerte, etc). Como consequência, a razão de desqualificação na inspeção de ultrassom (UT) foi reduzida significativamente (figura 3.31).

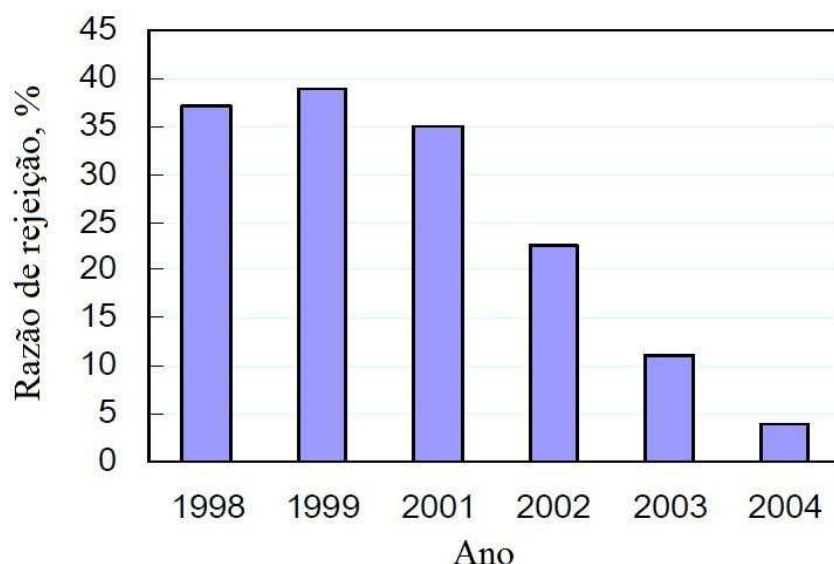


Figura 3.31: Razão de rejeição no teste de ultrassom (UT) para chapas grossas com espessura superior a 75mm produzidas na *China Steel Corporation*. Fonte: CHEN *et al.* (2005).

FERNANDES, CELIBERTO e BOSCHETTI (2007), da Gerdau Aços Especiais Piratini (Brasil), testaram o sistema de inertização de distribuidores com o objetivo de reduzir a reoxidação do aço durante o enchimento do distribuidor. A purga foi realizada pela injeção de argônio gasoso através de tubulações adaptadas na tampa do distribuidor – figura 3.32. As aberturas na tampa foram vedadas conforme esquema visto na figura 3.33.

A solução de inertização desenvolvida por FERNANDES, CELIBERTO e BOSCHETTI (2007) foi capaz de reduzir o teor de oxigênio no ambiente dentro do distribuidor de 20,75% para 0,11%. Testes industriais mostraram redução de 70% na variação do índice de oxigênio total ao longo do lingotamento da primeira corrida do sequencial – figura 3.34. Nessa usina, a purga se inicia após o pré-aquecimento do distribuidor e tem fim quando o aço no distribuidor atinge seu nível de trabalho e está completamente coberto com pó isolante.



Figura 3.32: Fotografias da tampa do distribuidor utilizada para inertização na Gerdau Aços Especiais Piratini. Superior: posição das tubulações de argônio; inferior: resultado após colocação de concreto. Fonte: FERNANDES, CELIBERTO e BOSCHETTI (2007).

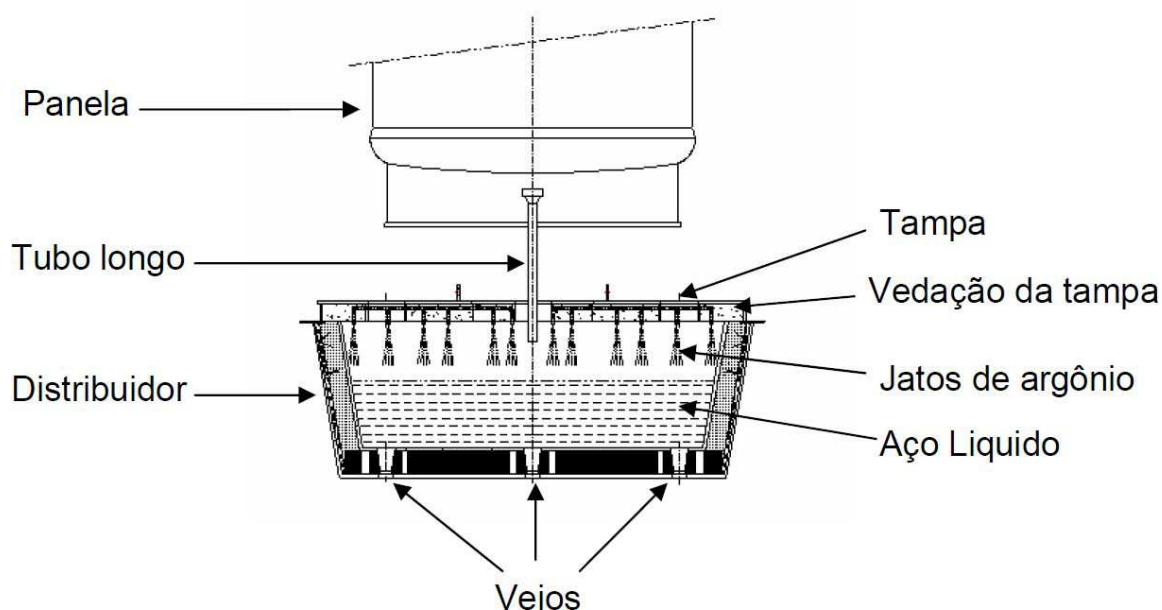


Figura 3.33: Esquema ilustrativo do sistema de inertização de distribuidor da Gerdau Aços Especiais Piratini. Fonte: FERNANDES, CELIBERTO e BOSCHETTI (2007).

Com a verificação do potencial da técnica, ela passou a ser aplicada em todas as corridas de início de sequencial. Dados históricos mostraram que a utilização da inertização de distribuidor foi capaz de reduzir em 65% o sucateamento médio por macro inclusões em primeiras corridas de sequencial.

NADIF *et al.* (2007), da *ArcelorMittal* (Maizières, França), revisaram métodos para controlar a reoxidação do aço e a obstrução de válvula submersa. Segundo os autores, para a produção de aços de boa limpidez são necessárias as seguintes precauções: chegada de aços limpos ao lingotamento contínuo, uso de refratários estanques no lingotamento e a adaptação de um inertizador por argônio, que evita a contaminação do aço no início de sequencial ou na abertura de novas painéis.

Já para alcançar longos sequenciais, NADIF *et al.* (2007) consideram como ponto-chave o controle da população de inclusões no aço de forma a obter poucas inclusões de desoxidação e o mínimo de reoxidação do aço. Ambos o lingotamento contínuo e o refino secundário são importantes. Contramedidas para alcançar longos sequenciais foram definidas, validadas e se tornaram padrão nas usinas da *ArcelorMittal* da Europa

Ocidental. Nessas usinas, consegue-se lingotar 1600t de aço Ti-SULC (*titanium-stabilized ultralow carbon*) por válvula submersa (VALCARCEL *et al.*, 2006).

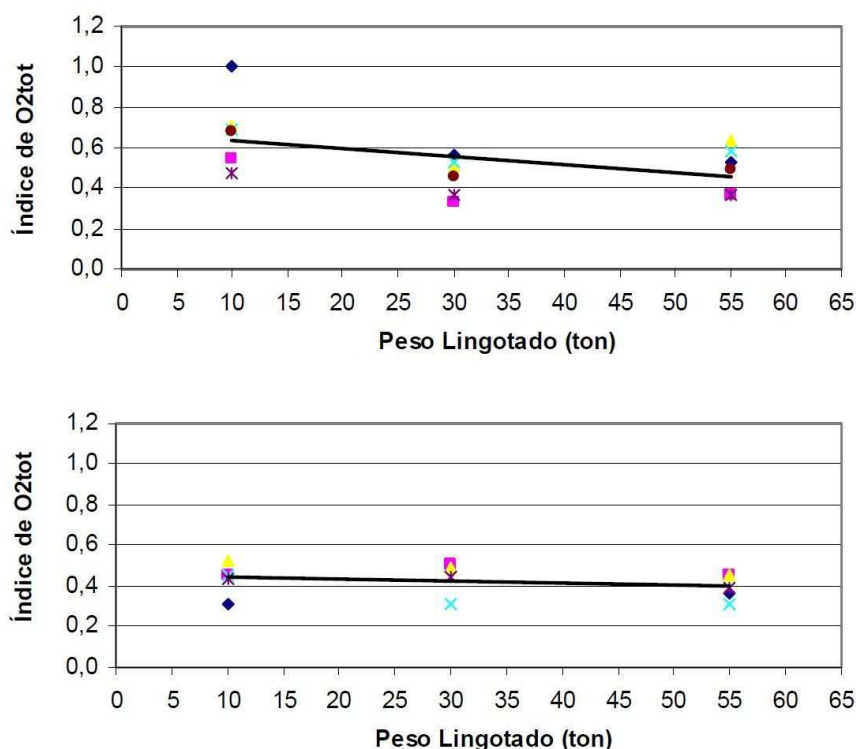


Figura 3.34: Evolução do índice de oxigênio total durante o lingotamento da primeira corrida do sequencial na Gerdau Aços Especiais Piratini. Superior: sem inertização; inferior: com inertização. O significado dos símbolos não é fornecido pelos autores. Fonte: FERNANDES, CELIBERTO e BOSCHETTI (2007).

JÚNIOR (2009), da Gerdau Aços Especiais Piratini (Brasil), testou de forma pioneira, no lingotamento de tarugos, o efeito da injeção de nitrogênio gasoso através do colo da válvula submersa sobre a lingotabilidade e limpidez do aço. Foram feitas amostragens no início e meio da primeira corrida e no meio da segunda corrida do sequencial. A inertização prévia do distribuidor foi usada, conforme padrão operacional.

A usina possui um distribuidor em delta de três veios. Adotou-se vazão X e 3X (não informadas) nos veios laterais. No veio central, não foi feita injeção de nitrogênio. A efetividade da injeção não foi conclusiva, embora se suspeite que a vazão mais baixa forneça melhorias de limpidez, e maiores estudos no tema foram sugeridos.

Em relação à inertização do distribuidor, JÚNIOR (2009) obteve resultados interessantes. Na primeira corrida, não foi identificado indício de contaminação do aço pelo ar, aferido através do *pick-up* de nitrogênio, nem problemas de lingotabilidade (variação anormal do nível do tampão, que é um indicativo de *clogging*). Também não ocorreu sucateamento por macroinclusões na linha de ultrassom.

No entanto, independente da injeção de gás pelo colo válvula, a severidade (comprimento de descontinuidades por unidade de volume amostrado obtido em ensaio de ultrassom pelo método de imersão) no início da primeira corrida foi superior do que no meio da mesma corrida. O oxigênio total seguiu a mesma tendência. A tabela III.1 apresenta os resultados obtidos pelo autor.

Tabela III.1: Valores médios do teor de nitrogênio no aço, oxigênio total e índice de severidade para amostragens feitas em diferentes momentos do lingotamento. A vazão de N₂ indicada é injetada no colo da válvula submersa. Fonte: Adaptado de JÚNIOR (2009).

Momento do lingotamento	Início da 1ª corrida			Meio da 1ª corrida			Meio da 2ª corrida		
Vazão de N ₂	X	0	3X	X	0	3X	X	0	3X
N (ppm)	79	84	85	99	86	79	108	110	105
O _{total} (ppm)	25,67	22,75	25,33	10,33	16,67	15,67	11,33	10,67	11,00
Severidade (mm/dm ³)	231	249	249	22	87	42	3	13	18

Foi levantada a hipótese de que a reoxidação seria proveniente de detritos refratários, em conformidade com a literatura, todavia análises via MEV/EDS não encontraram indícios de inclusões exógenas. As inclusões foram identificadas como cálcio-aluminatos globulares, típicas de aços acalmados ao alumínio tratados com cálcio. Foi expressa a necessidade de um trabalho futuro para esclarecer a origem das inclusões ao longo do sequencial.

YUAN (2009), da *China Steel Corporation* (Taiwan), estudou as causas e tomou medidas para combater a formação do defeito superficial conhecido como *blister*. Esse defeito, que liderava as reclamações da laminação, era removido por escarfagem.

Entre outras contramedidas tomadas, YUAN (2009) adotou a inertização do distribuidor. A injeção de argônio gasoso com alta pressão iniciava 1 minuto antes do início da corrida. Nessa etapa, alcançava-se teor residual de oxigênio no ar inferior a 1%. Em seguida, a panela era aberta enquanto a purga continuava. Após o aço atingir o molde, fluxante era adicionado na superfície do distribuidor. Quando a superfície estava completamente coberta, a purga cessava. A prática anterior de injeção de argônio gasoso durante todo o lingotamento foi suprimida como um esforço para economia de energia. Apesar do uso da inertização, YUAN (2009) relata dificuldade em se evitar a reoxidação do aço no início do sequencial devido à contaminação pelos refratários.

Segundo SASAI e MIZUKAMI (2011), a principal fonte de contaminação do aço no distribuidor é a oxidação pelo ar. Essa pode ser prevenida pela injeção de argônio gasoso no distribuidor. No entanto distribuidores grandes, em particular, são difíceis de selar completamente e a concentração de oxigênio do gás no interior do equipamento não é abaixada em níveis satisfatórios. Dessa forma, em distribuidores selados de forma incompleta, argônio gasoso é injetado na superfície do aço líquido através de uma atmosfera oxidante. Portanto, o aço não é oxidado pelo ar atmosférico e sim pelo jato de argônio em que entranha oxigênio do ar.

De forma similar, caso o distribuidor não esteja completamente selado, o uso de aquecedores a plasma (utilizados para evitar o abaixamento da temperatura do aço no distribuidor) pode oxidar o aço líquido, pois oxigênio é entranhado pelo gás gerado pelo aquecedor. SASAI e MIZUKAMI (2011) realizaram experimentos industriais para verificar a ocorrência de oxidação do aço pelo aquecedor a plasma na usina de *Nagoya* da *Nippon Steel Corporation* (Japão). A tabela III.2 apresenta os resultados obtidos. Durante os testes, o distribuidor não foi selado pela injeção de argônio gasoso.

BUORO e ROMANELLI (2012), da *Acciaierie Venete S.p.A.* (Itália), fizeram uma revisão sobre o *start-up* de uma máquina de lingotamento de blocos para aços especiais. Os autores conseguiram controlar a segregação, a microestrutura, as propriedades

mecânicas e o nível de microinclusões dos aços lingotados. No entanto, a presença de macroinclusões nas primeiras corridas comprometeu a produção de aços para aplicações como rolamentos, rodas e eixos de trens.

Tabela III.2: Mudança de composição do aço líquido no distribuidor e molde devido ao aquecimento a plasma. Fonte: SASAI e MIZUKAMI (2011).

	No distribuidor		No molde	
	[Al] (% em massa)	[Si] (% em massa)	[O _{total}] (% em massa)	[N] (% em massa)
Antes do aquecimento a plasma	0,034	0,022	0,0023	0,0021
Após o aquecimento a plasma	0,031	0,022	0,0056	0,0030
Mudança de composição	-0,003	0	0,0033	0,0009

Para mitigar o problema, BUORO e ROMANELLI (2012) realizaram uma “semi-inertização” do distribuidor com argônio. A solução proposta foi capaz de melhorar a limpidez do aço em toda a corrida, entretanto apenas a partir do segundo bloco a máquina atingiu regime estacionário em termos de nível de macroinclusões – figura 3.35. Os autores sugerem pesquisas futuras no tema para possibilitar a produção desses aços com rendimento metálico aceitável.

3.5.2 Contato de usinas siderúrgicas brasileiras

Durante o desenvolvimento deste trabalho, o autor entrou em contato informalmente com funcionários de usinas siderúrgicas brasileiras para obter informações sobre o uso da inertização de distribuidor em suas unidades. O resultado da pesquisa é apresentado na tabela III.3.

Das dez usinas em questão, oito já consideraram o uso da inertização, sete realizaram testes industriais e três utilizavam a purga no momento da pesquisa. Conforme MATTEDI *et al.* (2003), a CST (atual ArcelorMittal Tubarão) também implantou a inertização de

distribuidor. Dessa forma, fica clara a popularidade da inertização de distribuidor no Brasil, embora essa seja pouco comentada em trabalhos científicos no país.

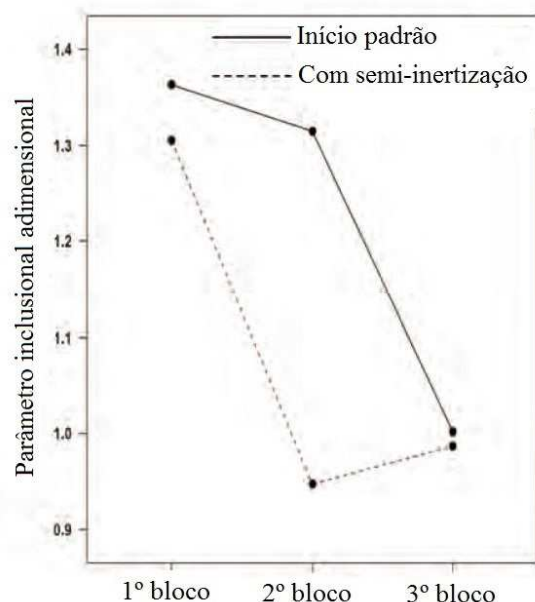


Figura 3.35: Evolução do nível de macroinclusões entre os blocos de uma corrida para diferentes práticas de início de lingotamento na *Acciaierie Venete S.p.A.*. Fonte: BUORO e ROMANELLI (2012).

Constatou-se entre as usinas pesquisadas, no entanto, presença significativa de práticas de inertização ruins em que não é feito projeto, dimensionamento e análise de eficiência. Essa situação não ocorre só no Brasil. Problemas de eficiência em sistemas de inertização, ou o aprimoramento de soluções de purga ineficazes, podem ser identificados nos seguintes trabalhos citados no item 3.5.1: TANAKA *et al.* (1993), BONILLA (1995), HAYDEN e BARNES (1996), OKIMORI (1996), CHEN *et al.* (2001), CHEN *et al.* (2005) e SASAI e MIZUKAMI (2011).

Segundo PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997), são comuns tentativas de impedir a entrada de ar em equipamentos metalúrgicos pelo direcionamento de jatos turbulentos de gás inerte para dentro do equipamento ou paralelo às suas aberturas. Entretanto jatos turbulentos arrastam ar de forma que o uso de jato de gás não devidamente controlado resulta em pouca, senão em nenhuma, redução da quantidade de ar presente no equipamento.

Tabela III.3: Informações coletadas em usinas siderúrgicas brasileiras acerca da realização de testes ou uso atual da inertização de distribuidor.

Usina	Nome anterior	Testes	Em uso	Comentário
Aperam South America	Acesita	Sim	Não	Teste com distribuidor frio e sem tampa: não eficaz
Companhia Siderúrgica do Atlântico (CSA)		Não	Não	
Companhia Siderúrgica Nacional (CSN)		Não	Não	Já orçou solução de purga com fornecedor
Gerdau Charqueadas	Gerdau Aços Especiais Piratini	Sim	Sim	Método levado para outras unidades do grupo
Gerdau Mogi das Cruzes	Aços Villares Mogi das Cruzes	Sim	-	Prática não consolidada
Gerdau Ouro Branco	Açominas	Não	Não	
Gerdau Pindamonhangaba	Aços Villares Pindamonhangaba	Sim	-	Prática não consolidada
Usiminas Cubatão	Cosipa	Sim	Sim	
Usiminas Ipatinga		Sim	Sim	
Vallourec Tubos do Brasil	V&M Tubos do Brasil	Sim	Não	Teste não resultou em melhoria de limpeza

3.5.3 Tipos de sistemas de inertização e escolha do método

Os sistemas de inertização de distribuidor identificados nas seções 3.5.1 e 3.5.2 podem ser classificados de acordo com diferentes critérios como esquematizado na figura 3.36.

A adoção de determinado método depende de características específicas de cada usina, do tipo de aço a ser produzido, de *know-how* prévio, de disponibilidade de fornecedores e dos custos dos materiais a serem empregados. Nesse sentido, são feitas as seguintes considerações:

- A possibilidade de selagem completa e a forma de partida do distribuidor são características do processo de cada usina a que a inertização deve se adaptar;

- A injeção de gás dentro do distribuidor por dutos em sua tampa é o método mais citado na literatura e que, portanto, possui mais informações disponíveis para seu correto uso;
- A injeção de gás paralela à tampa do distribuidor impede a entrada de ar, mas desloca pouco ar presente seu interior, o que resulta em grande tempo de purga (PRAXAIR TECHNOLOGY, INC., 1997);
- O emprego de argônio gasoso é interessante, pois esse gás normalmente já é empregado em outras áreas da aciaria e não apresenta restrição em relação à qualidade de aço a ser produzido.

Devido às suas vantagens, o método de inertização por injeção de gás inerte será adotado no presente trabalho e as seções que seguem (3.5.4 e 3.5.5) se limitaram ao estudo desse método de purga.

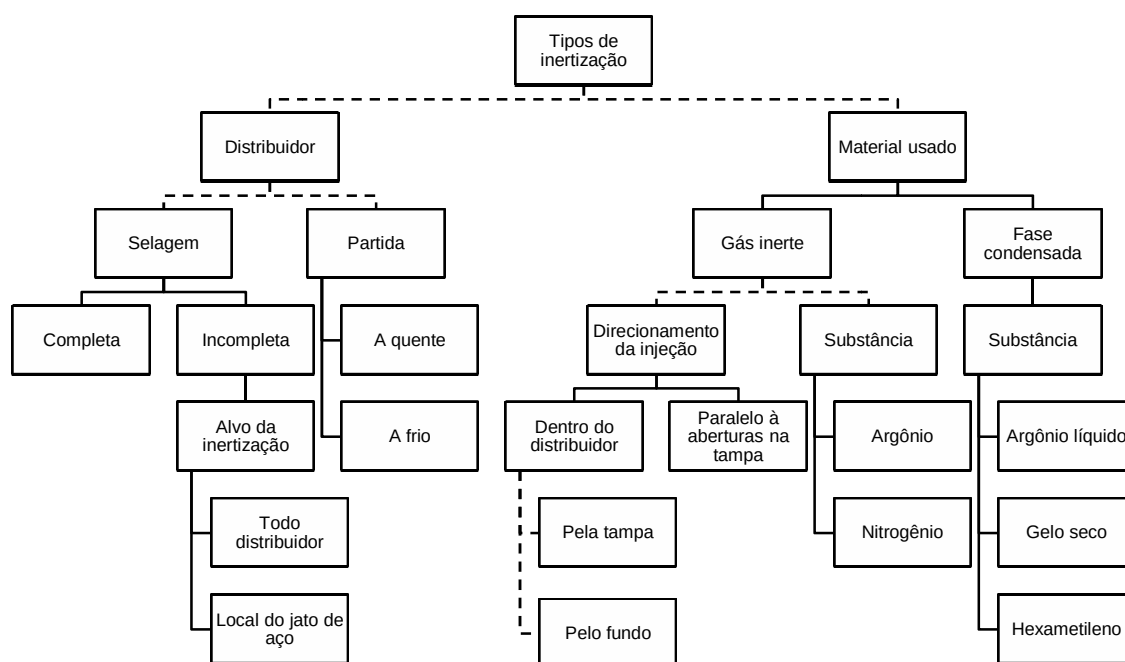


Figura 3.36: Classificações dos sistemas de inertização de distribuidor de acordo com diferentes critérios. Linha contínua indica divisão mutuamente excludente e linha pontilhada divisão não excludente.

3.5.4 Mecanismos de entrada de ar em sistemas de inertização de distribuidor por injeção de gás inerte

Em seus estudos (RILEY, 1996; PRAXAIR TECHNOLOGY, INC., 1997), Riley desenvolveu importante trabalho conceitual sobre a inertização de distribuidor e de outros equipamentos metalúrgicos, cujos objetivos serão descritos brevemente na seção 3.6. O autor considera que a perda de eficiência em sistemas de inertização de distribuidor com partida a quente ocorre pela entrada de ar promovida por dois mecanismos diferentes: convecção natural e entranhamento de jato turbulento.

A ação da convecção natural é intuitiva. Devido à menor densidade do gás quente presente no distribuidor pré-aquecido em relação ao ar ambiente, a força de empuxo atua de forma arrastar ar para dentro do distribuidor. O fenômeno da convecção natural pode ser analisado através do número de Froude modificado para empuxo induzido por temperatura Fr_m^T (RILEY, 1996; MAZUMDAR e EVANS, 2010):

$$Fr_m^T = \sqrt{\frac{F_{inércia}}{F_{empuxo}}} = \sqrt{\frac{\rho_{dist}(v_c)^2(L_c)^2}{g(\rho_{amb} - \rho_{dist})(L_c)^3}} = v_c \sqrt{\frac{\rho_{dist}}{g(\rho_{amb} - \rho_{dist})L_c}} \quad (3.1)$$

Em que $F_{inércia}$ é a força de inércia (N), F_{empuxo} a força de empuxo (N), ρ_{dist} a densidade do gás presente no distribuidor (kg/m^3), v_c uma velocidade característica do sistema (m/s), L_c um comprimento característico do sistema (m), g a aceleração da gravidade (m/s^2) e ρ_{amb} a densidade do ar ambiente (kg/m^3). RILEY (1996) e PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997) propuseram as seguintes fórmulas, respectivamente, para v_c e L_c :

$$v_c = \frac{Q_{dist}}{A_{aberturas}} \quad (3.2)$$

$$L_c = H_{dist} \quad (3.3)$$

Sendo:

$$Q_{dist} = Q_{ref} \frac{T_{dist}}{T_{ref}} \quad (3.4)$$

Em que Q_{dist} é a vazão de gás inerte injetado no distribuidor (m^3/s) medida na temperatura T_{dist} do distribuidor (K), $A_{aberturas}$ a área das aberturas na tampa do distribuidor (m^2), H_{dist} a altura do distribuidor (m) e Q_{ref} a vazão de gás inerte injetado no distribuidor (m^3/s) medida em uma temperatura T_{ref} de referência (K).

A partir das equações (3.1) a (3.4), constata-se que Fr_m^T expressa um compromisso (raiz quadrada da razão) entre a força de inércia e a força de empuxo que atuam sobre o gás nas aberturas da tampa do distribuidor. Essas forças têm sentidos contrários. Enquanto a força de inércia age de forma a expelir o gás presente no distribuidor (força para cima), a força de empuxo tende a puxar ar para dentro do distribuidor (força para baixo). Dessa forma, para reduzir a entrada de ar por convecção natural durante a inertização do distribuidor, deve-se aumentar o Fr_m^T do sistema de purga. Isso pode ser conseguido com o aumento da vazão de gás inerte ou pelo fechamento das aberturas na tampa do distribuidor.

A figura 3.37 apresenta resultados de inertização em aparato de laboratório, no qual se injetou nitrogênio gasoso (densidade próxima de 97% da do ar) embaixo da tampa parcialmente aberta de uma caixa. Nos experimentos, a altura da caixa e a abertura da tampa foram variadas. O efeito da força de empuxo térmica foi emulado por meio da injeção de hélio pelo fundo da caixa. Todos os gases foram introduzidos por aspersores porosos para garantir escoamento laminar e assim eliminar a ação do entranhamento de jato turbulento. Nesse caso, o número de Froude modificado para empuxo induzido por massa Fr_m^M é (RILEY, 1996):

$$Fr_m^M = v_c \sqrt{\frac{\rho_{dist}}{g(\rho_{amb} - \rho_{He})N_{He}L_c}} \quad (3.5)$$

Em que ρ_{He} é a densidade do hélio (kg/m^3) e N_{He} a fração molar de hélio na caixa.

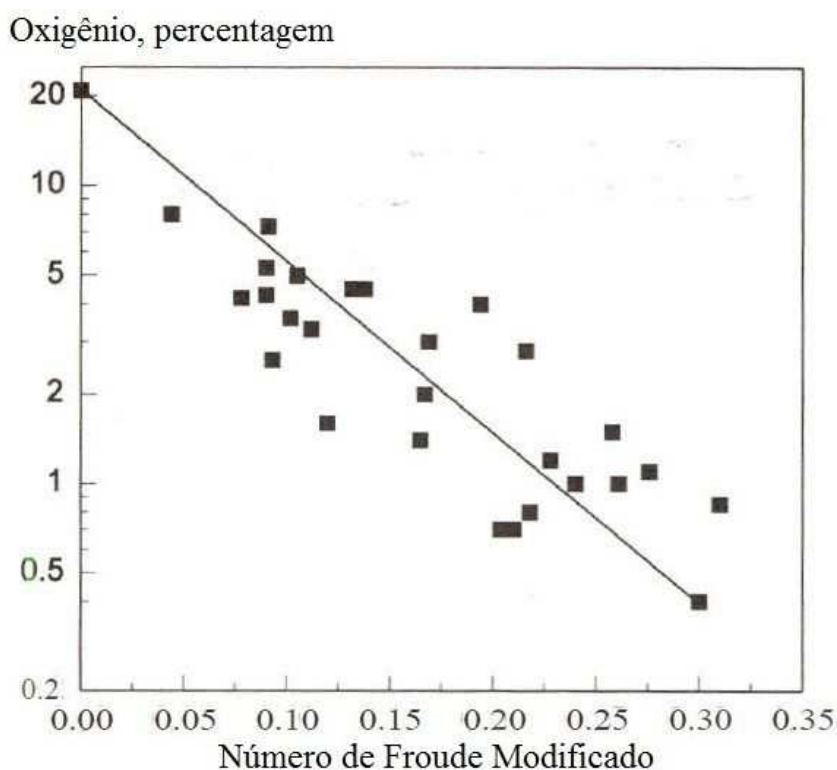


Figura 3.37: Nível de oxigênio após purga ocasionado pela entrada de ar induzida por convecção natural em função do número de Froude modificado. Fonte: Riley (1996).

A ação do segundo mecanismo de entrada de ar é menos óbvia. Quando gás inerte é injetado através de um duto no distribuidor, um jato turbulento é formado. Um jato turbulento entrando em qualquer compartimento transfere seu *momentum* para a atmosfera do compartimento. Essa transferência rapidamente entranha a atmosfera do compartimento no jato, o que gera um escoamento no compartimento em direção ao jato. Esse escoamento induzido faz ar do ambiente externo entrar através de qualquer abertura do compartimento (RILEY, 1996).

RICOU e SPALDING (1961) mediram o entranhamento isotérmico de jato livre turbulento axissimétrico para diferentes gases (ar, propano, dióxido de carbono e hidrogênio) injetados em um reservatório de fundo aberto com ar estagnado a pressão uniforme e obtiveram a equação (3.6), fundamentada em argumentos dimensionais. Essa equação é válida para número de Reynolds (Re) maior que $2,5 \times 10^4$ (exceto para o hidrogênio cujo Re

não ultrapassou 17500 nos experimentos devido às limitações técnicas). Para Re menores que $2,5 \times 10^4$, o entranhamento é maior que o previsto pela equação (3.6).

$$\frac{\dot{m}_x}{\dot{m}_{inj}} = 0,32 \frac{x}{d} \sqrt{\frac{\rho_{meio}}{\rho_{inj}}} \quad (3.6)$$

$$\dot{m}_x = \dot{m}_{inj} + \dot{m}_{ent} \quad (3.7)$$

$$Re = \frac{\rho_{inj} v_{inj} d}{\mu_{inj}} \quad (3.8)$$

Nestas equações, $\dot{m}_x$ é a vazão mássica do jato (kg/s) a uma distância x (m) da saída do injetor, $\dot{m}_{inj}$ a vazão mássica injetada de gás (kg/s), $\dot{m}_{ent}$ a vazão mássica de gás do ambiente entranhado no jato (kg/s), d o diâmetro do duto de injeção (m), ρ_{meio} a densidade do gás do meio no qual está se fazendo a injeção de gás (kg/m³), ρ_{inj} a densidade do gás sendo injetado (kg/m³), v_{inj} a velocidade média do gás injetado na saída do duto (m/s) e μ_{inj} a viscosidade do gás sendo injetado (Pa s).

A equação (3.6) pode ser convertida para base volumétrica conforme equação (3.9).

$$\frac{Q_{ent}}{Q_{inj}} = 0,32 \frac{x}{d} \sqrt{\frac{M_{inj}}{M_{meio}}} - \frac{M_{inj}}{M_{meio}} \quad (3.9)$$

Em que Q_{ent} é a vazão volumétrica (m³/s) de gás do ambiente entranhado no jato, Q_{inj} a vazão volumétrica do gás injetado (m³/s). M_{inj} a massa molar do gás injetado (kg/mol) e M_{meio} a massa molar do gás do meio no qual esta se fazendo a injeção (kg/mol). Essa equação mostra que, em condições isotérmicas, um jato de argônio livre ($M_{arg} = 40 \times 10^{-3}$ kg/mol) injetado em atmosfera de ar ($M_{ar} = 29 \times 10^{-3}$ kg/mol) entranha seu volume inicial em uma distância de aproximadamente 6,3 diâmetros do injetor.

Análises similares foram feitas por RILEY (1996) e PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997), no entanto as equações obtidas nos trabalhos e o seu emprego estão incorretos. A equação (3.6) também só é válida para a condição isotérmica, pois desconsidera a

variação de *momentum* do jato provocada pela força de empuxo, e não pode ser usada para gás injetado em temperatura diferente do ambiente, como feito em RILEY (1996).

SASAI e MIZUKAMI (2011) mediram o entranhamento isotérmico de ar em jato axissimétrico de argônio direcionado contra uma parede. Para tal, foram feitas leituras da quantidade de oxigênio no centro jato na altura da parede. Foram obtidas as equações (3.10) e (3.11) que são válidas para vazões de gás maiores que a vazão crítica Q_{inj}^{crit} . Para vazões menores que Q_{inj}^{crit} , o entranhamento é maior que o previsto por (3.10) e (3.11). Os autores desconsideraram o efeito da diferença de densidade entre o argônio e o ar em seu trabalho.

$$\frac{p_{O_2}^{final}}{p_{O_2}^{amb}} = 1 - \frac{d}{0,16h_{jato}} \quad (3.10)$$

$$\frac{Q_{final}}{Q_{inj}} = 0,16 \frac{h_{jato}}{d} \quad (3.11)$$

$$Q_{inj}^{crit} = -0,0006 \frac{h_{jato}}{d} + 0,0422 \quad (3.12)$$

Nas equações anteriores, $p_{O_2}^{final}$ é a pressão parcial de oxigênio na altura da parede (kPa), $p_{O_2}^{amb}$ a pressão parcial de oxigênio na atmosfera na qual o jato está sendo injetado (kPa), d o diâmetro do injetor (m) e h_{jato} a altura do jato (m). A equação (3.11) prevê que um jato de argônio isotérmico, cuja altura é 12,5 diâmetros do injetor, entranha seu volume inicial em ar até chegar a parede.

RILEY (1996) argumentou que a entrada de ar no distribuidor deveria ser relacionada com o número de Reynolds, pois o volume de ar entranhado por um jato turbulento aumenta linearmente com o número de diâmetros de injetor a partir da posição de saída do gás – equação (3.6), O entranhamento de ar durante a purga com jato turbulento deveria, portanto, ser afetado pela razão Q_{inj}/nd . Foi proposto o número de Reynolds modificado (Re_m):

$$Re_m = \frac{Q_{inj}}{ndv_{inj}} f_1 f_2 = \frac{\pi}{4} (Re) f_1 f_2 \quad (3.13)$$

Em que Q_{inj} é a vazão de gás inerte injetado (m^3/s), n o número de injetores, d o diâmetro dos injetores (m), ν_{inj} a viscosidade cinemática do gás de purga (m^2/s), f_1 uma função adimensional da posição do injetor, f_2 uma função adimensional das propriedades do gás no distribuidor e Re o número de Reynolds do injetor – equação (3.8). As funções adimensionais f_1 e f_2 não foram definidas por RILEY (1996).

A dependência com o número de Reynolds da entrada de ar durante a inertização, embora possa existir, não se sustenta com base na equação (3.6). Segundo WHITE (2006), o escoamento de jato laminar livre é caracterizado por um número de Reynolds enquanto que o escoamento de jato turbulento livre não o é. De fato, a equação (3.6) assume que o *momentum* do jato se conserva (RICOU e SPALDING, 1961), o que implica em se desconsiderar os efeitos da viscosidade – parâmetro presente no número de Reynolds.

O número de Reynolds também não é normalmente usado no dimensionamento de modelos físicos de sistemas fluidos com escoamento turbulentos. Em seu lugar, é usado o número de Froude. BRE (2005) utilizou o número de Froude para modelar, em escala reduzida, a ventilação de fumaça causada por fogo em áreas de acesso comum (corredores e escadas) de construções arquitetônicas. O número de Froude também é usado para a modelagem física do escoamento de aço em reatores siderúrgicos como BOF, panela, distribuidor e molde (MAZUMDAR e EVANS, 2010).

A figura 3.38 apresenta resultados obtidos por RILEY (1996) na purga com argônio em modelos físicos de distribuidor, cujas escalas lineares variaram entre 1:5 e 1:2 em relação ao distribuidor real. A injeção de gás foi feita por dutos sob a tampa do modelo físico que foram posicionados a diferentes distâncias da abertura da tampa. As aberturas na tampa também foram variadas nos testes.

Observa-se na figura 3.38 que para altos Re_m , a entrada de ar é proporcional a Re_m , o que implica na concentração de oxigênio no distribuidor ser independente da vazão de gás inerte usada ($Q_{ent} \propto Re_m \propto Q_{inj}$). Entretanto para Re_m abaixo de 14000, a entrada de ar cai rapidamente com a redução de Re_m ($Q_{ent} \propto Re_m^\gamma$, $\gamma > 1$) e a purga é possível. Portanto a entrada de ar por entranhamento de jato turbulento pode ser combatida com vazões baixas, injetores em maior número ou com maior diâmetro.

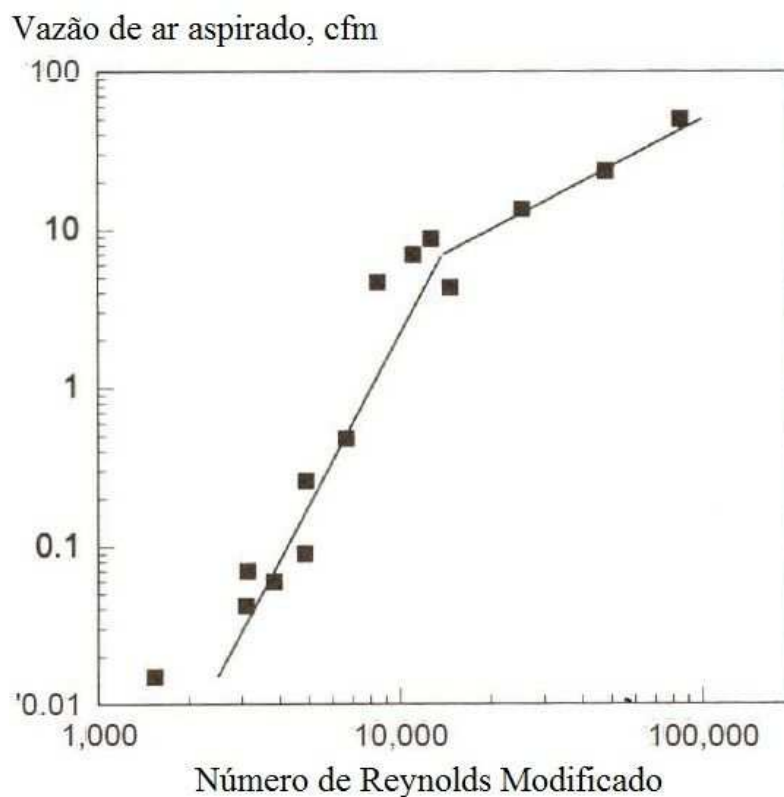


Figura 3.38: Aspiração de ar em função do número de Reynolds modificado para purga turbulenta sem efeito empuxo. Fonte: RILEY (1996).

A forma real de Re_m foi revelada por PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997):

$$Re_m = \frac{Q_{inj}}{ndv_{amb}} \left(\frac{L_{jato}}{L_{abertura}} \right) \quad (3.14)$$

$$L_{jato} = \min(L_{oposta}; 5L_{paralela}) \quad (3.15)$$

Em que v_{amb} é a viscosidade cinemática do gás ambiente (m^2/s), ar, L_{jato} o comprimento do jato (m) definido em (3.15), $\min(A; B)$ expressa o menor valor entre A e B , $L_{abertura}$ a distância do injetor de gás até a abertura na tampa do distribuidor (m), L_{oposta} a distância do injetor à parede oposta do distribuidor (m) e $L_{paralela}$ a distância do injetor à parede paralela ao eixo do jato mais próxima (m). A equação (3.15) foi motivada pelo efeito

Coanda, que faz o jato aderir a paredes próximas e reduz fortemente o entranhamento de ar.

O número de Reynolds convencional expressa a razão entre as forças de inércia e viscosa que atua em um fluido (MAZUMDAR e EVANS, 2010). Entretanto, na definição de Re_m , a vazão de gás e a viscosidade cinemática se referem a fluidos diferentes, o que torna imprecisa a interpretação física do grupo adimensional proposto. Dessa forma, o emprego de Re_m pode ser encarado como um método puramente empírico.

A partir das equações (3.14) e (3.15), percebe-se que a posição dos injetores é chave no combate à entrada de ar no distribuidor por entranhamento de jato turbulento enquanto o tipo de gás usado na purga (argônio ou nitrogênio) é pouco relevante. Os injetores devem ser afastados das aberturas da tampa e ser posicionados perto das paredes laterais do distribuidor ou sobre suas barragens.

Através de experimentos em modelos físicos de distribuidor que contemplavam fenômenos de convecção natural e entranhamento de jato turbulento, RILEY (1996) constatou que os dois mecanismos de entrada de ar agem de forma aproximadamente aditiva. Logo as considerações anteriores levantadas em condições simplificadas, em que apenas um mecanismo de entrada de ar atuava por vez, continuam válidas quando os dois mecanismos agem simultaneamente.

RILEY (1996) ainda propôs um mecanismo adicional pelo qual a entrada de ar durante a purga pode ser minimizada. À medida que se aumenta a vazão de gás inerte e se reduz as dimensões das aberturas na tampa do distribuidor, cria-se uma pequena pressão em excesso dentro do distribuidor. A figura 3.39 apresenta o efeito da pressão em excesso medida nos experimentos com modelos físicos. Pressões extremamente baixas, da ordem de 10^{-7} atm, foram capazes de reduzir consideravelmente a entrada de ar em relação ao valor calculado pelas figuras 3.37 e 3.38.

Segundo PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997), quando a velocidade do gás nas aberturas da tampa do distribuidor é relativamente baixa, a vazão de gás inerte Q_{inj} (m^3/s) necessária para criar determinada pressão em excesso no distribuidor ΔP (Pa) é dada por:

$$Q_{inj} = \sqrt{\frac{A_{dist}^2 A_{aberturas}^2}{A_{dist}^2 - A_{aberturas}^2} \cdot \frac{2\Delta P}{\rho_{inj}}} \quad (3.16)$$

Em que A_{dist} é a área da secção transversal do distribuidor (m^2), $A_{aberturas}$ a área da secção transversal das aberturas na tampa do distribuidor (m^2) e ρ_{inj} a densidade do gás inerte injetado (kg/m^3). A equação (3.16) é derivada a partir de um balanço de energia macroscópico que trata o gás de purga, aproximadamente, como fluido incompressível.

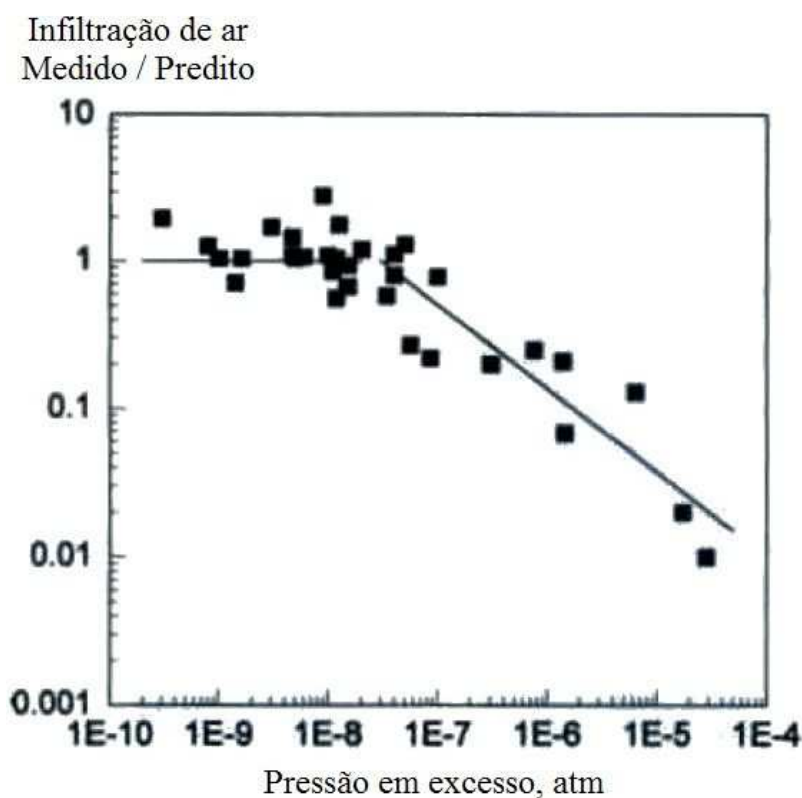


Figura 3.39: Razão entre valores de aspiração medido e previsto em função da pressão em excesso. Fonte: RILEY (1996).

3.5.5 Projeto, dimensionamento e análise de eficiência de sistemas de inertização por injeção de gás inerte

O projeto, dimensionamento e análise de eficiência de sistemas de inertização de distribuidor são etapas interligadas e que, portanto, devem ser trabalhadas em conjunto.

A vazão de gás inerte necessária para a purga pode ser estimada com base na teoria dos reatores de mistura perfeita (UESUGI, 1985):

$$C_{O_2}(t) = C_{O_2}^0 \frac{Q_{ref}}{Q_{ref} + X_{ref}} \exp\left(-\frac{Q_{ref} + X_{ref}}{V_{dist}} \frac{T_{dist}}{T_{ref}} t\right) + C_{O_2}^0 \frac{X_{ref}}{Q_{ref} + X_{ref}} \quad (3.17)$$

Em que $C_{O_2}(t)$ é a concentração de oxigênio na atmosfera do distribuidor no tempo t (s), $C_{O_2}^0$ é a concentração inicial de oxigênio na atmosfera do distribuidor (igual à concentração de oxigênio no ar), Q_{ref} a vazão de gás inerte usada na purga (m^3/s) medida na temperatura de referência T_{ref} (K), X_{ref} a vazão de ar infiltrado no distribuidor (m^3/s) medida na mesma temperatura de referência que Q_{ref} , V_{dist} o volume do distribuidor (m^3) e T_{dist} a temperatura do gás no interior do distribuidor (K), assumida constante. Equação análoga pode ser usada para descrever o comportamento do nitrogênio durante purga com argônio.

A partir das relações abaixo:

$$C_{O_2}^\infty = \lim_{t \rightarrow \infty} C_{O_2}(t) = C_{O_2}^0 \frac{X_{ref}}{Q_{ref} + X_{ref}} \quad (3.18)$$

$$C_{O_2}^0 - C_{O_2}^\infty = C_{O_2}^0 \left(1 - \frac{X_{ref}}{Q_{ref} + X_{ref}}\right) = C_{O_2}^0 \frac{Q_{ref}}{Q_{ref} + X_{ref}} \quad (3.19)$$

$$Q_{ef} = (Q_{ref} + X_{ref}) \frac{T_{dist}}{T_{ref}} = Q_{ref} \frac{C_{O_2}^0}{C_{O_2}^0 - C_{O_2}^\infty} \frac{T_{dist}}{T_{ref}} \quad (3.20)$$

A equação (3.17) pode ser reescrita na seguinte forma compacta:

$$\frac{C_{O_2}(t) - C_{O_2}^\infty}{C_{O_2}^0 - C_{O_2}^\infty} = \exp\left(-\frac{Q_{ef}}{V_{dist}} t\right) \quad (3.21)$$

Em que $C_{O_2}^\infty$ é a concentração de oxigênio na atmosfera do distribuidor após um tempo infinito de purga e Q_{ef} a vazão efetiva de inertização (m^3/s), que representa a vazão total de gás, medida na temperatura do distribuidor, que percorre o equipamento durante a

purga. A equação (3.21) é parecida com aquela apresentada por RILEY (1996), entretanto o autor calcula Q_{ef} erroneamente como Q_{dist} – equação (3.4). Na ausência de entrada de ar ($X_{ref} = 0$), a equação (3.17) é simplificada para:

$$C_{O_2}(t) = C_{O_2}^0 \exp\left(-\frac{Q_{ref} T_{dist}}{V_{dist} T_{ref}} t\right) \quad (3.22)$$

que é essencialmente a fórmula adotada por BANNENBERG e HARSTE (1993) e CHEN *et al.* (2001). A equação (3.22) possui maior interesse prático que a equação (3.21), pois $C_{O_2}^\infty$ necessita ser determinado experimentalmente e deve ser minimizado para que se consiga inertizar completamente o distribuidor. Caso se opte pelo uso da equação (3.17), X_{ref} pode ser obtido pela equação (3.18) após a medição de $C_{O_2}^\infty$.

A validade da equação (3.22) necessita ser discutida.

MATTEDI *et al.* (2003) alegam ter analisado o comportamento dinâmico do sistema de inertização após cada simulação e ter reposicionado os injetores de gás inerte de forma a evitar pontos estagnados e zonas de recirculação. A importância dessas regiões contraria a suposição de mistura perfeita assumida na dedução da equação (3.22).

UESUGI (1985) e CHEN *et al.* (2001) encontraram boa concordância entre suas medições da concentração de oxigênio na atmosfera do distribuidor e os valores preditos pela equação de mistura perfeita. BANNENBERG e HARSTE (1993) observaram que, no primeiro minuto de purga, as concentrações medidas de oxigênio e nitrogênio caíram mais rapidamente do que o previsto pela equação de mistura perfeita. Um fluxo idealizado tipo pistão descreveu bem os dados experimentais nesse momento – equação (3.23). Após três minutos do início da purga, a equação de mistura perfeita passou a representar melhor os dados.

$$C_{O_2}(t) = C_{O_2}^0 \left(1 - \frac{Q_{ref} T_{dist}}{V_{dist} T_{ref}} t\right) \quad (3.23)$$

A tabela III.4 apresenta as vazões de gás inerte usadas por diversos autores para a inertização de distribuidor. Outras informações pertinentes como capacidade ou volume

do distribuidor, temperatura do equipamento, tempo de purga e concentração de oxigênio residual obtida também são fornecidas. Embora se possa perceber certa tendência de aumento de vazão com o aumento do volume ou capacidade do distribuidor, é notável uma grande dispersão nos valores empregados para condições semelhantes.

Tabela III.4: Características de sistemas de inertização identificados na literatura. Fontes: UESUGI (1985), BANNENBERG e HARSTE (1993), RILEY (1996), PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997), CHEN *et al.* (2001), GUIMARÃES *et al.* (2002), LACHMUND e XIE (2003), MATTEDI *et al.* (2003), CRAVO (2006), FERNANDES, CELIBERTO e BOSCHETTI (2007) e comunicações privadas no ano de 2013.

Usina	Ano	Distribuidor			Vazão de gás (Nm ³ /min)	Tempo (min)	%O ₂ obtido
		Capacidade (t)	Volume (m ³)	T (°C)			
CSC	2001	55		Ambiente	15	2	1
				Aquecido		1	< 0,1
CST	2003	45		Aquecido	Entre 4,17 e 6,33	5	2,08 ^(a)
Dillinger Hüttenwerke	1993	50 ^(b)	8,5	Ambiente	6,03 ^(c)	4	1
				Aquecido		2,5 a 5	≈ 0
Dillinger Hüttenwerke	2003	50 ^(b)		Aquecido	8,35 a 16,71	3	< 2
Gerdau AEP	2007	16		Aquecido	0,567	5	< 1
Modelo físico Praxair	1997		0,0850	21,1	0,193	2,0	1,5
Usina brasileira	2013	60		1100	8,67	3,6	
Usina citada por Riley	1996	13,6	2,8		5,26	1 / 5 ^(d)	
Sanyo Special Steel	1985		8	1000	6,25	5	0,1

(a) Valor máximo no domínio obtido por simulação matemática.

(b) Não foi informado se o valor corresponde à tonelada métrica ou americana.

(c) Considerou-se temperatura padrão de 70°F para a conversão.

(d) Tempo de purga antes do início do lingotamento / tempo total de purga.

A análise de eficiência de sistemas de inertização de distribuidor visa controlar a entrada de ar durante o processo por meio de modificações iterativas no projeto do sistema de purga. Essa análise é feita majoritariamente por abordagens experimentais como ensaios em modelos físicos e testes industriais a frio ou a quente (seção 3.5.1). O uso de modelo matemático para análise de eficiência é uma alternativa de baixo custo e que se mostrou eficaz através do trabalho de MATTEDI *et al.* (2003).

RILEY (1996) e PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997) propuseram o uso de sistema de inertização com número de Froude modificado acima de 0,22, número de Reynolds modificado abaixo de 14000, pressão em excesso no distribuidor maior que 2×10^{-8} atm (item 3.5.4) e que a purga alcance a concentração de oxigênio residual na atmosfera do distribuidor requerida no tempo disponível. Isto é, sugerem o uso simultâneo das equações (3.1) a (3.4), (3.14) a (3.16), (3.20) e (3.21) de forma a atender todos os critérios acima. O uso dessa abordagem por terceiros é impedida por questões legais devido à patente e pelo desconhecimento em relação aos detalhes de sua aplicação. Adicionalmente, a metodologia apresenta as seguintes desvantagens:

- Limitação das configurações de inertização utilizáveis aos casos em que a metodologia foi levantada, pois essa é essencialmente empírica (seção 3.5.4);
- Ambiguidade, já que é possível propor diferentes configurações de inertização que atendam aos mesmos critérios e tenham eficiências de purga diferentes – exemplo nesse sentido é apresentado em PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997);
- Tendência a superdimensionar o sistema de inertização devido ao emprego de regras gerais e a dispersão nos valores usados como referência – ver figuras 3.37 a 3.39 e tabela III.4.

3.5.6 Benefícios metalúrgicos da inertização

O benefício mais óbvio da inertização de distribuidor é prevenir o sucateamento de aço devido à sua contaminação pelo ar durante os períodos transientes do lingotamento contínuo, que se reflete em *pick-up* de oxigênio total, aumento no consumo de desoxidantes e ligas, *pick-up* de nitrogênio e formação de macroinclusões (seção 3.5.1). Qualidades de aço que requerem elevada limpidez e estrito controle de composição

química são especialmente beneficiadas. A tabela III.5 apresenta compilação feita por ZHANG e THOMAS (2003c) dos requisitos de limpidez típicos para vários tipos de aços.

Tabela III.5: Requisitos de limpidez típicos para vários tipos de aços. Fonte: ZHANG e THOMAS (2003c).

Produto	Teor máximo de impurezas	Tamanho máximo de inclusão
Aço IF	$[C] \leq 10\text{-}30\text{ppm}$, $[N] \leq 40\text{-}50\text{ppm}$, $[O]_{\text{total}} \leq 40\text{ppm}$	
Chapa para setor automotivo e estampagem profunda	$[C] \leq 30\text{ppm}$, $[N] \leq 30\text{ppm}$	100 μm
Lata D&I	$[C] \leq 30\text{ppm}$, $[N] \leq 30\text{ppm}$, $[O]_{\text{total}} \leq 20\text{ppm}$	20 μm
Aço ligado para vaso de pressão	$[P] \leq 70\text{ppm}$	
Barras de aço ligado	$[H] \leq 2\text{ppm}$, $[N] \leq 10\text{-}20\text{ppm}$, $[O]_{\text{total}} \leq 10\text{ppm}$	
Aço resistente a HIC (tubo para gás sulfuroso)	$[P] \leq 50\text{ppm}$, $[S] \leq 10\text{ppm}$	
Aço para tubos	$[S] \leq 30\text{ppm}$, $[N] \leq 35\text{-}50\text{ppm}$, $[O]_{\text{total}} \leq 30\text{ppm}$	100 μm
Aço para recozimento contínuo	$[N] \leq 20\text{ppm}$	
Chapas para soldagem	$[H] \leq 1.5\text{ppm}$	
Esfera para rolamentos	$[O]_{\text{total}} \leq 10\text{ppm}$	15 μm
Cordoalha de pneus	$[H] \leq 2\text{ppm}$, $[N] \leq 40\text{ppm}$, $[O]_{\text{total}} \leq 15\text{ppm}$	10-20 μm
Aço elétrico de grão não-orientado	$[N] \leq 30\text{ppm}$	
Chapa grossa	$[H] \leq 2\text{ppm}$, $[N] \leq 30\text{-}40\text{ppm}$, $[O]_{\text{total}} \leq 20\text{ppm}$	13-200 μm
Fio de arame	$[N] \leq 60\text{ppm}$, $[O]_{\text{total}} \leq 30\text{ppm}$	20 μm

De acordo com WÜNNENBERG *et al.* (1993), citados por WÜNNENBERG e CAPPEL (2009), o abaixamento do oxigênio total e do nitrogênio para seus menores níveis no aço, durante a primeira corrida, pode demorar de 20 a 30 minutos dependendo da massa de aço no distribuidor e da velocidade de lingotamento.

A incidência de *clogging* também pode ser reduzida ao se prevenir a reoxidação do aço com a inertização.

Segundo RILEY (1996), em certa usina que produz aço carbono e ligado acalmado ao alumínio e tratado com cálcio, eram observadas obstruções no início do lingotamento e durante trocas de painéis com mudança de qualidade de aço, em que é feito abaixamento significativo do nível do aço no distribuidor. Embora certas qualidades de aço apresentem maior tendência à obstrução, essas ocorrências durante os períodos transientes do processo não mostravam forte correlação com a composição química de aço produzido. A inertização de distribuidor foi aplicada com sucesso para reduzir o problema (seção 3.5.1).

MCKAGUE *et al.* (1998), citados por DEKKERS (2002), correlacionaram o *clogging* catastrófico de aço tratado com cálcio à reoxidação do aço durante o enchimento do distribuidor. A reoxidação gera alumina que transforma inclusões líquidas de aluminato de cálcio existentes no aço em inclusões sólidas de aluminato de cálcio com alto teor de alumina, sendo as últimas responsáveis pelo *clogging*.

Para SASAI e MIZUKAMI (2001), é frequente a rápida obstrução de válvulas do lingotamento contínuo quando há reoxidação do aço líquido. A reoxidação pode ocorrer na panela, distribuidor ou válvula, entretanto é mais severa no início do lingotamento e durante trocas de panela. SASAI e MIZUKAMI (2001) propuseram um mecanismo para explicar a rápida obstrução em corridas reoxidadas através da realização de experimentos em laboratório e comparação de seus resultados com a forma de adesão de Al_2O_3 em válvulas de lingotamento contínuo,

De acordo com o mecanismo proposto, durante a reoxidação local do aço, FeO líquido é formado e passa a agir como ligante aglomerando partículas de Al_2O_3 . Em um curto espaço de tempo, o ligante FeO e as partículas Al_2O_3 reagem formando uma ponte sólida de FeAl_2O_4 . Esse mecanismo possibilita a formação mais rápida de uma rede de

partículas de Al_2O_3 aderida à válvula do que seria possível **pela sinterização no estado sólido, que atua quando não há reoxidação do aço.**

A inertização de distribuidor ainda traz benefícios indiretos.

RIBOUD (1994) comenta que os efeitos prejudiciais da reoxidação do aço durante o lingotamento podem ir muito além da absorção de oxigênio. A reoxidação local cria uma situação de não equilíbrio metal-escória, o que reduz a tensão interfacial entre as fases e facilita a emulsificação da escória. Como consequência, ocorre a formação de macroinclusões de escória danosas ao aço.

A fim de se exemplificar o fenômeno descrito por RIBOUD (1994), são apresentados na figura 3.40 resultados obtidos RIBOUD e LUCAS (1981), e citados por TURKDOGAN (2010). No experimento considerado, gotas de liga Fe-Al foram oxidadas, em atmosfera inerte, por banhos de aluminossilicato contendo óxido de ferro e acompanhou-se a variação com tempo da tensão interfacial. No período de máxima oxidação do alumínio, a tensão interfacial cai até valores próximos de zero.

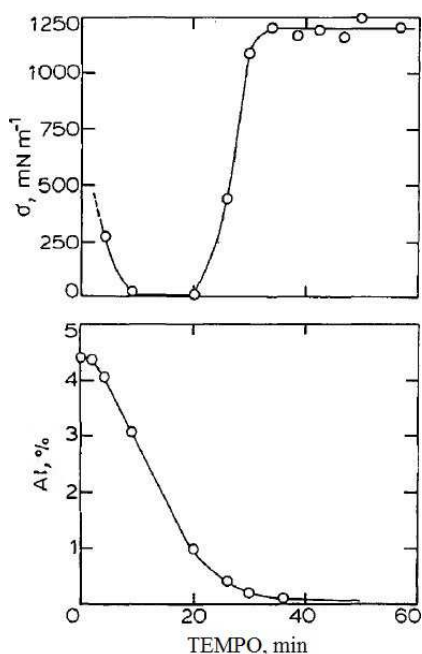


Figura 3.40: Variação com tempo da tensão interfacial durante a transferência de alumínio de uma gota de liga Fe-Al para banho de silicato de cálcio em atmosfera inerte. Fonte: RIBOUD e LUCAS (1981) citados por TURKDOGAN (2010).

Segundo KUCCHAR e HOLAPPA (1995), componentes oxidados provenientes da escória carregada da panela, da reoxidação do aço pelo ar e de produtos da erosão do refratário vão para escória e oxidam o aço durante toda corrida.

Alguns autores (HAYDEN e BARNES, 1996; JÚNIOR, 2009) consideram que a formação de defeitos em aços está relacionada principalmente com o desprendimento de partículas do *clogging* e não com as inclusões já existentes no aço. De forma que, durante o início do sequencial, corridas sujas (com alto nível de inclusões) podem levar a produtos limpos em conjunto com a formação de *clogging*. No decorrer do sequencial, corridas limpas acabam resultando em produtos sujos pelo desprendimento do *clogging* anteriormente formado.

3.6 Inertização de Outros Equipamentos Metalúrgicos

Os princípios básicos da inertização de distribuidor podem ser aplicados para inertização de outros equipamentos metalúrgicos. Além da purga de distribuidor e de modelo físico de distribuidor, PRAXAIR TECHNOLOGY, INC. (1997) apresentam resultados da inertização de panela, modelo físico de panela e modelo físico de AOD. No entanto não são discutidos na patente os objetivos dessas práticas.

FUJII (2003) apontam o uso da inertização para prevenir o *pick-up* de nitrogênio durante o vazamento de convertedor em panela. O autor também sugere o uso da técnica em estação de rinsagem e no lingotamento contínuo para combater o *pick-up* de nitrogênio e hidrogênio que ocorre nesses processos.

NADIF *et al.* (2007) citam a inertização da panela como forma de prevenir a reoxidação do aço pelo ar atmosférico no equipamento.

Segundo TURKDOGAN (2010), a inertização da borda livre de panela coberta com tampa é eficaz em evitar *pick-up* de oxigênio e nitrogênio durante a dessulfuração de aços em panela com requisitos de enxofre inferiores a 20ppm. Nesse processo, uma mistura adequada entre aço e escória, necessária à cinética de reação, é alcançada pela agitação vigorosa do banho. Para tal, argônio é injetado por lança de topo (mais comum) ou por três plugues porosos instalados no fundo da panela.

Para o presente autor, é provável que a inertização seja aplicada no AOD com objetivo similar ao caso anterior. Durante a etapa de redução do aço inox no AOD, são feitas adição de desoxidantes e fluxantes, agitação do banho com gás inerte, recuperação de metais oxidados na escória e dessulfuração do aço (CHOULET, 1999). Esses processos são potencialmente beneficiados pela inertização do equipamento.

O processo de inertização LBI (*Laminar Barrier Inerting*), patenteado por UNION CARBIDE CORPORATION (1989a) e UNION CARBIDE CORPORATION (1989b), foi utilizado com êxito em diversas aplicações metalúrgicas, tais como fundição, vazamento de metais, atomização (metalurgia do pó), soldagem, brasagem, galvanização e refusão por eletroescória (SHARMA e NOWOTARSKI, 1989; CHAN, 1991; ADASCZIK, BARLOW e CHAN, 1992).

SHARMA e NOWOTARSKI (1989) aplicaram a tecnologia LBI em fornos de indução usados para fusão da carga metálica em uma fundição de precisão. A efetividade da técnica foi testada em diferentes ligas de aço inox, níquel, cobalto, monel (níquel-cobre) e aço baixa liga. A inertização do forno com mistura de argônio e nitrogênio foi capaz de reduzir os teores de oxigênio e hidrogênio nas ligas em 30-60% e 40-75%, respectivamente, e manter o teor de nitrogênio inalterado. Ao mesmo tempo, a oxidação das ligas e a consequente formação de escória foram reduzidas significativamente. Como resultado, a vida dos refratários aumentou, o consumo de ligas diminuiu, a qualidade das peças melhorou e seu índice de rejeição caiu apreciavelmente.

AIR LIQUIDE INDUSTRIAL U.S. LP (2013) patenteou um aparato e método para inertização de fornos de fusão, primariamente, de ligas de magnésio, que queimam na presença de oxigênio atmosférico, ou de alumínio, que formam drosses ao reagirem com o oxigênio atmosférico. No entanto, o processo também pode ser aplicado a outros metais como lítio, zinco e silício. Os fornos de fusão considerados operam a maior parte do tempo fechados e podem ser indutivos, resistivos ou de queima indireta. Dióxido de carbono, argônio e nitrogênio são sugeridos como gases inertes para a purga.

Outros fornecedores gases, como AIR PRODUCTS (2008) e MESSER (2014), também oferecem soluções e serviços de inertização para aplicações diversas.

Técnicas de inertização também são usadas para tornar inerte a atmosfera de silos de insumos siderúrgicos. O magnésio e o carbureto de cálcio, usados em processos desoxidação e dessulfuração, necessitam de proteção contra o ar atmosférico a fim de se evitar incêndios (SEMINÁRIO DE ACIARIA, 2014).

Aplicação similar é a manutenção de atmosfera controlada em fornos de tratamento térmico. Nesse caso, para prevenir problemas metalúrgicos nas peças processadas, como descarburagem e oxidação intergranular, deve-se atentar à escolha da composição química da atmosfera, à entrada de ar no forno e a vazamentos da água de refrigeração (CONNERY e SWITZER, 2008).

Conforme revisão bibliográfica feita por MARX e WOLLENBERG (2013), a inertização é aplicada em diversas etapas da produção de ferro e aço com o objetivo de suprimir a geração de fumos, oriundos de reações de oxidação. Tal supressão é vantajosa, visto que reduz a solicitação sobre o sistema de exaustão, melhora a condição do ambiente produtivo e evita contaminações ao meio-ambiente. Os locais ou momentos de aplicação da inertização considerados são casa de corrida de alto-forno, vazamento de forno Siemens-Martin, convertedor e forno-elétrico, corte de escória e sucata retornada, transferência de gusa de carro torpedo para panela de aciaria e despoeiramento de forno-elétrico. Também são citados trabalhos em que, através da inertização, se busca prevenir a contaminação do aço líquido pelo ar que ocorre durante o enchimento da panela e do molde.

Dentre outros procedimentos testados, MARX e WOLLENBERG (2013) inertizaram um convertedor BOF de 300t por meio da Injeção contínua de argônio pelas ventaneiras inferiores do equipamento. A purga foi realizada entre as etapas de vazamento da escória e sopro e durou entre seis e onze minutos. Os autores obtiveram redução significativa dos fumos durante as etapas de carregamento de sucata e de gusa. Adicionalmente, devido à melhora visual obtida, o tempo de carregamento de gusa pôde ser reduzido em 30%. Outra forma de inertização testada pelos autores foi a injeção de gelo seco durante o vazamento de gusa. Essa técnica apresenta como vantagem o menor custo, entretanto não há melhora visual devido à fumaça branca produzida pelo gelo seco.

A inertização é usada no lingotamento convencional com objetivos similares ao do seu emprego no lingotamento contínuo. Resultados de SUMITOMO *et al.* (1985), citados por ZHANG e THOMAS (2006), mostraram que a selagem com gás inerte da alimentação de lingoteiras foi capaz de reduzir os teores de nitrogênio e hidrogênio do aço em 30ppm e 1ppm, respectivamente, em relação ao lingotamento não selado, e de abaixar consideravelmente a quantidade de inclusões de alumina maiores que 200 μ m.

HOFFMAN *et al.* (1961b) reporta que a proteção do aço líquido em atmosfera inerte de argônio durante o lingotamento convencional foi capaz de diminuir em 30-65% o número de inclusões não-metálicas, de reduzir de 3-24% a perda metálica por acondicionamento e de preservar os efeitos do tratamento de vácuo por prevenir *pick-up* de hidrogênio, nitrogênio e oxigênio causado pelo ar.

LISOBEY e JOHNSTON (1961) realizaram experimentos em laboratório e testes industriais da inertização de lingoteira com gás seco não-oxidante (argônio). O objetivo da purga foi minimizar o *pick-up* de hidrogênio e reduzir o número de defeitos associados ao entranhamento de oxigênio durante a operação de vazamento.

De acordo com RILEY (1996), a inertização de lingoteiras é uma das poucas aplicações siderúrgicas em que não são encontradas altas temperaturas. Assim é possível o uso de aspersores laminares para a inertização. Esses injetores, por serem frágeis, não resistem à radiação térmica de refratários pré-aquecidos como encontrados em distribuidor com partida a quente.

Vale ressaltar que embora o lingotamento contínuo domine a produção mundial de aço, o lingotamento convencional é ainda importante devido ao seu uso na fabricação de aços especiais (ZHANG e THOMAS, 2006). Em 2012, 11,7% do aço bruto produzido na Suécia foi processado por lingotamento convencional (WSA, 2013).

3.7 Simulação Matemática da Inertização de Distribuidor

O modelamento matemático da inertização de distribuidores consiste na solução das equações de conservação que governam o comportamento do fluido presente no interior do distribuidor durante a purga. Devido à complexidade matemática do sistema de equações envolvido, é necessário o uso de métodos numéricos para sua solução. Esse

procedimento compreende o emprego de CFD (*Computational Fluid Dynamics*) para o estudo da inertização de distribuidor.

O escoamento durante a inertização do distribuidor é caracterizado por uma única fase gasosa composta por uma mistura de gás inerte injetado e ar ambiente. O ar, por sua vez, é formado por diversos componentes (N_2 , O_2 , H_2O , Ar, CO_2 , etc), sendo os principais nitrogênio e oxigênio. Assim uma descrição rigorosa da inertização de distribuidor requer o cálculo simultâneo de todos os componentes existentes no sistema.

Uma simplificação interessante, utilizada por MATTEDI *et al.* (2003), é tratar o fluido presente no distribuidor durante a purga como uma mistura binária de gás inerte e ar. Nesse caso, é necessário resolver apenas uma equação diferencial adicional em relação aos problemas envolvendo substâncias puras. O escoamento da mistura binária não isotérmica formada pelos componentes A e B é descrita pelas equações a seguir (BIRD, STEWART e LIGHTFOOT, 2002):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (3.24)$$

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \otimes \mathbf{v}) = -\nabla p - \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} + \rho \mathbf{g} \quad (3.25)$$

$$\frac{\partial (\rho h)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} h) = -\nabla \cdot \mathbf{q} - \boldsymbol{\tau} : \nabla \mathbf{v} + \frac{\partial p}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \nabla p \quad (3.26)$$

$$\frac{\partial (\rho \omega_A)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \omega_A) = -\nabla \cdot \mathbf{j}_A \quad (3.27)$$

$$\omega_B = 1 - \omega_A \quad (3.28)$$

Em que ρ é a densidade da mistura (kg/m^3), t o tempo (s), $\nabla \cdot ()$ o operador divergente ($1/m$), $\mathbf{v}$ o vetor velocidade da mistura (m/s), $\otimes$ o produto diádico, $\nabla ()$ o operador gradiente ($1/m$). p a pressão absoluta (Pa), $\boldsymbol{\tau}$ o tensor fluxo de *momentum* viscoso (Pa), $\mathbf{g}$ o vetor força externa por unidade de massa (m/s^2), que na ausência de outras forças externas é igual à aceleração da gravidade, h a entalpia específica da mistura (J/kg), $\mathbf{q}$ o vetor fluxo de calor (W/m^2), $\boldsymbol{\tau} : \nabla \mathbf{v}$ o produto escalar entre os tensores $\boldsymbol{\tau}$ e $\nabla \mathbf{v}$, ω_A a fração mássica de A na mistura, $\mathbf{j}_A$ o vetor fluxo de massa molecular (difusivo) de A (kg/m^2s) e ω_B a fração mássica de B na mistura.

As equações (3.24) a (3.26) expressam, respectivamente, as conservações de massa, quantidade de movimento e energia da mistura gasosa. Já a equação (3.27) exprime conservação de massa de A enquanto que a equação (3.28) expressa uma propriedade da fração mássica: soma da fração mássica de todos componentes de uma mistura resulta na unidade.

A equação (3.26) despreza trocas térmicas por radiação. De acordo com LIENHARD IV e LIENHARD V (2012), apenas moléculas com distribuição de cargas assimétricas absorvem radiação térmica. Assim, para todos os propósitos práticos, moléculas monoatômicas, como o argônio, e diatômicas simétricas, como o nitrogênio e o oxigênio, são transparentes à radiação térmica. Embora apresente certa quantidade de CO_2 e H_2O em sua composição (moléculas assimétricas), o efeito do ar em trocas térmicas por radiação é muito pequeno, sobretudo se a distância entre as superfícies for da ordem de metros ou menor – caso da inertização de distribuidor.

A equação (3.26) pode ser simplificada. O termo $-\boldsymbol{\tau}:\nabla\boldsymbol{v}$ relativo à dissipação viscosa de energia só é importante para fluidos submetidos a enormes gradientes de velocidade e o termo $\partial p/\partial t + \boldsymbol{v}\cdot\nabla p$ desaparece para fluidos à pressão constante (BIRD, STEWART e LIGHTFOOT, 2002). Desprezando-se esses termos, a equação (3.26) se torna:

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho\boldsymbol{v}h) = -\nabla\cdot\boldsymbol{q} \quad (3.29)$$

que é a forma da equação de energia recomendada por ANSYS (2012) para o escoamento subsônico (baixo número de Mach) de gases compressíveis.

A densidade da mistura ρ pode ser calculada a partir das densidades de A e B puros, ρ_A e ρ_B , sobre a premissa de comportamento ideal dos gases (METTEDI *et al.*, 2003; ANSYS, 2012):

$$\rho = \left(\frac{\omega_A}{\rho_A} + \frac{\omega_B}{\rho_B}\right)^{-1} = \frac{p}{RT} \left(\frac{\omega_A}{M_A} + \frac{\omega_B}{M_B}\right)^{-1} \quad (3.30)$$

Em que R é a constante universal dos gases (J/mol K), T a temperatura absoluta (K), M_A a massa molar de A (kg/mol) e M_B a massa molar de B (kg/mol).

Para gases ideais, a entalpia da mistura h é função apenas da temperatura e dada por (METTEDI *et al.*, 2003; ATKINS e DE PAULA, 2006):

$$h(T) = \int_{T_{ref}}^T C_p(T') d(T') \quad (3.31)$$

$$C_p = C_p^{(A)} \omega_A + C_p^{(B)} \omega_B \quad (3.32)$$

Em que C_p , $C_p^{(A)}$ e $C_p^{(B)}$ são as capacidades caloríficas à pressão constante da mistura, de A e de B (J/kg K).

Os fluxos que aparecem nas equações (3.25) a (3.27) – τ , q e j_A – são modelados com auxílio da lei de Newton da viscosidade, lei de Fourier e lei de Fick (BIRD, STEWART e LIGHTFOOT, 2002):

$$\tau = -\mu[\nabla v + (\nabla v)^t] + \left(\frac{2}{3}\mu - \kappa\right)(\nabla \cdot v)\delta \quad (3.33)$$

$$q = -\lambda \nabla T + \left(\frac{\hat{h}_A}{M_A} j_A + \frac{\hat{h}_B}{M_B} j_B\right) \quad (3.34)$$

$$j_A = -\rho D_{AB} \nabla \omega_A \quad (3.35)$$

$$j_B = -\rho D_{BA} \nabla \omega_B = -j_A \quad (3.36)$$

Em que μ é a viscosidade da mistura (Pa s), κ a viscosidade dilatacional da mistura gasosa (Pa s), δ o tensor unidade, λ a condutividade térmica da mistura (W/m K), $\hat{h}_A$ a entalpia parcial molar de A (J/mol), que para gás ideal é igual à entalpia molar de A puro, $\hat{h}_B$ a entalpia parcial molar de B (J/mol), j_B o vetor fluxo de massa molecular (difusivo) de B (kg/m²s) e D_{AB} a difusividade de A em B (m²/s), que é igual a D_{BA} (m²/s), a difusividade de B em A .

As principais propriedades de transporte da mistura gasosa – μ , λ e D_{AB} – podem ser estimadas, em função da composição química da mistura, a partir de correlações empíricas e informações dos componentes da mistura puros. Já κ não precisa ser

conhecido, pois é usual assumir que a mistura gasosa se comporta como gás ideal monoatômico, para o qual κ é nulo (BIRD, STEWART e LIGHTFOOT, 2002).

Cabe ressaltar que a lei de Fick é válida apenas para misturas binárias de forma que a adequação de seu uso está condicionada à validade da premissa do fluido presente no distribuidor se comportar como uma mistura de dois componentes. Segundo TAYLOR e KRISHNA (1993), a lei de Fick pode ser usada em misturas com multicomponentes, como uma boa aproximação, em casos especiais como soluções diluídas ou soluções em que as difusividades binárias entre todos seus componentes são muito próximas.

Afortunadamente, a inertização de distribuidor, utilizando argônio ou nitrogênio como gás inerte, se enquadra no segundo caso. A tabela III.6 apresenta valores de difusividade binária, calculados de acordo com BIRD, STEWART e LIGHTFOOT (2002), entre os principais componentes gasosos presentes no distribuidor durante a purga. Também são apresentados valores de difusividade para o ar tratado como uma substância pura.

Tabela III.6: Valores de difusividade binária entre os principais componentes gasosos presentes no distribuidor durante a purga. Valores calculados de acordo com BIRD, STEWART e LIGHTFOOT (2002) para pressão de 1atm.

Componentes A e B	D_{AB} a 25°C (m ² /s)	D_{AB} a 1200°C (m ² /s)
Argônio e ar	$1,96 \times 10^{-5}$	$3,61 \times 10^{-4}$
N ₂ e ar	$2,06 \times 10^{-5}$	$3,79 \times 10^{-4}$
Argônio e N ₂	$1,96 \times 10^{-5}$	$3,61 \times 10^{-4}$
Argônio e O ₂	$1,95 \times 10^{-5}$	$3,59 \times 10^{-4}$
N ₂ e O ₂	$2,06 \times 10^{-5}$	$3,79 \times 10^{-4}$

É notável a proximidade entre os valores de difusividade para os diferentes pares de componentes considerados, o que endossa o uso da lei de Fick em modelos matemáticos de inertização de distribuidor.

O escoamento durante a inertização do distribuidor é assumido turbulento (RILEY, 1996; MATTEDI *et al.*, 2003). Embora, em princípio, as equações anteriores sejam capazes de descrever diretamente escoamentos turbulentos, o custo computacional decorrente é proibitivo. Assim as equações são filtradas e o problema é descrito em termos de valores *suavizados* das grandezas de interesse. No entanto, esse procedimento resulta em termos adicionais nas equações de conservação que precisam ser determinados para o fechamento do sistema de equações. Para esse fim, são usados modelos de turbulência.

Os resultados de MATTEDI *et al.* (2003) indicam que a escolha do modelo de turbulência para descrever o escoamento durante a inertização de distribuidor é de importância secundária, pois diferentes modelos de turbulência ou mesmo sua supressão (suposição de escoamento laminar) não afetaram significativamente as previsões feitas.

Há uma grande quantidade de modelos de turbulência disponíveis na literatura (WILCOX, 1993; ANSYS, 2012). Dentre eles, merece destaque o modelo $k-\epsilon$ padrão, cujo equacionamento e tratamento de parede são descritos por LAUNDER e SPALDING (1974). Muito embora apresente limitações bem conhecidas (MOHAMMADI e PIRONNEAU, 1994), o modelo $k-\epsilon$ padrão foi empregado com êxito em aplicações siderúrgicas com características de escoamento similares à inertização de distribuidor: zona de queima em forno de pelletização (ATHAYDE, 2013) e escoamento de aço em distribuidor (ALVES, 2014).

4 METODOLOGIA

No presente trabalho, um modelo matemático empregando CFD foi desenvolvido e utilizado para estudar o processo de inertização do distribuidor de uma usina siderúrgica brasileira. O equipamento possui capacidade nominal de 17,7t, quatro veios e é utilizado no lingotamento de aços longos (tarugos e barras). Na maioria das configurações estudadas, a purga foi realizada pela injeção de argônio gasoso através de dutos na tampa do distribuidor.

A fim de se complementar esse trabalho, a magnitude da perda térmica resultante da prática de inertização em distribuidores com partida a quente foi avaliada. Também foram estimados os possíveis benefícios metalúrgicos da purga (eliminação do *pick-up* de oxigênio total, nitrogênio e hidrogênio) durante o enchimento inicial do equipamento.

4.1 Modelo Matemático

O modelo matemático utilizado resolve as equações de conservação de massa, momentum e energia (formulação para baixo número de Mach) da mistura gasosa. É resolvida também uma equação de conservação de massa para o ar em termos de sua fração mássica (seção 3.7). A turbulência é modelada pelo modelo k-ε padrão com a adição de termos de produção e dissipação não direcional de turbulência devido ao empuxo (ANSYS, 2012). O *software* comercial ANSYS CFX foi usado nos cálculos.

4.1.1 Equacionamento

Sob as premissas de validade da hipótese de Boussinesq e de comportamento ideal dos gases (BIRD, STEWART e LIGHTFOOT, 2002), é resolvido o sistema de equações a seguir (ANSYS, 2012):

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{\mathbf{v}}) = 0 \quad (4.1)$$

$$\frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{\mathbf{v}})}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{\mathbf{v}} \otimes \tilde{\mathbf{v}}) = -\nabla \bar{p}' + \nabla \cdot \{(\mu + \mu_t)[\nabla \tilde{\mathbf{v}} + (\nabla \tilde{\mathbf{v}})^t]\} + \bar{\rho} \mathbf{g} \quad (4.2)$$

$$\frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{h})}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{\mathbf{v}} \tilde{h}) = \nabla \cdot \left[\lambda \nabla \bar{T} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \nabla \tilde{h} + (h_A - h_B) \left(\bar{\rho} D_{AB} + \frac{\mu_t}{Sc_t} \right) \nabla \tilde{\omega}_A \right] \quad (4.3)$$

$$\frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{\omega}_A)}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{\mathbf{v}} \tilde{\omega}_A) = \nabla \cdot \left[\left(\bar{\rho} D_{AB} + \frac{\mu_t}{Sc_t} \right) \nabla \tilde{\omega}_A \right] \quad (4.4)$$

$$\tilde{\omega}_B = 1 - \tilde{\omega}_A \quad (4.5)$$

Em que $\bar{a}$ é o valor de a filtrado de flutuações turbulentas, ρ é a densidade da mistura (kg/m^3), t o tempo (s), $\nabla \cdot ()$ o operador divergente ($1/\text{m}$), $\tilde{b}$ o valor filtrado de b ponderado com a densidade ($= \overline{\rho b} / \bar{\rho}$), $\mathbf{v}$ o vetor velocidade da mistura (m/s), $\otimes$ o produto diádico, $\nabla ()$ o operador gradiente ($1/\text{m}$), p' a pressão modificada (Pa), μ a viscosidade dinâmica da mistura (Pa s), μ_t a viscosidade turbulenta da mistura (Pa s), $\mathbf{g}$ a aceleração da gravidade (m/s^2), h a entalpia específica da mistura (J/kg), λ a condutividade térmica da mistura (W/m K), T a temperatura (K), Pr_t o número de Prandtl turbulento, h_A a entalpia específica de A puro (J/kg), h_B a entalpia específica de B puro (J/kg), D_{AB} a difusividade de A em B (m^2/s), Sc_t o número de Schmidt turbulento, ω_A a fração mássica de A na mistura e ω_B a fração mássica de B na mistura.

O *software* ANSYS CFX realiza aproximações. A temperatura $\bar{T}$ é estimada com base em $\tilde{h}$. Os efeitos de flutuações turbulentas dos termos μ , λ , h_A , h_B e D_{AB} são desprezados. A pressão modificada $\bar{p}'$ é aproximada pela pressão absoluta $\bar{p}$ (ANSYS, 2012):

$$\bar{p}' = \bar{p} + \frac{2}{3}\bar{\rho}k + \frac{2}{3}(\mu + \mu_t)(\nabla \cdot \tilde{\mathbf{v}}) \approx \bar{p} \quad (4.6)$$

Em que k é a energia cinética turbulenta (J/kg). Já a viscosidade turbulenta μ_t é dada por (ANSYS, 2012):

$$\mu_t = C_\mu \bar{\rho} \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (4.7)$$

Em que C_μ é uma constante do modelo de turbulência e ε a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta (W/kg). Para o cálculo de k e ε , são resolvidas duas equações de conservação adicionais (ANSYS, 2012):

$$\frac{\partial(\bar{\rho}k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho}\tilde{\mathbf{v}}k) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + (P_k + P_{kb}) - \bar{\rho}\varepsilon \quad (4.8)$$

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho}\tilde{\mathbf{v}}\varepsilon) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{\varepsilon}{k} [C_{\varepsilon 1}(P_k + P_{\varepsilon b}) - C_{\varepsilon 2}\bar{\rho}\varepsilon] \quad (4.9)$$

Em que σ_k , σ_ε , $C_{\varepsilon 1}$ e $C_{\varepsilon 2}$ são constantes do modelo de turbulência, P_k a taxa de geração de turbulência por forças viscosas (W/kg), P_{kb} a taxa de geração de k pela força de empuxo (W/kg) e $P_{\varepsilon b}$ termo associado à geração de ε pela força de empuxo (W/kg). As taxas de geração são expressas por (ANSYS, 2012):

$$P_k = \mu_t [\nabla \tilde{\mathbf{v}} + (\nabla \tilde{\mathbf{v}})^t] : \nabla \tilde{\mathbf{v}} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \tilde{\mathbf{v}}) (3\mu_t \nabla \cdot \tilde{\mathbf{v}} + \bar{\rho}k) \quad (4.10)$$

$$P_{kb} = -\frac{\mu_t}{\bar{\rho}\sigma_\rho} \mathbf{g} \cdot \nabla \bar{\rho} \quad (4.11)$$

$$P_{\varepsilon b} = C_3 \max(0, P_{kb}) \quad (4.12)$$

Em que σ_ρ e C_3 são constantes do modelo de turbulência. Os valores de todas as constantes do modelo k- ε padrão implementado no *software* ANSYS CFX são apresentados na tabela IV.1.

Tabela IV.1: Valores das constantes do modelo k- ε padrão implementado no *software* ANSYS CFX. Fonte: ANSYS (2012).

Pr_t	Sc_t	C_μ	σ_k	σ_ε	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	σ_ρ	C_3
0,9	1	0,09	1	1,3	1,44	1,92	1	1

A capacidade calorífica, condutividade térmica e viscosidade do ar foram retiradas de INCROPERA *et al.* (2006). Todas as propriedades do argônio podem ser preditas teoricamente. Foram utilizados os valores de condutividade térmica e viscosidade calculados por BICH, MILLAT e VOGEL (1990) com correções relativistas e a capacidade calorífica de gás ideal monoatômico (ATKINS e DE PAULA, 2006).

A difusividade entre ar e argônio, a condutividade térmica da mistura e a viscosidade da mistura foram calculadas segundo BIRD, STEWART e LIGHFOOT (2002). A dependência de todas as propriedades dos materiais com a temperatura foi considerada por

expressões ou através de um esquema de inversão de tabelas. As propriedades dos gases usadas nesse trabalho são apresentadas em detalhes no apêndice I.

4.1.2 Configurações estudadas

A figura 4.1 apresenta um esquema do distribuidor modelado. Devido à simetria do sistema, apenas metade do domínio foi simulada. As principais características do distribuidor são apresentadas na tabela IV.2. As medidas internas do distribuidor estudado são fornecidas no apêndice II.

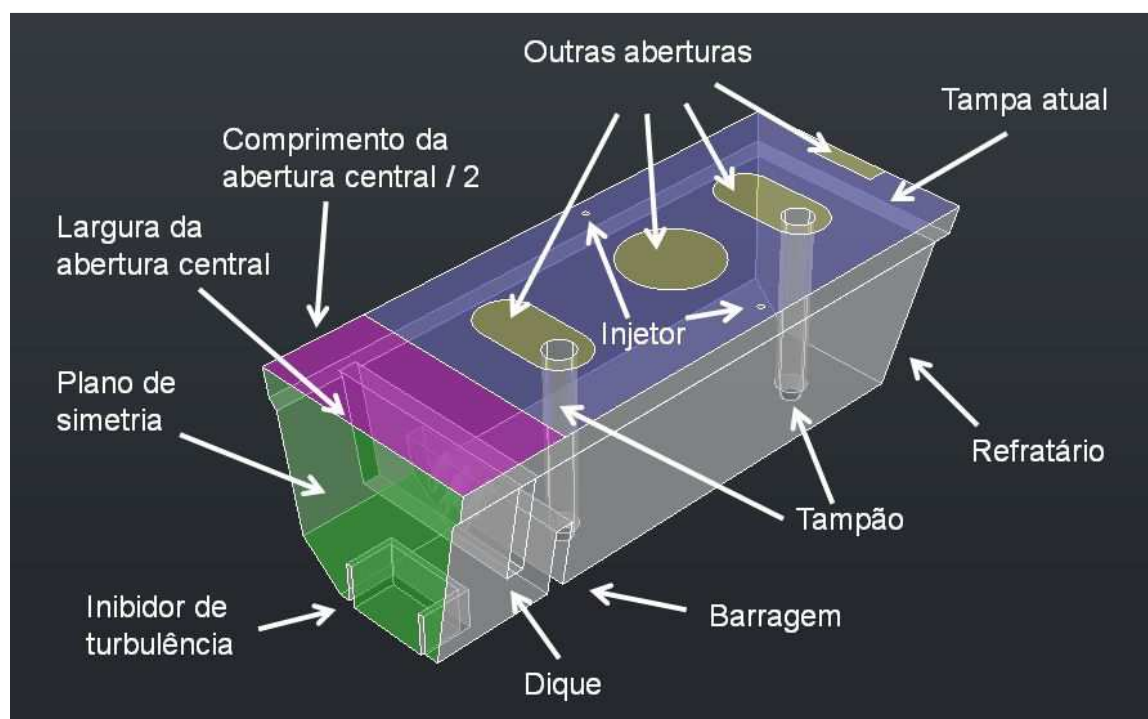


Figura 4.1: Esquema ilustrativo de distribuidor com injeção de argônio gasoso por 4 dutos de 25.4mm na tampa (configurações F1, F4 e Q1, ver tabelas IV.3 e IV.4). Devido à simetria, apenas metade do domínio foi simulada.

Com objetivo de estudar separadamente os dois mecanismos de entrada de ar e de tornar os resultados de aplicação mais geral, foram simulados casos de inertização em distribuidor com partida a frio (tabela IV.3) e com partida a quente (tabela IV.4). No primeiro caso, assumiu-se temperatura inicial do ar presente no distribuidor e dos

refratários de 25°C. No segundo caso, foi utilizada temperatura de 1200°C. No presente trabalho, 1Nm³ denota 1m³ de gás medido a 1atm (101325Pa) e 0°C (273,15K).

Tabela IV.2: Características principais do distribuidor em estudo. As configurações mencionadas são descritas nas tabelas IV.3 e IV.4.

Capacidade nominal (t)	17.7	Área aberta na tampa (m ²), configurações F1 a F4 e Q1	1.70
Volume interno (m ³)	3.20	Área aberta na tampa (m ²), configurações F5 a F7 e Q2 a Q4	0.55

Tabela IV.3: Configurações estudadas de inertização em distribuidor com partida a frio.

Configuração	F1	F2	F3	F4	F5	F6	F7
Vazão total (Nm ³ /h)	70	70	70	560	70	105	140
Nº de injetores	4	12	4	4	4	4	4
Diâmetro dos injetores (mm)	25,4	25,4	76,2	25,4	25,4	25,4	25,4
Largura abertura central (mm)	1038,2	1038,2	1038,2	1038,2	920,7	920,7	920,7
Comprimento da abertura central (mm)	920	920	920	920	596	596	596
Outras aberturas	Abertas	Abertas	Abertas	Abertas	Fechadas	Fechadas	Fechadas

A fim de se discutir práticas industriais encontradas, a configuração F1 também foi simulada na ausência de tampa (F1sem) e com os injetores reposicionados nas aberturas circulares da tampa (F1circ). A figura 4.2 apresenta as distribuições de injetores na tampa do distribuidor utilizadas nesse trabalho.

Por fim, foram simuladas configurações de inertização de distribuidor com injeção de argônio pelo fundo do distribuidor através de um plugue poroso retangular

(160mm×40mm). A figura 4.3 apresenta um esquema do fundo do distribuidor, no qual é indicada a posição do plugue poroso considerado. As condições operacionais utilizadas para partida a frio, F1plug, e partida a quente, Q1plug, são análogas às configurações F1 e Q1, respectivamente.

Tabela IV.4: Configurações estudadas de inertização em distribuidor com partida a frio.

Configuração	Q1	Q2	Q3	Q4
Vazão total (Nm ³ /h)	70	70	105	140
Nº de injetores	4	4	4	4
Diâmetro dos injetores (mm)	25,4	25,4	25,4	25,4
Largura abertura central (mm)	1038,2	920,7	920,7	920,7
Comprimento da abertura central (mm)	920	596	596	596
Outras aberturas	Abertas	Fechadas	Fechadas	Fechadas

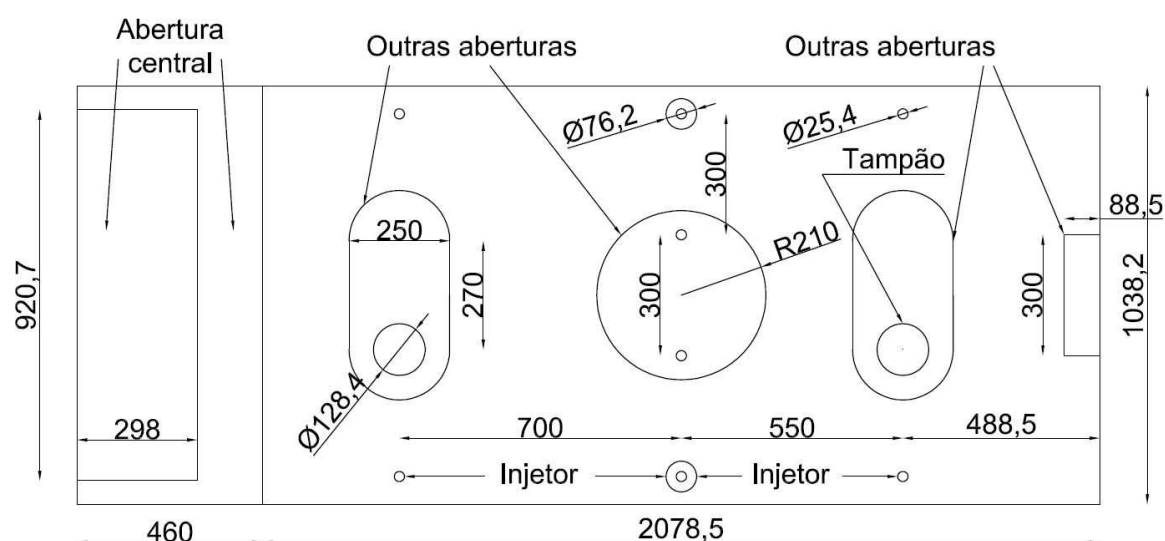


Figura 4.2: Esquema da tampa do distribuidor utilizada nesse trabalho com todas as configurações de abertura central e de injetores sobrepostas. Nas configurações que

utilizam 4 injetores, apenas os dutos centrais são modelados. Os dutos localizados na abertura circular só são usados na configuração F1circ. Dimensões em milímetros.

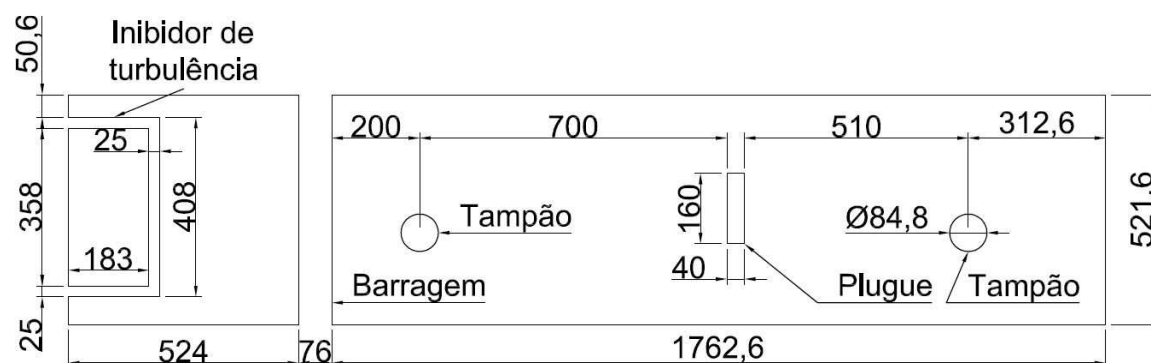


Figura 4.3: Esquema do fundo do distribuidor para configurações Fplug e Qplug. Dimensões em milímetros.

4.1.3 Condições do contorno, condição inicial e parâmetros numéricos

As condições de contorno usadas e a condição inicial imposta ao modelo são apresentadas, respectivamente, nas tabelas IV.5 e IV.6. Assumiu-se nos cálculos pressão ambiente de 1atm. A descrição das formulações da pressão total e da função de parede escalável (*scalable wall function*), presentes na tabela IV.5, podem ser encontradas em ANSYS (2012).

No caso de partida a frio, a simulação foi executada por 5 minutos – tempo máximo disponível para a purga na indústria. Já para partida a quente, o teor de argônio se estabiliza mais rapidamente e foram simulados apenas 2,5 minutos.

A discretização dos termos de advecção de todas as equações foi feita com esquema *upwind* de primeira ordem. Os termos transientes das equações do modelo de turbulência foram discretizados com esquema implícito de primeira ordem enquanto que os termos transientes das demais equações foram discretizados com esquema implícito de segunda ordem. O acoplamento pressão-velocidade foi realizado por esquema Rhie-Chow de quarta ordem (ANSYS, 2012).

Como critério de convergência a cada passo de tempo das simulações, foi tomado valor RMS (*Root Mean Square*) dos resíduos padronizados das equações resolvidas inferior a

10^{-5} . A convergência das simulações que considera partida a quente do distribuidor é desafiadora e foi alcançada com o auxílio de um esquema adicional de relaxação para a equação de conservação de energia denominado *Temperature Damping*. Esse esquema utiliza um fator de relaxação de 0,2 para as variações de temperatura durante a solução.

Tabela IV.5: Condições de contorno utilizadas no modelo matemático.

Entrada		Aberturas*		Refratários e tampa
Perfil	Uniforme	Pressão relativa (Pa)	0	Temperatura constante
Distribuição de gás entre injetores	Uniforme	Direção	Normal	Não escorregamento
Temperatura (°C)	25	Temperatura (°C)	25	Parede hidraulicamente lisa
Intensidade de turbulência** (%)	5	Intensidade de turbulência** (%)	1	Função de parede escalável
Razão de viscosidade***	10	Razão de viscosidade***	1	Simetria
Fração de ar	0	Fração de ar	1	Fluxo zero

* A pressão total relativa é utilizada para entrada de gás e a pressão estática relativa para saída de gás. Os demais parâmetros só são usados caso haja entrada de gás (ANSYS, 2012).

** Relação (I_t) entre a componente flutuante da velocidade do fluido (u), presente em escoamentos turbulentos, e a velocidade média do fluido (U): $I_t = u / U$ (ANSYS, 2012).

*** Razão (R_μ) entre a viscosidade turbulenta (μ_t), introduzida pela hipótese Boussinesq, e a viscosidade dinâmica do material (μ): $R_\mu = \mu_t / \mu$ (ANSYS, 2012).

Tabela IV.6: Condição inicial imposta ao modelo matemático.

Velocidades no interior do domínio	Nulas	Intensidade de turbulência (%)	1
Pressão no interior do domínio	Hidrostática	Razão de viscosidade	1
Temperatura no interior do domínio	Uniforme	Fração de ar	1

Para garantir a acurácia numérica do modelo, foram realizados estudos de independência de malha e de passo de tempo. As simulações finais utilizaram malhas tetraédricas de aproximadamente 330 mil elementos (80 mil nós) e passo de tempo de 0,1s, com exceção da configuração Q1plug em que se utilizou passo de tempo de 0,05s.

4.1.4 Métrica para análise da eficiência de inertização

O modelo matemático prevê a evolução da fração molar de argônio N_{arg} (numericamente igual à sua fração volumétrica) e da temperatura T (°C) em cada ponto do distribuidor e os valores de suas médias volumétricas $\langle N_{arg} \rangle$ e $\langle T \rangle$ (°C) no interior do domínio:

$$N_{arg} = \frac{\omega_{arg}/M_{arg}}{\omega_{arg}/M_{arg} + \omega_{ar}/M_{ar}} \quad (4.13)$$

$$\langle N_{arg} \rangle = \frac{1}{V_d} \int_{V_d} N_{arg} dV \quad (4.14)$$

$$\langle T \rangle = \frac{1}{V_d} \int_{V_d} T dV \quad (4.15)$$

Em que ω_{arg} é a fração molar de argônio, M_{arg} a massa molar de argônio (kg/mol), ω_{ar} a fração molar de ar, M_{ar} a massa molar de argônio (kg/mol) e V_d o volume interno do distribuidor.

Os parâmetros $\langle N_{arg} \rangle$ e $\langle T \rangle$ serão usados na discussão dos resultados por serem de simples interpretação. Valores $\langle N_{arg} \rangle$ acima de 0,95 serão considerados satisfatórios. Esse critério equivale a uma porcentagem volumétrica média de oxigênio no distribuidor inferior a 1%.

4.1.5 Abordagem para discutir a eficiência de inertização

Como discutido nas seções 3.5.4 e 3.5.5, a abordagem de RILEY (1996), além de ser protegida por patente, apresenta limitações teóricas e práticas. Para contornar tais dificuldades, o presente trabalho propõe uma nova abordagem para discutir a influência de parâmetros de projeto sobre a eficiência da inertização de distribuidor. A abordagem proposta será aplicada qualitativamente na discussão dos resultados.

Durante a purga de um distribuidor com partida a frio, a força motriz para o escoamento, e consequentemente a entrada de ar, é a taxa de *momentum* fornecida pelo gás injetado J_{inj} (N). Portanto, uma maneira de aumentar a eficiência de inertização é controlar a magnitude de J_{inj} e sua distribuição dentro do distribuidor. O parâmetro J_{inj} é dado por:

$$J_{inj} = \int_{A_{inj}} \rho_{inj} w_{inj}^2 dA = \frac{\dot{m}_{inj}^2}{\rho_{inj} A_{inj}} = \frac{4}{\pi} \frac{1}{\rho_{inj}} \frac{\dot{m}_{inj}^2}{n d^2} \quad (4.16)$$

Em que ρ_{inj} é a densidade do argônio (kg/m³) medida nas condições de entrada, w_{inj} a velocidade de entrada (m/s), A_{inj} a área total dos injetores (m²), dA um elemento infinitesimal de área (m²), $\dot{m}_{inj}$ ($= \rho_{inj} w_{inj} A_{inj}$) a vazão mássica de gás injetado (kg/s), n o número de injetores e d o diâmetro dos injetores (m).

Durante a inertização de um distribuidor com partida a quente, outra força motriz para o escoamento passa a atuar simultaneamente e promove entrada de ar adicional. Convecção natural é criada pela força resultante R_T (N) que surge da heterogeneidade térmica do fluido presente no distribuidor. O parâmetro R_T pode ser estimado a partir das forças empuxo e peso:

$$R_T = \int_{V_d} g(\rho_{ar} - \rho) dV = g(\rho_{ar} - \langle \rho \rangle) V_d \quad (4.17)$$

Em que g é a aceleração da gravidade (m/s²), ρ_{ar} a densidade do ar (kg/m³) medida nas condições ambientes, ρ a densidade da mistura (kg/m³) medida localmente, dV um elemento infinitesimal de volume (m³) e $\langle \rho \rangle$ a densidade média do fluido presente no distribuidor:

$$\langle \rho \rangle = \frac{1}{V_d} \int_{V_d} \rho dV \approx \frac{p_{amb}}{R \langle T \rangle} (\langle N_{arg} \rangle M_{arg} + \langle N_{ar} \rangle M_{ar}) \quad (4.18)$$

Em que p_{amb} é a pressão ambiente (Pa), R a constante universal dos gases (J/mol K) e $\langle N_{ar} \rangle$ a média volumétrica da fração molar de ar no distribuidor ($= 1 - \langle N_{arg} \rangle$).

De acordo com dados fornecidos por BIRD, STEWART e LIGHTFOOT (2002), M_{arg} ($39,948 \times 10^{-3} \text{ kg/mol}$) é da mesma ordem de grandeza que M_{ar} ($28,964 \times 10^{-3} \text{ kg/mol}$). Por outro lado, nas condições operacionais consideradas nesse trabalho, $\langle T \rangle$ pode assumir valores no intervalo de 298,15K (temperatura ambiente, do argônio injetado e do ar infiltrado) a 1473,15K (temperatura de pré-aquecimento dos refratários). Logo a força resultante R_T será controlada majoritariamente por $\langle T \rangle$, sendo que R_T aumenta com o aumento de $\langle T \rangle$.

Independente do tipo de partida do distribuidor, a tendência de entrada de ar é contrabalanceada pela taxa de saída de *momentum* carregada pelo gás que deixa o equipamento. Essa taxa de *momentum* atua nas aberturas da tampa prevenindo o entranhamento de ar. Mas para melhorar a eficiência de purga, é interessante aumentar apenas a parte da taxa de *momentum* relacionada ao argônio J_{sai} (N), já que a parte relacionada ao ar leva inerentemente a alguma entrada de ar. O parâmetro J_{sai} pode ser aproximado como:

$$J_{sai} = \int_{A_{sai}} \rho_{arg} w_{arg}^2 dA \approx \frac{\dot{m}_{inj}^2}{\rho_d A_{sai}} \quad (4.19)$$

Em que ρ_{arg} é a densidade do argônio (kg/m^3) medida localmente, ρ_d a densidade do argônio (kg/m^3) medida em p_{amb} e $\langle T \rangle$, w_{arg} a componente da velocidade do argônio (m/s) normal às aberturas da tampa e A_{sai} a área das aberturas da tampa (m^2).

Por atuarem em locais diferentes de um sistema fluido, as variações dos parâmetros J_{ent} , R_T e J_{sai} devem ser consideradas separadamente. Isto é, enquanto um dos parâmetros é variado, os demais devem permanecer (ao menos aproximadamente) constantes.

4.2 Previsão da Perda Térmica do Distribuidor Ocasionalada pela inertização

No caso de distribuidor com partida a quente, a inertização convencional promove a substituição do ar quente presente no equipamento por argônio frio. Torna-se, portanto, de interesse prático saber se a perda térmica resultante é significativa. A magnitude da perda térmica foi estimada de duas formas diferentes: balanço térmico analítico e modelo CFD.

Depois de implementado em uma planilha eletrônica, o balanço térmico analítico permite averiguar de forma rápida e fácil o efeito de diversos parâmetros do processo de inertização sobre a perda térmica causada pela purga. No entanto, a dedução da solução analítica requer diversas simplificações. Por sua vez, o balanço térmico proveniente do modelo CFD requer menos premissas, entretanto é mais custoso computacionalmente. No presente trabalho, o balanço térmico analítico foi utilizado em um estudo de sensibilidade dos parâmetros de processo enquanto os resultados do modelo CFD foram usados para atestar a adequação do modelo analítico.

Nos dois casos, a perda térmica da carcaça do distribuidor para o ambiente foi desconsiderada, pois essa perda térmica ocorre mesmo sem a realização da inertização. Os resultados foram expressos em unidade energética e em termos da variação de temperatura do aço (assumido como ferro puro) presente no distribuidor cheio $-\Delta T_{aço}$ (K):

$$-\Delta T_{aço} = \frac{M_{Fe}}{m_{cheio}} \frac{\Delta h_{perda}}{C_p^{Fe}} \quad (4.20)$$

Em que M_{Fe} é a massa molar do ferro ($55,85 \times 10^{-3}$ kg/mol), m_{cheio} a massa de aço presente no distribuidor cheio ($17,7 \times 10^3$ kg), Δh_{perda} a perda térmica (J) e C_p^{Fe} a capacidade calorífica à pressão constante do ferro ($43,962$ J/mol K a 1570°C). Os dados termodinâmicos utilizados nessa seção foram coletados de ATKINS e DE PAULA (2006) e CARVALHO *et al.* (2008).

4.2.1 Balanço térmico analítico

O balanço térmico analítico parte do princípio de conservação de entalpia:

$$\underbrace{\left[\frac{\text{Entalpia inicial}}{\text{no sistema}} \right]}_{\Delta h_{inicial}} + \underbrace{\left[\frac{\text{Entalpia que entra}}{\text{no sistema}} \right]}_{\Delta h_{entra}} = \underbrace{\left[\frac{\text{Entalpia final}}{\text{no sistema}} \right]}_{\Delta h_{final}} + \underbrace{\left[\frac{\text{Perdas}}{\text{térmicas}} \right]}_{\Delta h_{perda}} \quad (4.21)$$

O sistema é definido como a região interna do distribuidor. A temperatura de referência adotada no balanço é igual à temperatura ambiente (25°C), O cálculo de cada termo da equação (4.21) é descrito a seguir.

A entalpia inicial do sistema $\Delta h_{inicial}$ (J) corresponde à entalpia do ar pré-aquecido a 1200°C presente no distribuidor antes da purga:

$$\Delta h_{inicial} = \frac{V_d}{V_{m,n}} \frac{T_n}{T_0} (h_{1473} - h_{298})_{ar} \quad (4.22)$$

Em que V_d é o volume interno do distribuidor (3,1962m³), $V_{m,n}$ o volume molar dos gases ideais (22,414×10⁻³m³/mol) medido na condição normal (1atm e 0°C), T_n a temperatura da condição normal (273,15K), T_0 a temperatura inicial do ar no interior do distribuidor (1473,15K) e $(h_{1473} - h_{298})_{ar}$ a variação de entalpia molar do ar (J/mol) devido ao aquecimento do gás de 298,15K a 1473,15K,

A entalpia que entra no sistema Δh_{entra} (J) é cedida pelos refratários e foi aproximada pela entalpia necessária para aquecer o gás inerte injetado e o ar infiltrado da temperatura ambiente (25°C) até a temperatura T (K) do fluido que deixa o distribuidor durante a purga:

$$\Delta h_{entra} = \left[\frac{Q_n}{V_{m,n}} (h_T - h_{298})_{arg} + \frac{X_n}{V_{m,n}} (h_T - h_{298})_{ar} \right] t_{purga} \quad (4.23)$$

Em uma análise mais rigorosa, alguma fração de $\Delta h_{inicial}$ deveria ser descontada durante o cálculo de Δh_{entra} , pois parte da entalpia do ar inicialmente presente no distribuidor é usada para aquecer os gases que entram frios no distribuidor. Por simplicidade, esse efeito foi desprezado.

Na equação (4.23), Q_n representa a vazão de argônio injetado (m³/s) medida na condição normal, $(h_T - h_{298})_{arg}$ a variação de entalpia molar do argônio (J/mol) devido ao aquecimento do gás de 298,15K a T , X_n a vazão de ar infiltrado (m³/s) medida na condição normal, $(h_T - h_{298})_{ar}$ a variação de entalpia molar do ar (J/mol) devido ao aquecimento do gás e t_{purga} o tempo de purga (s).

As variações de entalpia molar dos gases são expressas por:

$$\frac{(h_T - h_{298})_{arg}}{4,184} = 4,968 \cdot T - 1481,2 \quad (4.24)$$

$$\frac{(h_T - h_{298})_{ar}}{4,184} = 6,8993 \cdot T + 0,4605 \times 10^{-3} \cdot T^2 + 0,1788 \times 10^5 \frac{1}{T} - 2158,16 \quad (4.25)$$

A equação (4.25) considera o ar como uma mistura composta de 21%O₂ e 79%N₂ (em volume).

A entalpia final do sistema Δh_{final} (J) corresponde à entalpia do fluido presente no distribuidor ao fim da purga, que se encontra na temperatura T :

$$\Delta h_{final} = \frac{V_d}{V_{m,n}} \frac{T_n}{T} [N_{arg}(h_T - h_{298})_{arg} + N_{ar}(h_T - h_{298})_{ar}] \quad (4.26)$$

Em que N_{arg} e N_{ar} são as frações molares de argônio e ar, respectivamente, no distribuidor ao fim da purga. Esses termos são estimados com base na teoria de reatores de mistura perfeita (seção 3.5.5):

$$N_{arg} = 1 - N_{ar} \quad (4.27)$$

$$N_{ar} = \frac{Q_n}{Q_n + X_n} \exp\left(-\frac{Q_n + X_n}{V_d} \frac{T}{T_n} t_{purga}\right) + \frac{X_n}{Q_n + X_n} \quad (4.28)$$

Finalmente a perda térmica Δh_{perda} (J) representa a entalpia que deixa o distribuidor pelas aberturas da tampa e pode ser calculada com auxílio da relação a seguir derivada a partir da equação (4.21):

$$\Delta h_{perda} = \Delta h_{inicial} + \Delta h_{entra} - \Delta h_{final} \quad (4.29)$$

Os efeitos das variáveis Q_n , X_n , T e t_{purga} sobre a perda térmica foram averiguados através de um estudo de sensibilidade, que toma como base a configuração Q4 (tabela IV.4).

4.2.2 Modelo CFD

A perda térmica da configuração Q4 (tabela IV.4) foi estimada também pelo modelo termofluidodinâmico. A taxa com que a entalpia deixa o distribuidor pelas aberturas em sua tampa dh_{perda}/dt (W) é uma saída do *software* ANSYS CFX. Logo a perda térmica pode ser avaliada como:

$$\Delta h_{perda} = \int_0^{t_{purga}} \frac{dh_{perda}}{dt} dt \quad (4.30)$$

A integral existente na equação (4.30) foi avaliada numericamente em uma planilha eletrônica utilizando o método do trapézio.

4.3 Avaliação dos Benefícios Metalúrgicos da Purga durante o Enchimento do Distribuidor

A contaminação do aço pelo ar durante os períodos transientes do lingotamento contínuo é, muitas vezes, aferida através do *pick-up* de oxigênio total e do *pick-up* de nitrogênio. Assim é interessante quantificar os benefícios potenciais da inertização de distribuidor através desses parâmetros.

Também ocorre *pick-up* de hidrogênio durante o início do sequencial, que é atribuído, muitas vezes, à umidade dos refratários e não a contaminação pelo ar. No entanto, a Inertização é utilizada para reduzir o *pick-up* de hidrogênio em lingoteiras de lingotamento convencional e em fornos de fusão de fundição (seção 3.6). Assim há possibilidade de ganhos também no lingotamento contínuo nesse sentido.

A partir de modelos cinéticos existentes na literatura, foram estimadas as quantidades de oxigênio total, nitrogênio e hidrogênio absorvidos pelo aço durante o início de sequencial sem inertização prévia do distribuidor. Esses resultados representam os benefícios atingíveis por uma inertização perfeita do distribuidor. Como discutido na seção 3.4.2, há grande incerteza sobre a confiabilidade dos modelos cinéticos existentes.

Há diferentes abordagens para o cálculo das taxas das reações, os parâmetros cinéticos diferem significativamente de autor para autor e, provavelmente, dependem do aparato

experimental usado. No caso específico do cálculo do *pick-up* de hidrogênio, há o agravante de a constante cinética ter sido levantada para reação de descarburização de ferro gusa com vapor de água e não pela medição direta da absorção de hidrogênio no aço exposto ao vapor de água. Portanto, os resultados obtidos são qualitativos.

O *pick-up* de oxigênio total correspondentes às configurações de inertização com partida a quente Q1 a Q4 também foram previstos. Embora fosse interessante estimar os *pick-up* de nitrogênio e hidrogênio em condições de purga imperfeita, essas previsões não puderam ser efetuadas devido ao desconhecimento de parâmetros cinéticos das reações de absorção de gases pelo aço líquido. Em particular, os coeficientes de transferência de massa dos elementos H e N na fase líquida não são conhecidos. Isso é problemático, pois a transferência de massa na fase líquida emprega papel importante na absorção de nitrogênio e vapor de água pelo aço em condição de baixa oxidação do banho (seção 3.4.2).

Cabe salientar que o *pick-up* de oxigênio total determinado pelo modelo cinético corresponde à quantidade de oxigênio absorvido pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor. Embora essa seja, de fato, a interpretação física do *pick-up* de oxigênio total, espera-se que o valor previsto difira (e seja maior) daquele obtido por análises sucessivas de oxigênio total do aço líquido. Por um lado, a medição de oxigênio total não contabiliza o oxigênio contido nas macroinclusões formadas durante a reoxidação do banho. Por outro, parte das inclusões formadas é flotada (seções 3.2.4 e 3.4.1).

Nos cálculos, a composição do ar considerada foi 3,00% H_2O , 76,63% N_2 e 20,37% O_2 (% N_2 /% O_2 = 79/21), pressão atmosférica de 1atm (101325Pa) e a temperatura do aço de 1570°C (1843,15K). Os resultados foram expressos em termos do *pick-up* dos gases em função da vazão de enchimento do distribuidor.

Por seu efeito ser pequeno, em todo equacionamento usado, a absorção de gases pela lateral do jato de aço foi desprezada (SASAI e MIZUKAMI, 1998; SASAI e MIZUKAMI, 2000). Os coeficientes de interação henrianos também foram assumidos como unitários, de forma que as atividades henrianas, presentes nas constantes de equilíbrio, sejam iguais às porcentagens em peso dos elementos dissolvidos no aço. Os dados

termodinâmicos utilizados nessa seção foram coletados de ATKINS e DE PAULA (2006) e CARVALHO *et al.* (2008).

4.3.1 *Pick-up* de oxigênio total

Em distribuidor não inertizado, a taxa de absorção do oxigênio pelo aço líquido dm_O^{abs}/dt (kg/s) é controlada por transferência massa na fase gasosa e pode ser expressa por (SASAI e MIZUKAMI, 1996b; SASAI e MIZUKAMI, 1998; SASAI e MIZUKAMI, 2000):

$$\frac{dm_O^{abs}}{dt} = A_i k_{O_2}^G \frac{M_{O_2} p_{O_2}}{R \cdot T_{aço}} \quad (4.31)$$

Em que A_i é a área da interface aço-ar (m^2), $k_{O_2}^G$ o coeficiente de transferência de massa do oxigênio na fase gasosa ($4,18 \times 10^{-2} m/s$), M_{O_2} a massa molar do oxigênio ($32 \times 10^{-3} kg/mol$), p_{O_2} a pressão parcial de oxigênio no ar (0,2037atm), R a constante dos gases ideais ($8,20574 \times 10^{-5} atm \cdot m^3/mol \cdot K$) e $T_{aço}$ a temperatura do aço (1843,15K).

O coeficiente de transferência de massa $k_{O_2}^G$ usado foi determinado por SASAI e MIZUKAMI (1998) para a oxidação do aço em atmosfera de argônio. SASAI e MIZUKAMI (2000) aplicaram com sucesso o mesmo valor de $k_{O_2}^G$ para estimar a oxidação do aço em distribuidor industrial com atmosfera de ar. De fato, com base na teoria de renovação de superfície (GHOSH, 2000), como as difusividades do oxigênio em argônio e em nitrogênio são similares (seção 3.7), o coeficiente $k_{O_2}^G$ também deve ser similar nos dois meios.

O *pick-up* de oxigênio total [%O] é obtido por integração da equação (4.31) sob hipótese de A_i ser aproximadamente constante:

$$\Delta[\%O] \cong 100 \frac{\Delta m_O^{abs}}{m_{cheio}} = \frac{100}{m_{cheio}} \int_0^{t_{cheio}} \frac{dm_O^{abs}}{dt} dt \approx 100 \frac{A_i k_{O_2}^G M_{O_2} p_{O_2}}{\dot{m}_{aço} R \cdot T_{aço}} \quad (4.32)$$

$$\dot{m}_{aço} = \frac{m_{cheio}}{t_{cheio}} \quad (4.33)$$

Em que 100 é um fator de conversão de unidades (fração mássica para porcentagem em massa), Δm_O^{abs} a massa de oxigênio ganha pelo aço (kg) durante o enchimento do

distribuidor, m_{cheio} a massa de aço no distribuidor em seu nível de trabalho (kg), t_{cheio} o tempo necessário para encher o distribuidor (s), t o tempo (s) e $\dot{m}_{aço}$ a taxa de enchimento do distribuidor (kg/s).

A área da interface aço-ar A_i é dada por (SASAI e MIZUKAMI, 1998; SASAI e MIZUKAMI, 2000):

$$A_i = A_{sl} + A_{ij} \left[\frac{26,7}{10^{1,8}} E^{0,45} - 1 \right] \quad (4.34)$$

$$A_{ij} = \frac{\pi}{4} d_{ij}^2 \quad (4.35)$$

$$E = \frac{\dot{m}_{aço}}{A_{ij}} \left(\frac{v_{vl}^2}{2} + g \cdot H \right) \quad (4.36)$$

$$v_{vl} = \frac{4}{\pi} \frac{\dot{m}_{aço}}{\rho_{aço} d_{vl}^2} \quad (4.37)$$

Em que A_{sl} é a área da superfície livre do aço em repouso no distribuidor (4,82m×0,785m), A_{ij} a área da interface afetada pelo impacto do jato de aço (m²) que possui diâmetro d_{ij} (0,785m), E a taxa de agitação do banho pelo jato de aço (W/m²), v_{vl} a velocidade do aço na saída da válvula longa (m/s), g a aceleração da gravidade (9,81m/s²), H a altura média do jato (0,282m), $\rho_{aço}$ a densidade do aço (7×10³kg/m³) e d_{vl} o diâmetro interno da válvula longa (0,085m).

A altura média do jato de aço foi tomada como metade da distância entre a saída da válvula longa e o fundo do distribuidor (0,564m). Os valores de A_{sl} e d_{ij} foram estimados para o mesmo nível (0,282m), sendo que d_{ij} foi assumido como à largura do distribuidor nesse nível. Foram desprezados efeitos sobre a área da interface aço-ar decorrentes da submersão da válvula longa no banho, que ocorre durante o fim do enchimento do distribuidor.

Para prever o *pick-up* de oxigênio total em distribuidor inertizado, a equação (4.32) foi modificada para:

$$\Delta[\%O] \cong 100 \frac{k_{O_2}^G}{\dot{m}_{aço}} \frac{M_{O_2}}{R \cdot T_{aço}} \left[(A_{sl} - A_{ij}) \langle p_{O_2} \rangle_{sl-ij} + A_{ij} \left[\frac{26,7}{10^{1,8}} E^{0,45} \right] \langle p_{O_2} \rangle_{ij} \right] \quad (4.38)$$

$$\langle p_{O_2} \rangle_{sl-ij} = \frac{1}{A_{sl} - A_{ij}} \left(\int_{A_{sl}} p_{O_2} dA - \int_{A_{ij}} p_{O_2} dA \right) \quad (4.39)$$

$$\langle p_{O_2} \rangle_{ij} = \frac{1}{A_{ij}} \int_{A_{ij}} p_{O_2} dA \quad (4.40)$$

Em que $\langle p_{O_2} \rangle_{sl-ij}$ é a pressão parcial de oxigênio média sobre parcela da superfície livre não afetada pelo impacto de jato de aço (atm), $\langle p_{O_2} \rangle_{ij}$ a pressão parcial de oxigênio média sobre a porção da interface afetada pelo impacto de jato de aço (atm) e dA um elemento infinitesimal de área (m²).

As integrais de área presentes nas equações (4.42) e (4.43) foram calculadas numericamente pelo *software* de pós-processamento ANSYS CFD-Post, que acompanha o *software* ANSYS CFX, considerando o momento final da purga.

4.3.2 *Pick-up* de nitrogênio

A taxa de variação da massa de nitrogênio dissolvido no aço presente no distribuidor dm_N/dt (kg/s) é:

$$\frac{dm_N}{dt} = \frac{dm_N^{dis}}{dt} + \frac{dm_N^{abs}}{dt} \quad (4.41)$$

Em que dm_N^{dis}/dt representa a taxa de entrada de nitrogênio pré-dissolvido no aço (kg/s) e dm_N^{abs}/dt a taxa de absorção de nitrogênio do ar pelo aço (kg/s).

A taxa de entrada de nitrogênio pré-dissolvido no aço é dada por:

$$\frac{dm_N^{dis}}{dt} = \dot{m}_{aço} \frac{[\%N]_0}{100} \quad (4.42)$$

Em que $\dot{m}_{aço}$ é a taxa de enchimento do distribuidor (kg/s), $[\%N]_0$ o teor porcentual de nitrogênio no aço antes do vazamento (0,0054) e 100 um fator de conversão de unidades.

Em banhos oxidados, a taxa de absorção do nitrogênio pelo aço líquido dm_N^{abs}/dt (kg/s) é controlada por reação química (FRUEHAN e MISRA, 2005) e expressa por (TURKDOGAN, 2010):

$$\frac{dm_N^{abs}}{dt} = A_i k_N \left(P_{N_2} - \frac{p^\theta}{K_N} \cdot [\%N]^2 \right) \quad (4.43)$$

$$k_N = \frac{k_N^0}{1 + 260[\%O]_i + 130[\%S]_i} \quad (4.44)$$

$$\log(k_N^0) = -\frac{6340}{T_{aço}} + 1,85 - \log(6) \quad (4.45)$$

$$\log(K_N) = -\frac{376}{T_{aço}} - 2,48 \quad (4.46)$$

$$K_N = \left(\frac{[\%N]^2}{P_{N_2}/p^\theta} \right)_{eq} \quad (4.47)$$

Em que k_N é a constante cinética para absorção de nitrogênio (kg/m² s atm), P_{N_2} a pressão de nitrogênio no ar (atm), p^θ a pressão do estado padrão (1atm), K_N a constante de equilíbrio para a reação de absorção de nitrogênio pelo aço, $[\%N]$ a porcentagem em peso de nitrogênio no aço, k_N^0 a constante cinética para absorção de nitrogênio em uma interface livre de elementos tensoativos (kg/m² s atm), $[\%O]_i$ e $[\%S]_i$ as porcentagem em peso de oxigênio e enxofre na interface, $T_{aço}$ a temperatura do aço (K) e o subscrito *eq* indica estado de equilíbrio. Nesse trabalho, $[\%O]_i$ foi tomado como 0,0495, teor de oxigênio no aço em equilíbrio com FeAl₂O₄ a 1570°C (SASAI e MIZUKAMI, 2000), e $[\%S]_i$ foi desprezado.

Para a solução da equação (4.41), é necessário expressar dm_N/dt em termos de $[\%N]$:

$$\frac{dm_N}{dt} = \frac{1}{100} \frac{d}{dt} ([\%N] \cdot m_{aço}) = \frac{1}{100} \left(m_{aço} \frac{d[\%N]}{dt} + \dot{m}_{aço} [\%N] \right) \quad (4.48)$$

$$m_{aço} = m_0 + \dot{m}_{aço} t \quad (4.49)$$

Em que m_0 é a massa de aço inicialmente no distribuidor (kg), que necessita ser diferente de zero para que a equação (4.41) possa ser integrada, e $m_{aço}$ a massa de aço instantânea no distribuidor (kg).

A substituição das equações (4.42), (4.43), (4.48) e (4.49) na equação (4.41) resulta em:

$$(m_0 + \dot{m}_{aço}t) \frac{d[\%N]}{dt} = -\dot{m}_{aço}([\%N] - [\%N]_0) + 100A_i k_N \left(P_{N_2} - \frac{p^\theta}{K_N} \cdot [\%N]^2 \right) \quad (4.50)$$

que pode ser resolvida pelo método de separação de variáveis:

$$\int_{[\%N]_0}^{[\%N]_f} \frac{d[\%N]}{a_N \cdot [\%N]^2 + b_N \cdot [\%N] + c_N} = \int_0^{t_{cheio}} \frac{dt}{(m_0 + \dot{m}_{aço}t)} \quad (4.51)$$

$$a_N = -100A_i k_N \frac{p^\theta}{K_N} \quad (4.52)$$

$$b_N = -\dot{m}_{aço} \quad (4.53)$$

$$c_N = \dot{m}_{aço}[\%N]_0 + 100A_i k_N P_{N_2} \quad (4.54)$$

Em que $[\%N]_f$ é o teor final de nitrogênio no aço e a_N , b_N e c_N são constantes (kg/s). O termo do lado esquerdo da equação (4.51) pode ser trabalhado pelo método de frações parciais:

$$\frac{1}{a_N \cdot [\%N]^2 + b_N \cdot [\%N] + c_N} = \frac{1}{a_N \cdot ([\%N] - r_1) \cdot ([\%N] - r_2)} \quad (4.55)$$

$$= \frac{1}{a_N(r_1 - r_2)} \cdot \left(\frac{1}{[\%N] - r_1} - \frac{1}{[\%N] - r_2} \right)$$

$$\Delta_N = b_N^2 - 4a_N \cdot c_N \quad (4.56)$$

$$r_1 = \frac{-b_N - \sqrt{\Delta_N}}{2 \cdot a_N} \quad (4.57)$$

$$r_2 = \frac{-b_N + \sqrt{\Delta_N}}{2 \cdot a_N} \quad (4.58)$$

Em que Δ_N (kg²/s²), r_1 e r_2 são constantes. Assim a solução da equação (4.51) é:

$$\frac{1}{a_N(r_1 - r_2)} \cdot \left(\ln \frac{[\%N]_f - r_1}{[\%N]_0 - r_1} - \ln \frac{[\%N]_f - r_2}{[\%N]_0 - r_2} \right) = \frac{1}{\dot{m}_{aço}} \ln \left(\frac{m_{cheio}}{m_0} \right) \quad (4.59)$$

que pode ser reescrita como:

$$[\%N]_f = \frac{r_1 - r_2 \left(\frac{[\%N]_0 - r_1}{[\%N]_0 - r_2} \right) \left(\frac{m_{cheio}}{m_0} \right)^{\left[\frac{a_N(r_1 - r_2)}{\dot{m}_{aço}} \right]}}{1 - \left(\frac{[\%N]_0 - r_1}{[\%N]_0 - r_2} \right) \left(\frac{m_{cheio}}{m_0} \right)^{\left[\frac{a_N(r_1 - r_2)}{\dot{m}_{aço}} \right]}} \quad (4.60)$$

Como $a_N(r_1 - r_2)/\dot{m}_{aço} < 0$, a equação (4.60) pode ser simplificada para o caso de um distribuidor inicialmente vazio:

$$\lim_{m_0 \rightarrow 0 \text{ kg}} [\%N]_f = r_1 \quad (4.61)$$

que é o resultado final desse item. O equacionamento proposto é diferente daquele usado por SASAI e MIZUKAMI (2000). Esses autores assumiram $dm_N^{abs}/dt = 0,01 \cdot m_{aço} \cdot d[\%N]/dt$ na equação (4.43).

4.3.3 *Pick-up* de hidrogênio

A taxa de variação da massa de hidrogênio dissolvido no aço presente no distribuidor dm_H/dt (kg/s) é:

$$\frac{dm_H}{dt} = \frac{dm_H^{dis}}{dt} + \frac{dm_H^{abs}}{dt} \quad (4.62)$$

Em que dm_H^{dis}/dt representa a taxa de entrada de hidrogênio pré-dissolvido no aço (kg/s) e dm_H^{abs}/dt a taxa de absorção de hidrogênio do ar pelo aço (kg/s).

A taxa de entrada de hidrogênio pré-dissolvido no aço é dada por:

$$\frac{dm_H^{dis}}{dt} = \dot{m}_{aço} \frac{[\%H]_0}{100} \quad (4.63)$$

Em que $\dot{m}_{aço}$ é a taxa de enchimento do distribuidor (kg/s), $[\%H]_0$ o teor porcentual de hidrogênio no aço antes do vazamento (0,00026) e 100 um fator de conversão de unidades.

Foi assumido que a taxa de absorção do hidrogênio pelo aço líquido dm_H^{abs}/dt (kg/s) é de controle misto: transferência de massa na fase gasosa e reação química. Foi postulado ainda que a reação de dissociação da água é a etapa lenta que controla a cinética da reação. Sob essas premissas, é válida a lei cinética (FRUEHAN *et al.*, 1992; NAGASAKA e FRUEHAN, 1994):

$$\frac{dm_H^{abs}}{dt} = A_i k_H^a (P_{H_2O} - P_{H_2O}^{eq}) \quad (4.64)$$

Em que A_i é a área da interface aço-ar (m^2), k_H^a a constante cinética aparente de absorção de hidrogênio ($kg/m^2 \cdot s \cdot atm$), P_{H_2O} a pressão parcial de vapor de água no ar (atm) e $P_{H_2O}^{eq}$ a pressão parcial de vapor de água em equilíbrio com a superfície do aço (atm):

$$P_{H_2O}^{eq} = \frac{p^\theta}{K_{H_2O}} \cdot [\%O]_i \cdot [\%H]_i^2 \cong \frac{p^\theta [\%O]_i}{K_{H_2O}} \cdot [\%H]^2 \quad (4.65)$$

Em que p^θ é a pressão do estado padrão (1atm), K_{H_2O} a constante de equilíbrio para a reação de absorção de vapor de água pelo aço e $[\%O]_i$ e $[\%H]_i$ as porcentagem em peso de oxigênio e hidrogênio na interface. Nesse trabalho, $[\%O]_i$ foi tomado como 0,0495, teor de oxigênio no aço em equilíbrio com $FeAl_2O_4$ a 1570°C (SASAI e MIZUKAMI, 2000). Já $[\%H]_i$ foi assumido como igual o teor de hidrogênio no seio do aço $[\%H]$, o que é consistente com a hipótese de que a transferência de massa na fase líquida não controla a cinética do processo.

A constante de equilíbrio K_{H_2O} é dada por (CARVALHO *et al.*, 2008):

$$-1,9872 \cdot \ln(K_{H_2O}) = \frac{48714}{T_{aço}} + 0,62 \quad (4.66)$$

Por sua vez, a constante cinética aparente k_H^a é (FRUEHAN *et al.*, 1992; NAGASAKA e FRUEHAN, 1994):

$$k_H^a = \frac{M_{H_2}}{\frac{1}{k_{H_2O}^{RQ}} + \frac{R \cdot T_{aço}}{k_{H_2O}^G}} \quad (4.67)$$

Em que M_{H_2} é a massa molar do hidrogênio (2×10^{-3} kg/mol), $k_{H_2O}^{RQ}$ a constante cinética para a reação química do vapor de água com o aço (mol/m² s atm), R a constante dos gases ideais ($8,20574 \times 10^{-5}$ atm m³/mol K), $T_{aço}$ a temperatura do aço (1843,15K) e $k_{H_2O}^G$ o coeficiente de transferência de massa do vapor de água na fase gasosa (m/s).

O parâmetro $k_{H_2O}^{RQ}$ foi calculado segundo SASAKI e BELTON (1998):

$$k_{H_2O}^{RQ} = \frac{32}{1 + C_O [\%O]_i} \quad (4.68)$$

$$\log C_O = \frac{11370}{T_{aço}} - 4,09 \quad (4.69)$$

Já o coeficiente de transferência de massa do vapor de água na fase gasosa $k_{H_2O}^G$ foi estimado com base na teoria de renovação de superfície (GHOSH, 2000):

$$k_{H_2O}^G = k_{O_2}^G \sqrt{\frac{D_{H_2O-ar}}{D_{O_2-arg}}} \quad (4.70)$$

Em que $k_{O_2}^G$ é o coeficiente de transferência de massa do oxigênio na fase gasosa (m/s), D_{H_2O-ar} a difusividade do vapor de água no ar (m²/s) e D_{O_2-arg} a difusividade do oxigênio no argônio (m²/s). As difusividades presentes na equação (4.70) foram calculadas por (BIRD, STEWART e LIGHTFOOT, 2002):

$$D_{H_2O-ar} = 2,70084 \times 10^{-11} \cdot T_{aço}^{2,334} \quad (4.71)$$

$$D_{O_2-arg} = 6,00870 \times 10^{-10} \cdot T_{aço}^{1,823} \quad (4.72)$$

Para a solução da equação (4.62), é necessário expressar dm_H/dt em termos de $[\%H]$:

$$\frac{dm_H}{dt} = \frac{1}{100} \frac{d}{dt} ([\%H] \cdot m_{aço}) = \frac{1}{100} \left(m_{aço} \frac{d[\%H]}{dt} + \dot{m}_{aço} [\%H] \right) \quad (4.73)$$

$$m_{aço} = m_0 + \dot{m}_{aço} t \quad (4.74)$$

Em que m_0 é a massa de aço inicialmente no distribuidor (kg), que necessita ser diferente de zero para que a equação (4.62) possa ser integrada, e $m_{aço}$ a massa de aço instantânea no distribuidor (kg).

A substituição das equações (4.63), (4.64), (4.65), (4.73) e (4.74) na equação (4.62) resulta em:

$$\begin{aligned} (m_0 + \dot{m}_{aço} t) \frac{d[\%H]}{dt} \\ = -\dot{m}_{aço} ([\%H] - [\%H]_0) + 100A_i k_H^a \left(P_{H_2O} - \frac{p^\theta [\%O]_i}{K_{H_2O}} \cdot [\%H]^2 \right) \end{aligned} \quad (4.75)$$

O teor porcentual final de hidrogênio no aço $[\%H]_f$ pode ser obtido por meio de tratamento similar ao empregado no item 4.3.2 e é dado por:

$$[\%H]_f = \frac{-b_H - \sqrt{\Delta_H}}{2 \cdot a_H} \quad (4.76)$$

$$a_H = -100A_i k_H^a \frac{p^\theta [\%O]_i}{K_{H_2O}} \quad (4.77)$$

$$b_H = -\dot{m}_{aço} \quad (4.78)$$

$$c_H = \dot{m}_{aço} [\%H]_0 + 100A_i k_H^a P_{H_2O} \quad (4.79)$$

$$\Delta_H = b_H^2 - 4a_H \cdot c_H \quad (4.80)$$

Em que a_H (kg/s), b_H (kg/s), c_H (kg/s) e Δ_H (kg²/s²) são constantes.

4.3.4 Comparação com dados industriais

As previsões de *pick-up* dos gases obtidas pelos modelos cinéticos descritos anteriormente foram confrontadas com dados industriais da análise química de aço no distribuidor realizada rotineiramente na usina siderúrgica brasileira.

Foram coletados dados de 469 corridas em que foi produzida determinada qualidade de aço microligado ao cromo e molibdênio – tabela IV.7. Esse aço é acalmado ao alumínio, tratado com cálcio e possui baixo teor de enxofre, características essas que o tornam propenso à contaminação pelo ar (seções 3.4.1 e 3.4.2). Por outro lado, o aço apresenta alta tolerância à presença de nitrogênio (até 130ppm), o que favorece uma alta variabilidade do teor desse elemento entre as corridas dificultando a detecção de seu *pick-up*.

Tabela IV.7: Faixa de composição química dos principais componentes do aço microligado ao cromo e molibdênio estudado.

	%C	%Mn	%P	%S	%Si	%Ni	%Cr	%Mo	%Al	%Cu	%V	%Nb	%Ti	%N
Máx	0,35	1,00	0,020	0,0050	0,40	0,15	1,50	1,00	0,055	0,150	0,070	0,040	0,020	0,0130
Mín	0,25	0,30	0,000	0,0000	0,15	0,00	0,80	0,40	0,012	0,000	0,040	0,025	0,005	0,0000

Os dados coletados foram filtrados para eliminar linhas com dados faltantes, isto é, todo sequencial considerado na análise do *pick-up* de um determinado gás possuía informações sobre o teor do gás na primeira corrida do sequencial e em pelo menos outra corrida. As análises de oxigênio total, nitrogênio e hidrogênio consideram dados de, respectivamente, 3, 64 e 23 sequenciais totalizando 19, 467 e 170 corridas.

Como a amostragem para análise química é efetuada após lingotamento de 40t de aço, foi necessário adotar um procedimento para estimar o *pick-up* médio dos gases que ocorre durante o início da primeira corrida de sequencial. Admitindo que o distribuidor se comporta aproximadamente como um reator de mistura perfeita durante trocas de qualidade de aço, o que é razoável com base nos trabalhos de CHO e KIM (2006) e CRAVO (2006), tem-se;

$$\frac{E(\Delta i)}{E(\Delta i_0)} = \exp\left(-\frac{m_{ling}}{m_{cheio}}\right) \quad (4.81)$$

Em que $E(\Delta i)$ é o valor esperado do *pick-up* do componente i (oxigênio total, nitrogênio ou hidrogênio) medido (ppm), $E(\Delta i_0)$ o valor esperado do *pick-up* de i que ocorre durante o início da primeira corrida de sequencial (ppm), m_{ling} a massa de aço já lingotada durante a amostragem (40×10^3 kg) e m_{cheio} a massa de aço no distribuidor em seu nível de trabalho ($17,7 \times 10^3$ kg).

A adoção desse procedimento é especialmente ruim para a comparação do *pick-up* de oxigênio total medido com previsões feitas modelo cinético. Devido à amostragem tardia, é provável que parte significativa das inclusões formadas durante a reoxidação do aço já havia sido flotada no momento da amostragem. Esse efeito não é levado em conta com o uso da equação (4.81).

O termo $E(\Delta i)$ foi estimado pela média do *pick-up* de i entre todos os n_{seq} sequenciais com dados disponíveis ($\Delta \bar{i} = \sum \Delta i / n_{seq}$). Por sua vez, o *pick-up* de i em cada sequencial Δi foi calculado como a diferença entre o teor de i amostrado durante a primeira corrida do sequencial e a média dos teores de i medidos a partir da segunda corrida do mesmo sequencial. O último termo aproxima o teor do componente i do aço sem efeito da contaminação ocorrida durante o enchimento do distribuidor.

A aplicação do procedimento proposto só é justificada se, para cada componente i , $E(\Delta i)$ for estatisticamente maior que zero. Para verificar tal condição, foram utilizados os testes t ou z unilaterais para média de uma amostra. O teste t assume normalidade e independência dos dados enquanto o teste z assume independência e aplicabilidade do teorema do limite central, que é alcançada com tamanhos de amostra maiores que 40 segundo MONTGOMERY e RUNGER (2002). A validade das premissas de normalidade e independência foi verificada conforme diretrizes de CAMPELO (2013).

Para averiguar a hipótese de normalidade, foi utilizado o teste de Shapiro-Wilk, recomendado por RAZALI e WAH (2011). Por outro lado, não existe um teste estatístico para aferir completamente a independência. O teste bilateral de Durbin-Watson foi usado para assegurar a ausência de autocorrelação serial. Em outras palavras, o teste de

Durbin-Watson permite detectar padrões não aleatórios nas medições, cuja presença viola a premissa de independência dos dados. Esses padrões podem ser causados por fatores externos que variaram durante a coleta de dados, por sazonalidades ou pelo próprio tratamento de dados (DURBIN e WATSON, 1951; KUTNER *et al.*, 2004; MONTGOMERY, PECK e VINING, 2006).

Em todos os testes estatísticos realizados, foi assumido nível de confiança de 95%. O *software* estatístico R foi utilizado nos cálculos.

À primeira vista, o tratamento estatístico empregado desperdiça informações ao colapsar todos os dados de um sequencial em um único número. Essa atitude se fundamenta em dois pontos.

Primeiro, as medições realizadas em primeiras corridas de sequencial estão sujeitas a fontes de variabilidade adicionais àquelas das demais corridas (seção 3.3). Assim o uso de todos os dados disponíveis em qualquer método estatístico que assuma igualdade de variância entre os níveis dos fatores (por exemplo, a ANOVA tradicional) é proibitivo. Ignorar esse aspecto elevaria a probabilidade de falsos positivos nos testes estatísticos utilizados, pois a variabilidade do *pick-up* dos gases seria subestimada.

Segundo, as medições feitas em diferentes corridas de um mesmo sequencial são correlacionadas devido à mistura de aço que ocorre dentro do distribuidor. Tratar essas medições como independentes levaria ao erro metodológico conhecido como pseudorreplacação. Novamente, a probabilidade de falsos positivos seria aumentada, pois a variabilidade do *pick-up* dos gases seria subestimada e os graus de liberdade do resíduo seriam inflados (HURLBERT, 1984; LAZIC, 2010).

Por fim, cabe frisar a importância de considerar a variabilidade entre sequenciais no modelo estatístico empregado, visto que o sequencial pode afetar diretamente os resultados. Por exemplo, uma eventual má montagem do distribuidor, que favoreça a entrada de ar, tenderia a elevar o teor dos gases no aço em todas as corridas de um sequencial. No tratamento estatístico usado, a variabilidade entre sequenciais foi tratada implicitamente através do pareamento da amostra (MONTGOMERY, 2000; MONTGOMERY e RUNGER, 2002).

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Primeiramente serão discutidos os resultados das simulações CFD. Posteriormente será analisada a magnitude da perda térmica decorrente da inertização em distribuidor com partida a quente. Por fim, serão estimados os ganhos metalúrgicos atingíveis com a inertização durante o enchimento inicial do distribuidor.

5.1 Simulações CFD da Inertização Considerando Partida a Frio do Distribuidor – Configurações F1 a F7

A figura 5.1 apresenta a evolução no tempo da fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ para as configurações de inertização F1 a F7 (rever tabela IV.3). Os valores de $\langle N_{arg} \rangle$ ao fim da purga preditos pelo modelo matemático para as mesmas configurações foram sintetizadas na tabela V.1. A figura 5.2 apresenta mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga para as configurações anteriores. Valores negativos indicam fluxo para dentro do distribuidor e consequentemente apontam entrada de ar.

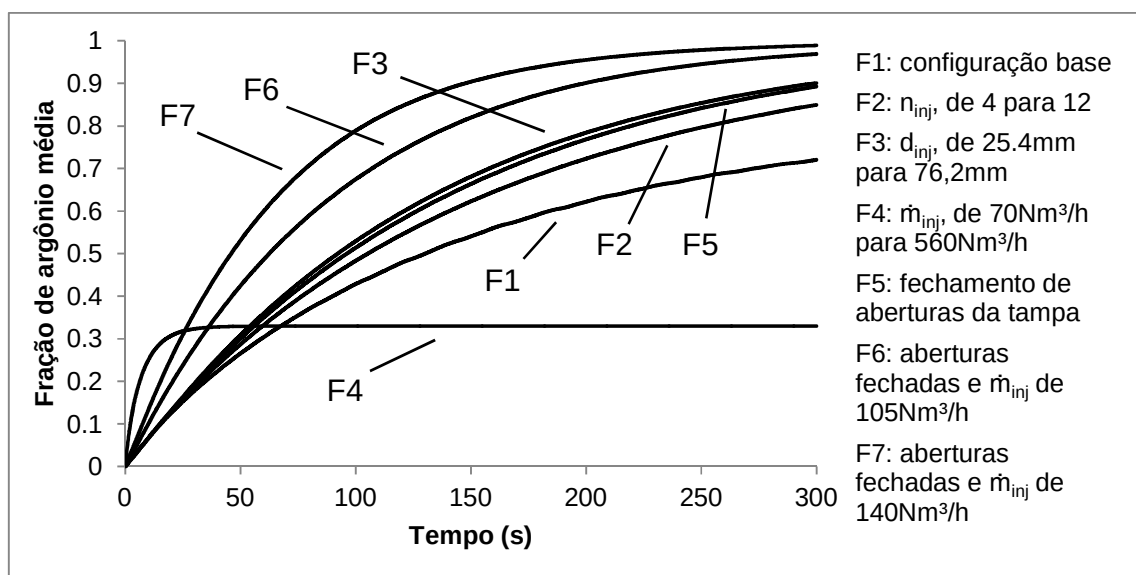
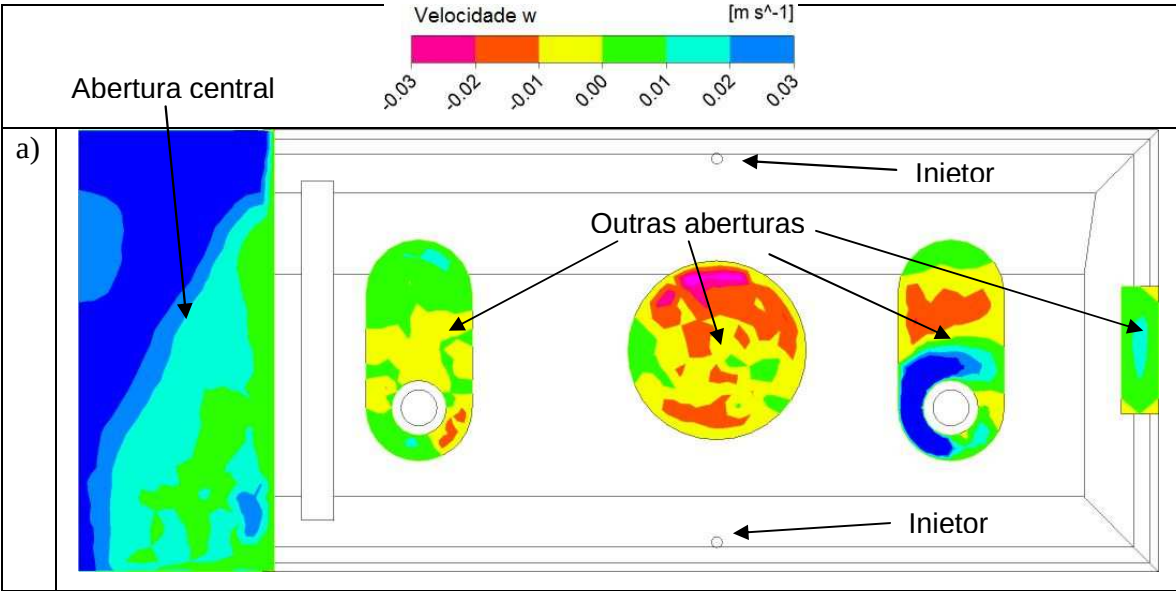
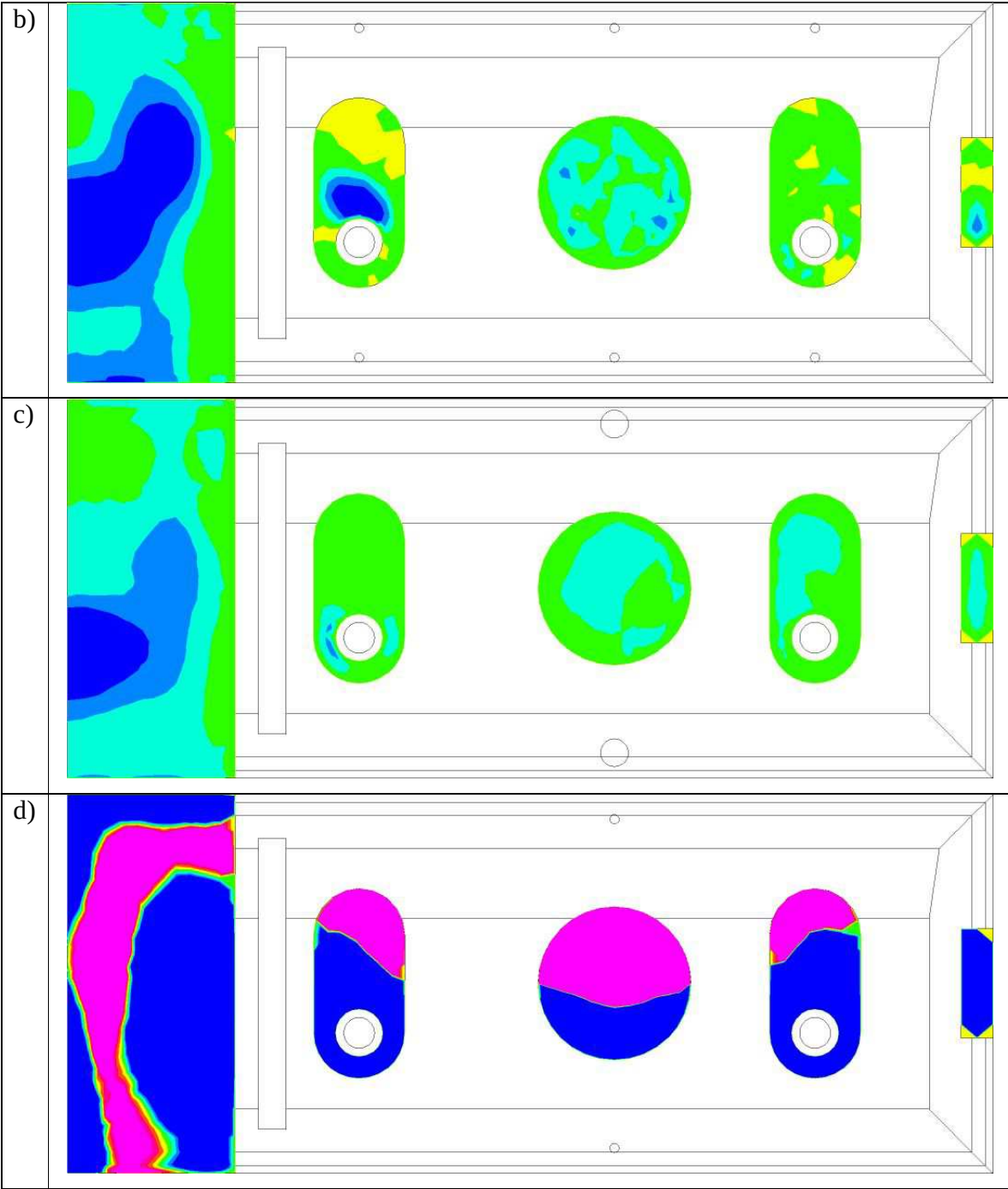


Figura 5.1: Evolução no tempo da fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ para as configurações de inertização F1 a F7 (partida a frio). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor. Na legenda, n_{inj} é o número de injetores, d_{inj} o diâmetro dos injetores e $\dot{m}_{inj}$ a vazão total de argônio injetado.

Tabela V.1: Fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ ao fim da purga (após 300s) predita pelo modelo matemático para as configurações de inertização F1 a F7 (partida a frio).

Configuração	$\langle N_{arg} \rangle$
F1	0,72
F2	0,85
F3	0,90
F4	0,33
F5	0,89
F6	0,97
F7	0,99





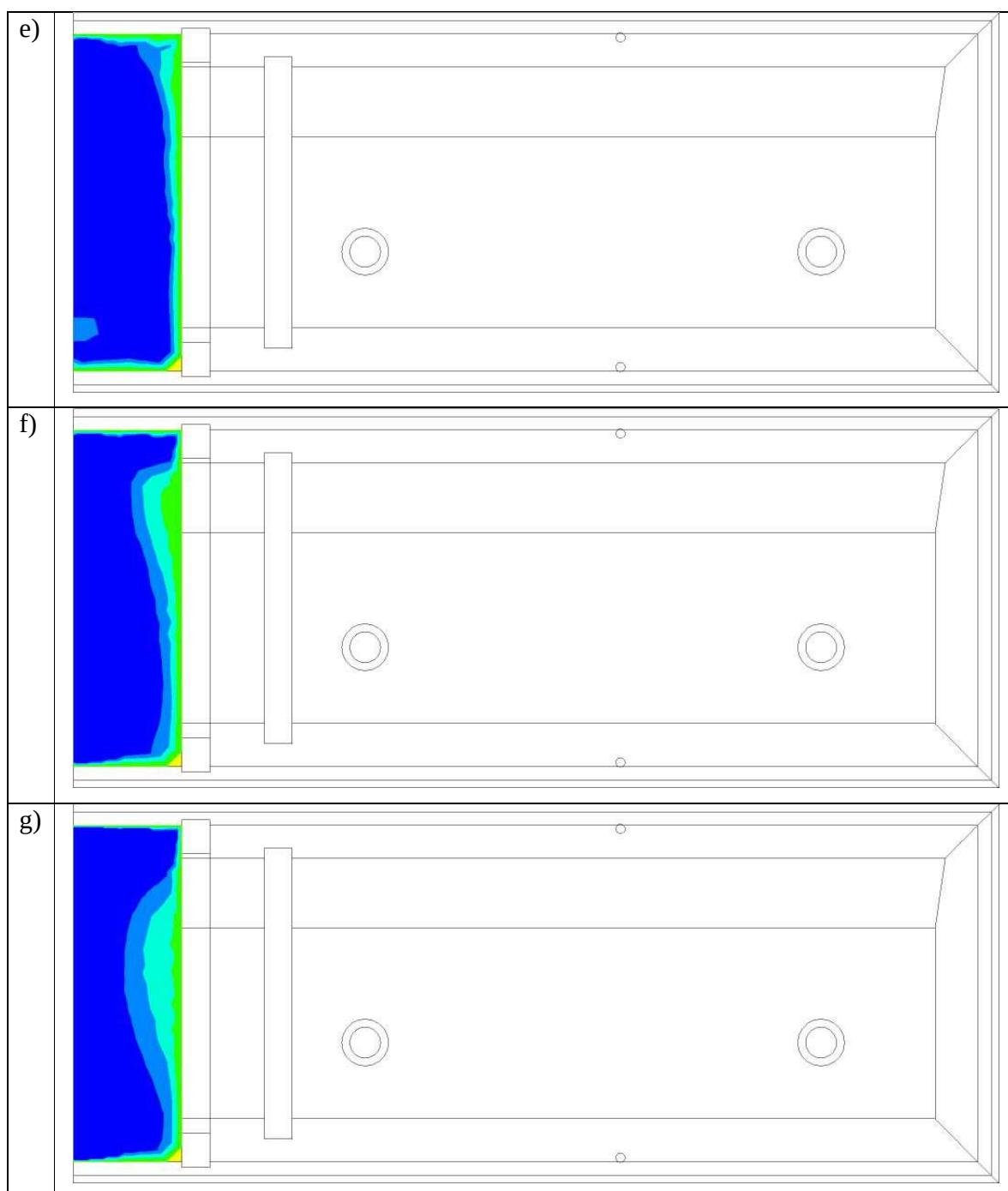


Figura 5.2: Mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga (após 300s). Valores negativos indicam entrada de ar. Configurações de inertização considerando partida a frio do distribuidor: a) F1; b) F2; c) F3; d) F4; e) F5; f) F6; g) F7.

A configuração F1 corresponde à versão de partida a frio da configuração atual utilizada na usina (Q1). A fração molar média de argônio predita para essa configuração ao fim da inertização ($\langle N_{arg} \rangle = 0,72$) indica uma eficiência de purga razoável. A inertização completa do distribuidor é impedida pela entrada de ar que ocorre pelas aberturas da tampa próximas aos injetores, como pode ser visto na figura 5.2a. A configuração F1, assim como as demais configurações estudadas nesse item, proporciona uma boa mistura do fluido presente no distribuidor, de modo que, ao fim da purga, não há zonas mortas (bolsões de ar estagnados) no interior do equipamento (figura 5.3).

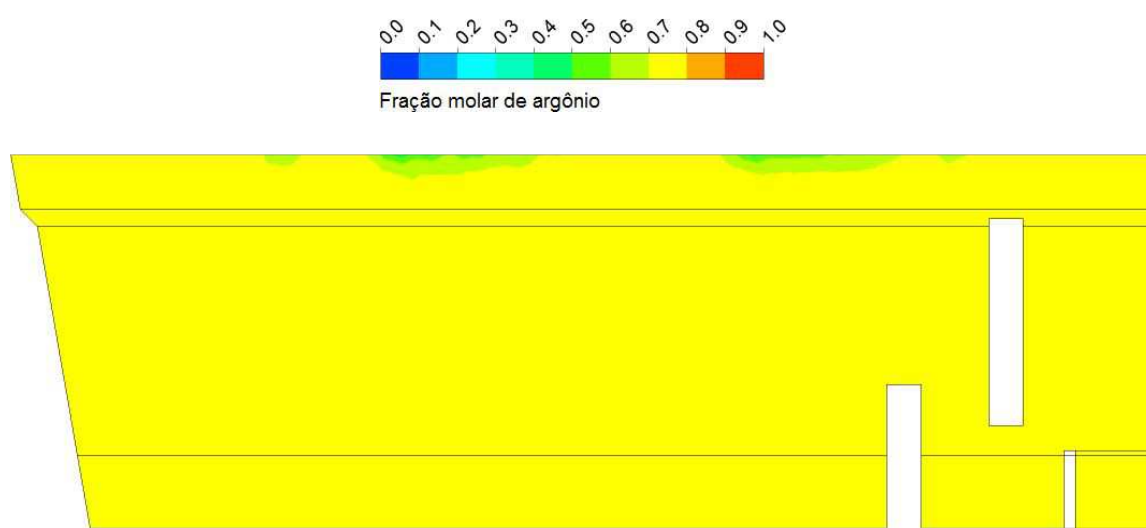


Figura 5.3: Contornos da fração molar de argônio prevista pelo modelo matemático para a configuração F1 ao fim da purga (após 300s). Os contornos foram construídos no plano central do distribuidor.

Na configuração F2, o número de injetores foi triplicado em relação à configuração F1 (de 4 para 12), logo J_{inj} foi reduzido a um terço. A fonte de *momentum* também foi homogeneizada. Como consequência, a entrada de ar foi reduzida (figura 5.2b) e a eficiência de purga foi aumentada ($\langle N_{arg} \rangle = 0,85$). Por sua vez, na configuração F3, o diâmetro dos injetores foi triplicado em relação à configuração F1 (de 25,4mm para 76,2mm), portanto J_{inj} foi reduzido a um nono de seu valor inicial. Como resultado, a entrada de ar foi suprimida (figura 5.2c) e a eficiência de purga foi melhorada ainda mais ($\langle N_{arg} \rangle = 0,90$).

A tentativa de aumentar a eficiência de purga da configuração F1 pelo aumento exagerado da vazão de argônio (de 70Nm³/h para 560Nm³/h) corresponde à configuração F4. Nota-se, entretanto, que a fração molar de argônio ao fim da purga caiu significativamente ($\langle N_{arg} \rangle = 0,33$). A vazão de gás foi aumentada 8 vezes, então J_{inj} aumentou 64 vezes. Como consequência, a entrada de ar aumentou e passou a correr também pela abertura central (figura 5.2d). Esse resultado alerta para o risco de uma prática comum: usar a máxima vazão de gás disponível. A figura 5.4 apresenta o perfil de velocidade da configuração F4, em que é evidente a entrada de ar pelo mecanismo de entranhamento de jato turbulento.

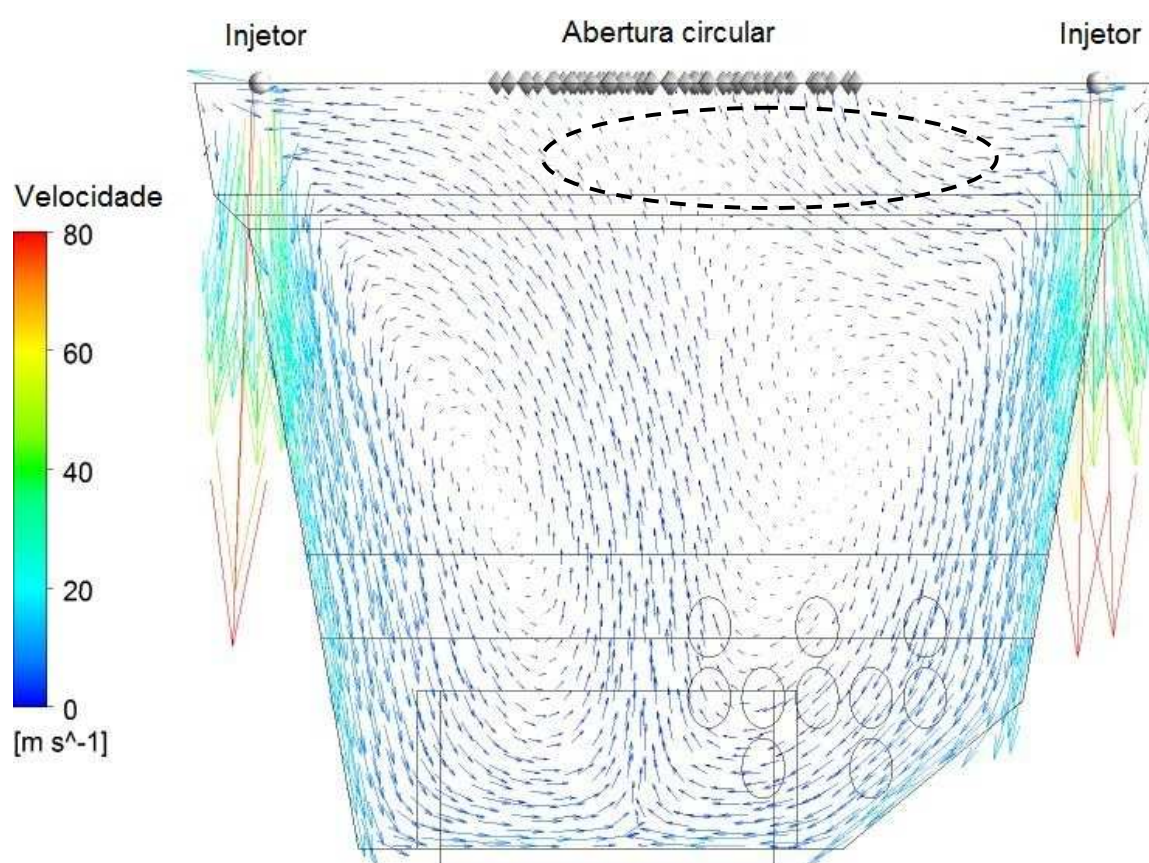


Figura 5.4: Perfil de velocidade da configuração F4 ao fim da purga (após 300s) plotado sobre um transversal que corta os injetores. Na figura, as esferas indicam injetores de gás, os octaedros uma abertura da tampa e a elipse pontilhada o local da entrada de ar.

Talvez a maneira mais óbvia de evitar entrada de ar é fechar ou reduzir as aberturas da tampa, de forma que o jato argônio fique fisicamente protegido do ar atmosférico. Essa ideia foi empregada na configuração F5. A entrada de ar foi quase eliminada (figura 5.2e) e a eficiência de purga foi melhorada ($\langle N_{arg} \rangle = 0,89$) em relação à configuração F1 ($\langle N_{arg} \rangle = 0,72$). O efeito benéfico do fechamento das aberturas da tampa foi intensificado de uma maneira indireta. Como a área das aberturas na tampa da configuração F5 ($0,55\text{m}^2$) é apenas 32% da área da configuração F1 ($1,70\text{m}^2$), o parâmetro J_{sai} foi quase triplicado.

Ainda que a proteção física do jato resolva o problema de entrada de ar da configuração F1, pode ser interessante utilizá-la em conjunto com configurações de injetores menos propícios à entrada de ar, como em F2 e F3. Dessa forma, o processo de inertização se tornaria robusto contra uma possível má selagem das aberturas da tampa.

As configurações F6 ($\langle N_{arg} \rangle = 0,97$) e F7 ($\langle N_{arg} \rangle = 0,99$) mostram que, com o controle adequado da entrada de ar pela proteção física do jato de argônio (figuras 5.2f e 5.2g, respectivamente), é possível aumentar a eficiência de purga pelo aumento da vazão de gás. Esse efeito é esperado, já que uma maior vazão promove uma renovação mais rápida do gás presente no distribuidor. Embora a vazão de $105\text{Nm}^3/\text{h}$ (configuração F6) seja suficiente para obter teor de oxigênio residual ao fim da purga inferior a 1% ($\langle N_{ar} \rangle < 0,05$), a vazão de $140\text{Nm}^3/\text{h}$ (configuração F7) é recomendada, pois permite obter o mesmo resultado em menor tempo ($3,2\text{min}$ versus $4,3\text{min}$).

5.2 Simulações CFD da Inertização Considerando Partida a Quente do Distribuidor – Configurações Q1 a Q4

As figuras 5.5 e 5.6 apresentam a evolução no tempo da fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ e da temperatura média $\langle T \rangle$, respectivamente, para as configurações de inertização Q1 a Q4 (rever tabela IV.4). Os valores de $\langle N_{arg} \rangle$ e $\langle T \rangle$ ao fim da purga preditos pelo modelo matemático para as mesmas configurações foram sintetizadas na tabela V.2. A figura 5.7 apresenta mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga para as configurações anteriores. Valores negativos indicam fluxo para dentro do distribuidor e consequentemente apontam entrada de ar.

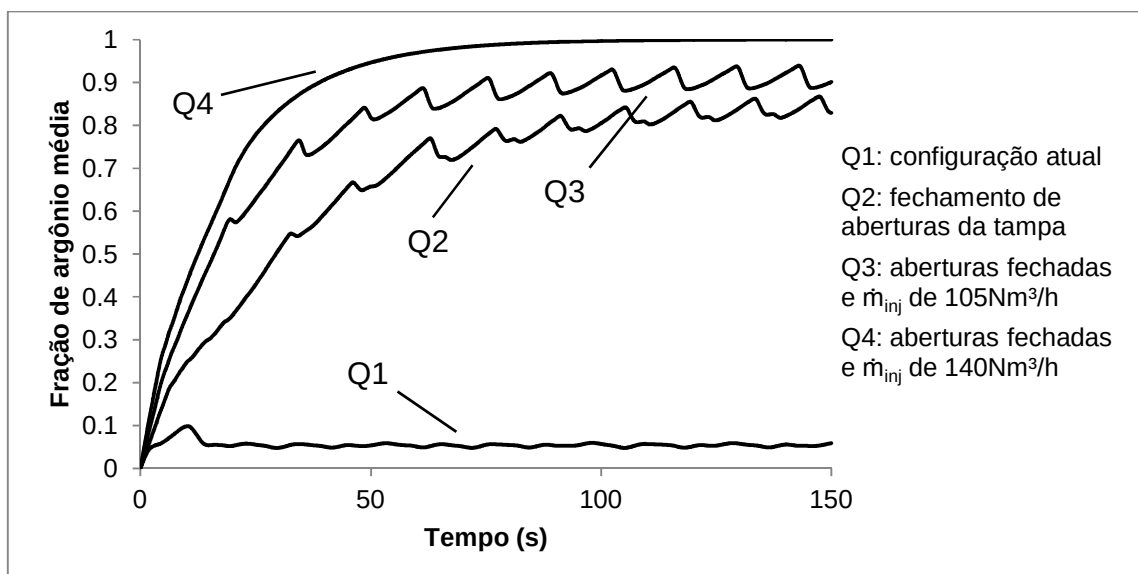


Figura 5.5: Evolução no tempo da fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ para as configurações de inertização Q1 a Q4 (partida a quente). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor. Na legenda, $\dot{m}_{inj}$ a vazão total de argônio injetado.

Existem duas diferenças principais entre as curvas de inertização de distribuidor considerando partida a quente (figura 5.5) e considerando partida a frio (figura 5.1). Primeiro, há oscilações nas curvas de $\langle N_{arg} \rangle$ da figura 5.5 que também aparecem nas curvas de $\langle T \rangle$ da figura 5.6. Tal periodicidade surge da variação no tempo da entrada de ar no distribuidor, como pode ser observado na figura 5.8, e está relacionada com mecanismo de convecção natural. As oscilações não decorrem de um problema numérico, já que todas as simulações convergiram e as oscilações persistiram durante os estudos de independência de malha e de passo de tempo. Segundo, as curvas de $\langle N_{arg} \rangle$ estabilizam mais rapidamente considerando partida a quente do que considerando partida a frio. De fato, a vazão de gás efetiva é aumentada nas configurações de distribuidor considerando partida a quente devido à expansão significativa do gás injetado (figura 5.9).

A Configuração Q1, que é a prática atual usada na usina, possui eficiência de purga extremamente baixa ($\langle N_{arg} \rangle = 0,06$), sendo muito menor do que sua versão de partida a frio, configuração F1 ($\langle N_{arg} \rangle = 0,72$). A menor eficiência de purga da configuração Q1 decorre da entrada de ar adicional por correntes de convecção natural que trazem ar frio

através das aberturas na tampa. A entrada de ar é tão severa (figura 5.7a) que a temperatura do fluido presente no distribuidor foi reduzida a aproximadamente 198°C.

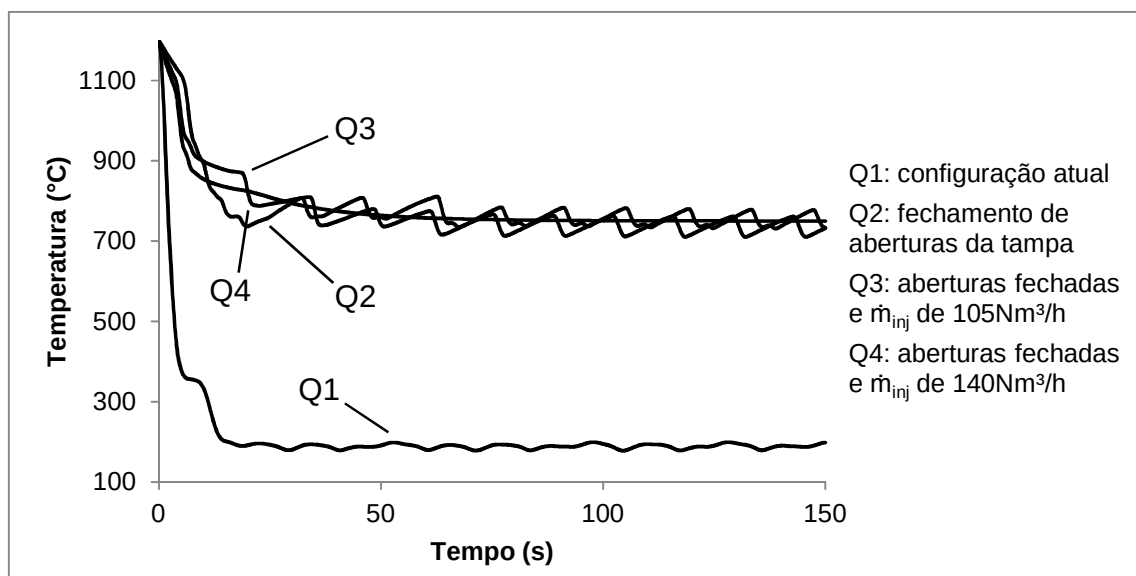
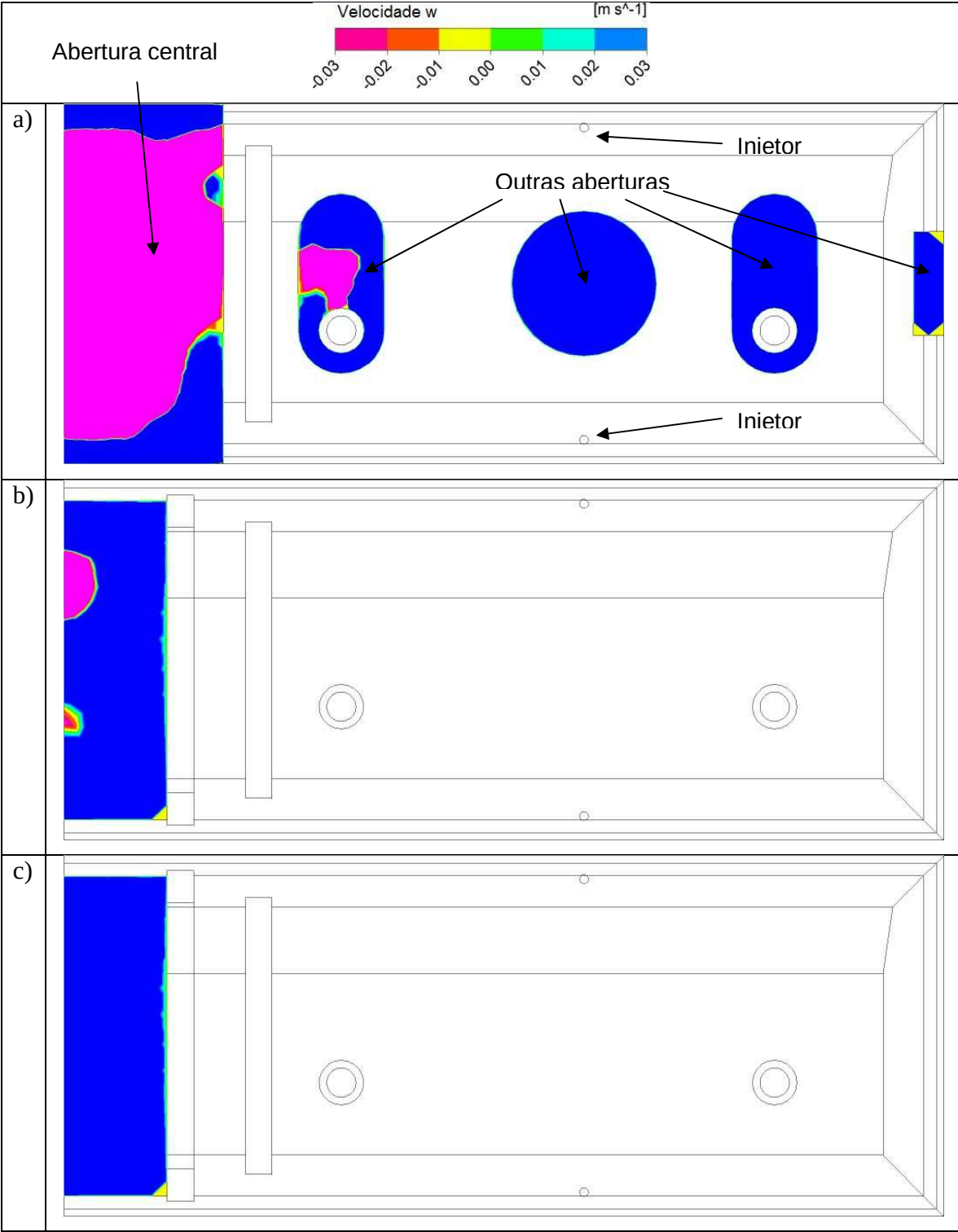


Figura 5.6: Evolução no tempo da temperatura média $\langle T \rangle$ para as configurações de inertização Q1 a Q4 (partida a quente). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor. Na legenda, $\dot{m}_{inj}$ é a vazão total de argônio injetado.

Tabela V.2: Fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ e temperatura média $\langle T \rangle$ ao fim da purga (após 150s) predita pelo modelo matemático para as configurações de inertização Q1 a Q4 (partida a quente).

Configuração	$\langle T \rangle$	$\langle N_{arg} \rangle$
Q1	198	0,06
Q2	733	0,83
Q3	732	0,90
Q4	750	1,00



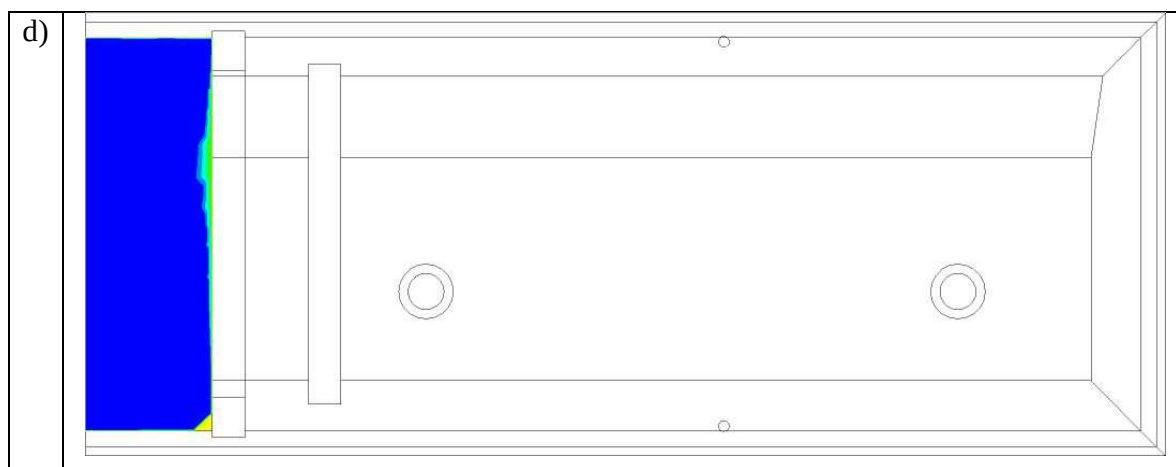
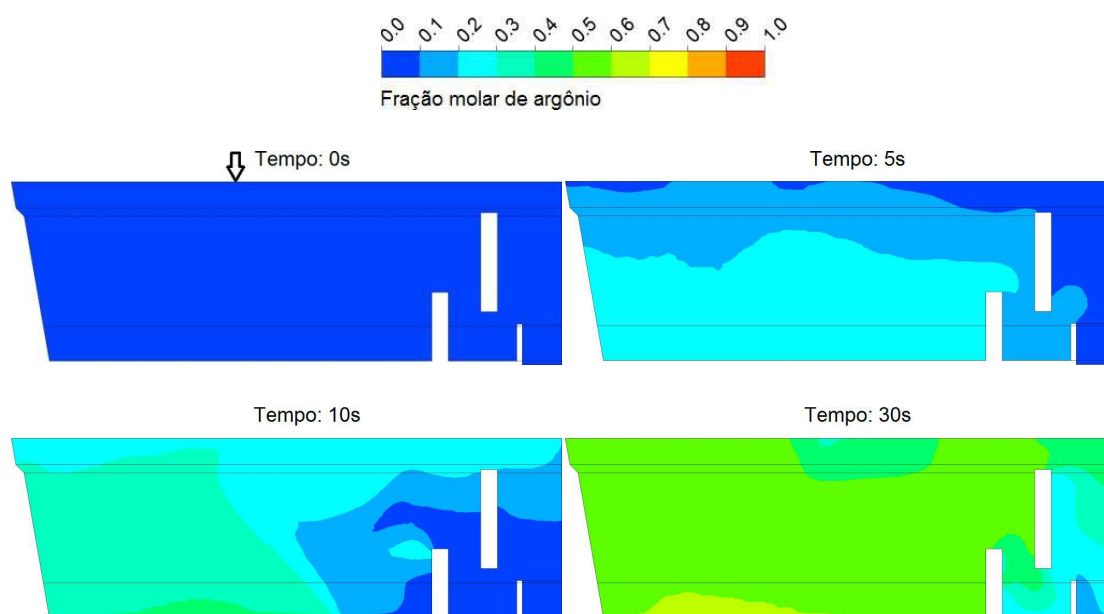


Figura 5.7: Mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga (após 150s). Valores negativos indicam entrada de ar. Configurações de inertização considerando partida a quente do distribuidor: a) Q1; b) Q2; c) Q3; d) Q4.



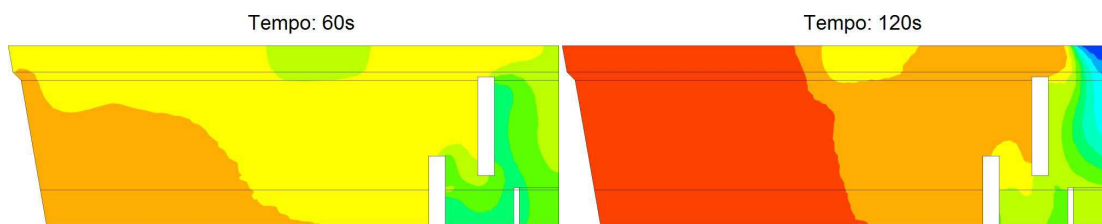


Figura 5.8: Contornos da fração molar de argônio prevista pelo modelo matemático para a configuração Q2. Os contornos foram construídos no plano central do distribuidor. A seta na primeira figura indica o ponto de injeção de argônio.

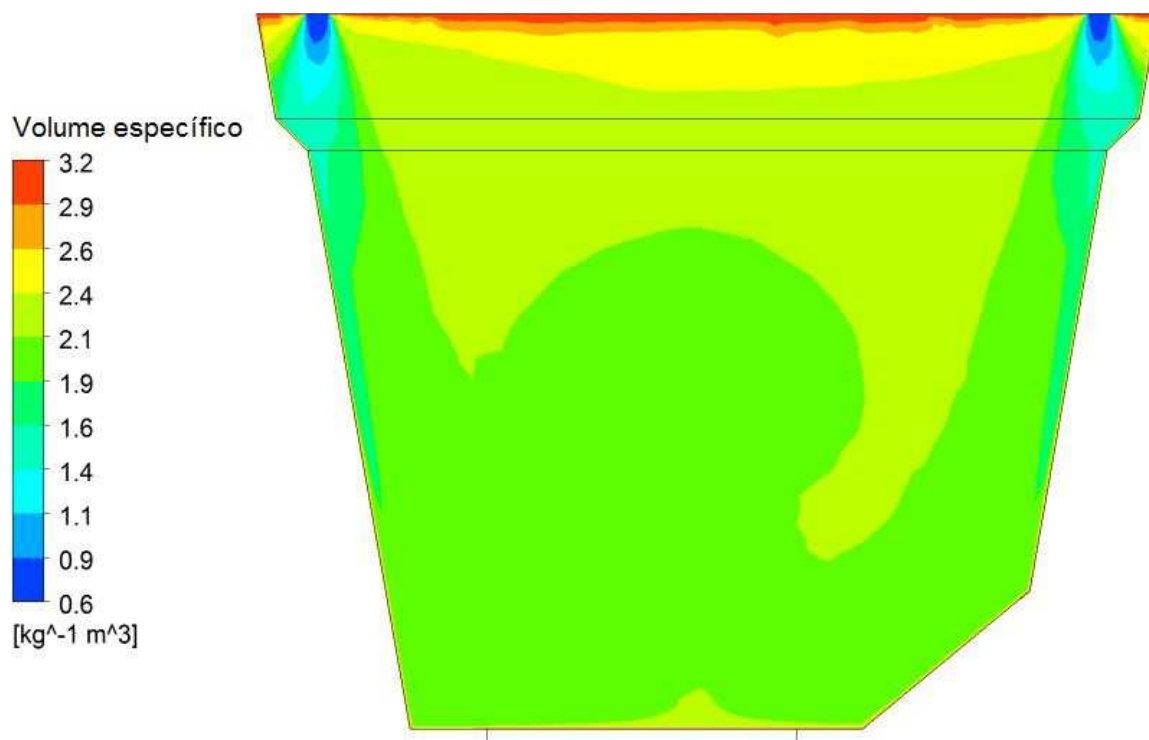


Figura 5.9: Contorno do volume específico (recíproco da densidade) do fluido presente no interior do distribuidor ao fim da purga (após 150s) para configuração Q2. O contorno foi criado em um plano transversal que corta os injetores.

A configuração Q2 mostra que o fechamento das aberturas na tampa é capaz de reduzir a entrada de ar (figura 5.7b) e aumentar significativamente a eficiência de purga ($\langle N_{arg} \rangle = 0,83$) em comparação à configuração Q1. Essa melhora é devido ao combate simultâneo às duas forças motrizes para o escoamento (J_{inj} e R_T), pois J_{sai} é aumentado pelo

fechamento das aberturas na tampa. A temperatura do fluido no interior do distribuidor (aproximadamente 733°C) é também maior do que na configuração anterior, o que aumenta J_{sai} ainda mais.

Diferentes das configurações que consideram partida a frio do distribuidor (figura 5.3), na configuração Q2 há uma grande região rica em ar próxima à abertura central do equipamento (figura 5.8). Esse fenômeno é originado pela forte entrada de ar local e, portanto, o fluido presente nessa região não está estagnado. Alguém poderia cogitar em posicionar injetores de argônio sobre a abertura central como forma de elevar a fração molar de argônio no local. Essa prática, no entanto, provavelmente apenas pioraria o problema de entrada de ar. Exemplo análogo será discutido na seção 5.3 (configuração F1circ).

A configuração Q3 ($\langle N_{arg} \rangle = 0,90$) mostra que a eficiência de purga da configuração Q2 pode ser melhorada pelo aumento da vazão de argônio (de 70Nm³/h para 105Nm³/h). No entanto, o motivo é diferente daquele das configurações considerando partida a frio. Para o distribuidor com partida a quente, o tempo necessário para estabilizar as curvas de $\langle N_{arg} \rangle$ não é afetado pela vazão de argônio, como pode ser verificado comparando as curvas das configurações Q2 e Q3 na figura 5.5. O entranhamento de ar da configuração Q3 foi reduzido, mas não completamente eliminado, embora a figura 5.7c não permita detectá-lo devido à periodicidade da entrada de ar. Essa redução da entrada de ar é esperada, já que o parâmetro J_{sai} é aumentado com o aumento da vazão de argônio.

O aumento da vazão de argônio para 140Nm³/h (configuração Q4) previne a entrada de ar (figura 5.7d) e permite inertizar completamente o distribuidor ($\langle N_{arg} \rangle = 1,00$). Interessante notar que a eficiência de purga da configuração Q4 ($\langle N_{arg} \rangle = 1,00$) é maior do que a eficiência de sua versão a frio, configuração F7 ($\langle N_{arg} \rangle = 0,99$). Esse resultado é explicado pela expansão do argônio injetado que ocorre em distribuidor com partida a quente como fora discutido. Tal fenômeno só é notado na ausência da entrada de ar. A configuração Q4 é capaz de atingir níveis de $\langle N_{ar} \rangle$ inferiores a 0,05 em apenas 52s.

Vale notar que a temperatura do fluido no interior do distribuidor das configurações Q2 a Q4 (figura 5.6 e tabela V.2) não foi afetado significativamente pela vazão de argônio, embora esse gás seja injetado a 25°C no distribuidor. Como consequência, a força motriz

para o escoamento R_T , uma função da temperatura, não é afetada e o calor cedido pelos refratários, usado para aquecer o gás injetado, é aumentado quase linearmente com a vazão de argônio.

5.3 Outras Simulações CFD da Inertização de Distribuidor

A figura 5.10 apresenta a evolução no tempo da fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ para as configurações de inertização F1, F1sem, F1circ e F1plug (rever seção 4.1.2). Os valores de $\langle N_{arg} \rangle$ ao fim da purga preditos pelo modelo matemático para as mesmas configurações foram sintetizadas na tabela V.3. A figura 5.11 apresenta mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga para as configurações anteriores. Valores negativos indicam fluxo para dentro do distribuidor e consequentemente apontam entrada de ar.

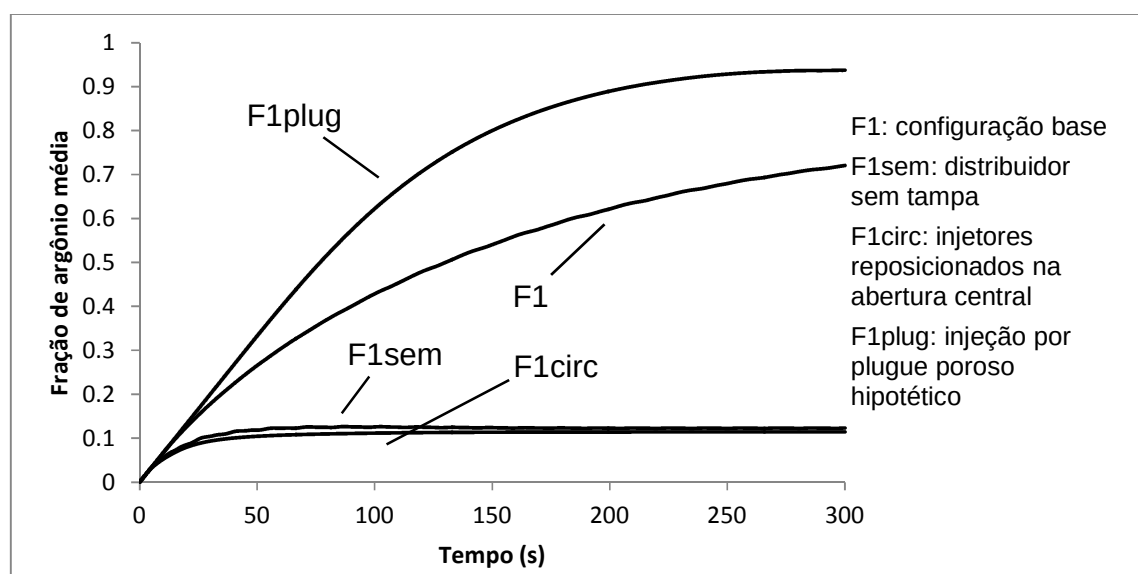


Figura 5.10: Evolução no tempo da fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ para as configurações de inertização F1, F1sem, F1circ e F1plug (partida a frio). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor.

A configuração F1 corresponde à versão de partida a frio da configuração atual utilizada na usina (Q1). Embora seus resultados já tenham sido discutidos na seção 5.1, eles foram repetidos aqui para facilitar a comparação com as novas práticas de inertização simuladas. A eficiência de purga da configuração F1 é razoável ($\langle N_{arg} \rangle = 0,72$).

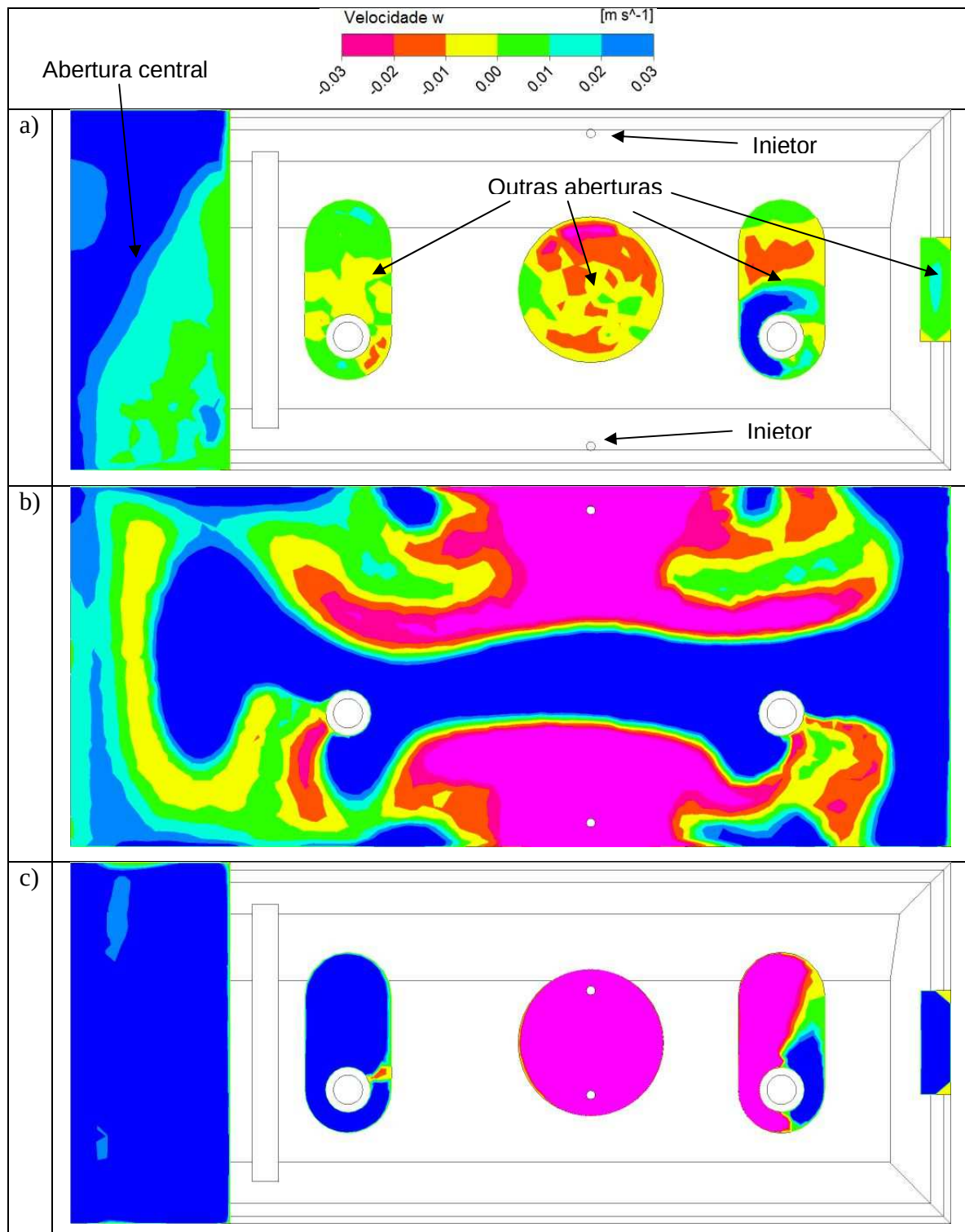
Tabela V.3: Fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ ao fim da purga (após 300s) predita pelo modelo matemático para as configurações de inertização F1, F1sem, F1circ e F1plug (partida a frio).

Configuração	$\langle N_{arg} \rangle$
F1	0,72
F1sem	0,12
F1circ	0,11
F1plug	0,94

Na configuração F1sem, a configuração F1 foi modificada pela eliminação da tampa do distribuidor. Como esperado (seção 5.1), a entrada de ar da configuração F1sem é severa (figura 5.11b) devido à falta de proteção física do jato de argônio em relação à atmosfera e sua eficiência de purga é muito baixa ($\langle N_{arg} \rangle = 0,12$).

Já na configuração F1circ, os injetores de argônio foram reposicionados nas aberturas circulares da tampa do distribuidor conforme indicado na figura 4.2. Há forte entrada de ar pelas aberturas circulares (figura 5.11c) de modo que eficiência de purga é similar ao caso anterior ($\langle N_{arg} \rangle = 0,11$).

À primeira vista, pode parecer surpreendente que a eficiência de purga da configuração F1circ ($\langle N_{arg} \rangle = 0,11$) seja ligeiramente inferior à da configuração F1sem ($\langle N_{arg} \rangle = 0,12$). Isto é, o posicionamento inadequado dos injetores foi mais deletério à inertização que a remoção da tampa do distribuidor. No entanto, a grande proximidade dos injetores da configuração F1sem às paredes do distribuidor fez com o que o jato de argônio se aderisse às paredes do equipamento por efeito Coanda (figura 5.12), reduzindo muito o entranhamento de ar pelo jato (seção 3.5.4). Por outro lado, na configuração F1circ, os injetores foram posicionados distantes das paredes do distribuidor e o efeito Coanda não atuou.



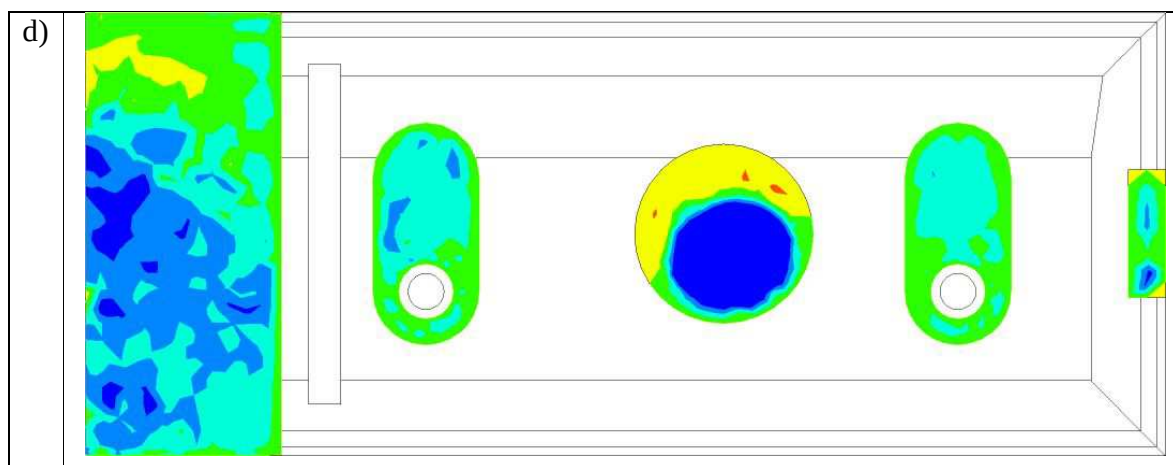


Figura 5.11: Mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga (após 300s). Valores negativos indicam entrada de ar. Configurações de inertização considerando partida a frio do distribuidor: a) F1; b) F1sem; c) F1circ; d) F1plug.

Diferente das configurações estudadas até aqui, na configuração F1plug, o argônio foi injetado por um plugue poroso hipotético localizado no fundo do distribuidor (figura 4.3). Plugues porosos são instalados em alguns distribuidores para favorecer a flotação de inclusões não-metálicas (RICHAUD, 2014), portanto, há a possibilidade de seu reaproveitamento para a inertização do distribuidor.

Um ponto limitante na utilização de plugues porosos para a purga é a vazão máxima de gás que o dispositivo suporta. TURKDOGAN (2010) aponta que plugues porosos usados em painéis de aciaria operam com vazões máximas de entorno de $0,6 \text{ Nm}^3/\text{min}$. Supondo que a mesma restrição seja válida para plugues usados em distribuidor, a vazão total máxima que poderia ser usada em um distribuidor com dois plugues (um em cada lado) é $72 \text{ Nm}^3/\text{h}$. Esse valor é muito próximo daquele usado na configuração F1plug ($70 \text{ Nm}^3/\text{h}$). Assim não há margem para aumento de vazão, a menos que se considere o uso de uma maior quantidade de plugues porosos ou a injeção mista por plugues porosos e injetores na tampa do distribuidor. Esses casos não serão tratados aqui.

A eficiência de purga da configuração F1plug ($\langle N_{arg} \rangle = 0,94$) é a maior entre todas as configurações estudadas com partida a frio e vazão de $70 \text{ Nm}^3/\text{h}$, apesar de a entrada de ar não tenha sido completamente eliminada (figura 5.11d). Essa característica decorre da

modificação do grau de mistura entre os gases presentes no distribuidor, argônio e ar, promovida pela injeção de argônio pelo fundo do distribuidor.

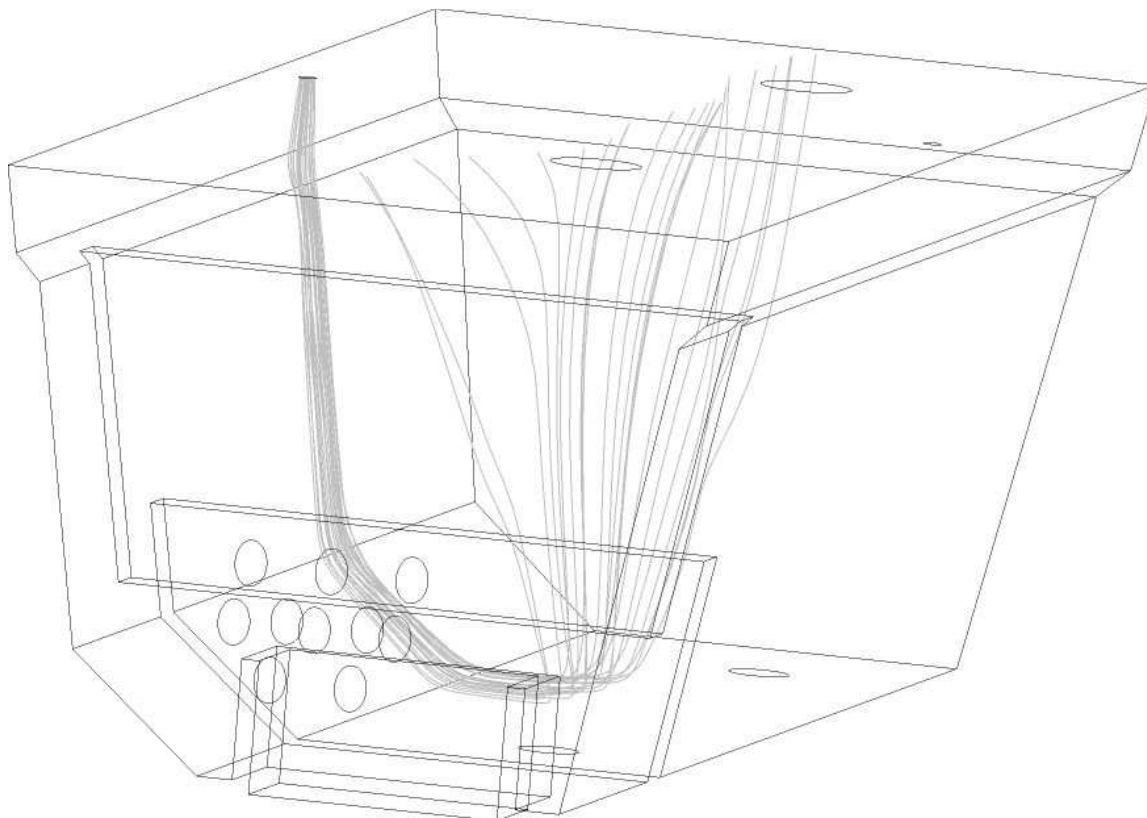


Figura 5.12: Linhas de corrente (*streamlines*) ao fim da purga (após 300s) para a configuração F1sem. As linhas de corrente foram criadas para o fluido que entra no distribuidor a partir de um dos injetores.

Na inertização de distribuidor com partida a frio por plugue poroso, o argônio tende a se concentrar no fundo do equipamento sem se misturar completamente com o ar (figura 5.13 superior). Assim o ar é progressivamente expulso do distribuidor com menor perda de argônio comparada às configurações em que é feita injeção de argônio pela tampa do equipamento, nas quais há boa mistura entre o argônio e o ar (figura 5.13 inferior).

Com base no exposto, caso se disponha de plugues porosos em distribuidor com partida a frio, seu uso para inertização é recomendado. Possivelmente, o uso de plugues porosos seja a melhor opção para a purga de um distribuidor sem tampa com partida a frio usando

gás inerte. Entretanto, como já discutido, a restrição de vazão máxima do dispositivo necessita ser considerada.

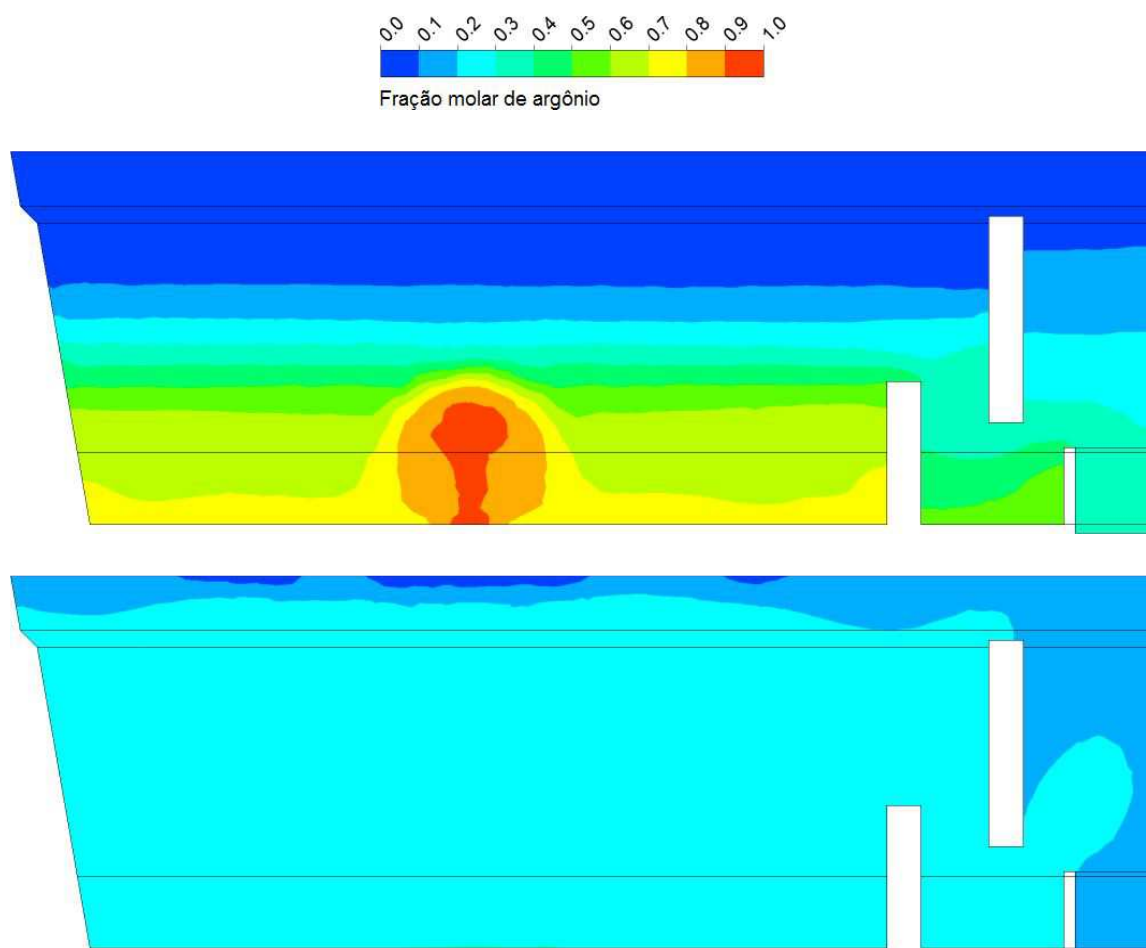


Figura 5.13: Contornos da fração molar de argônio prevista pelo modelo matemático para as configurações F1plug (superior) e F1 (inferior) após 40s de purga. Os contornos foram construídos no plano central do distribuidor.

As figuras 5.14 e 5.15 apresentam a evolução no tempo da fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ e da temperatura média $\langle T \rangle$, respectivamente, para as configurações de inertização Q1 e Q1plug (rever seção 4.1.2). Os valores de $\langle N_{arg} \rangle$ e $\langle T \rangle$ ao fim da purga preditos pelo modelo matemático para as mesmas configurações foram sintetizadas na tabela V.4. A figura 5.16 apresenta mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às

aberturas da tampa ao fim da purga para as configurações anteriores. Valores negativos indicam fluxo para dentro do distribuidor e consequentemente apontam entrada de ar.

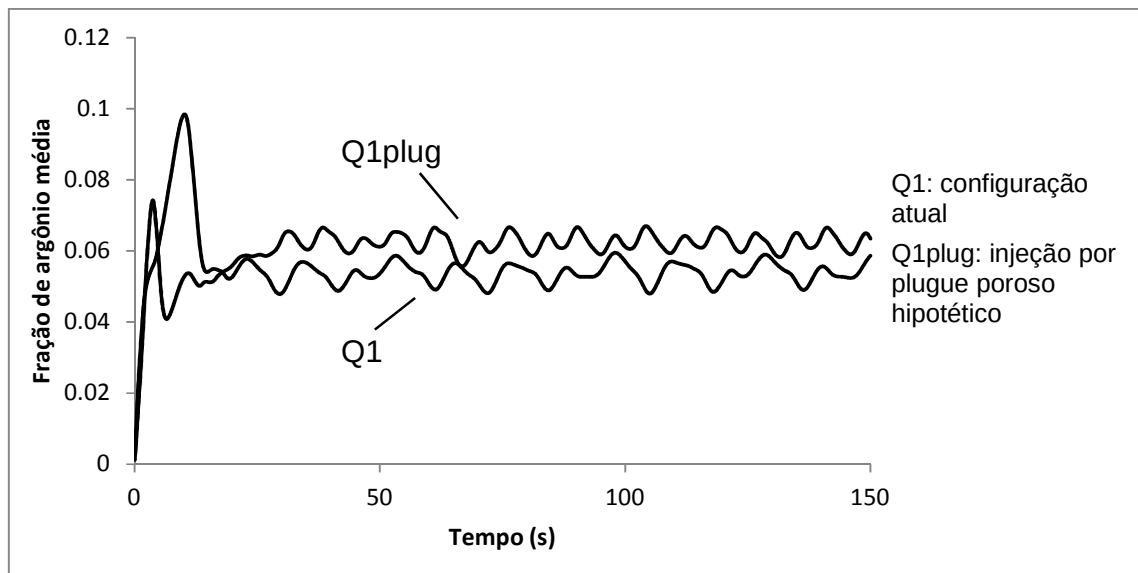


Figura 5.14: Evolução no tempo da fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ para as configurações de inertização Q1 e Q1plug (partida a quente). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor.

A Configuração Q1, que é a prática atual usada na usina, possui eficiência de purga extremamente baixa ($\langle N_{arg} \rangle = 0,06$). Embora seus resultados já tenham sido discutidos na seção 5.2, eles foram repetidos aqui para facilitar a comparação com a prática de inertização Q1plug, em que a injeção de argônio é feita por plugue poroso de forma análoga à configuração F1plug.

Diferente das demais simulações executadas nesse trabalho em que se adotou passo de tempo de 0,1s, na configuração Q1plug foi utilizado passo de tempo de 0,05s para garantir a convergência da simulação.

O padrão de arraste de ar da configuração Q1plug é muito parecido ao da configuração Q1 (figura 5.16). Portanto, não é surpresa que a eficiência de purga de ambas as configurações seja essencialmente a mesma ($\langle N_{arg} \rangle = 0,06$) e que as temperaturas médias do fluido nas duas configurações sejam similares (figura 5.15).

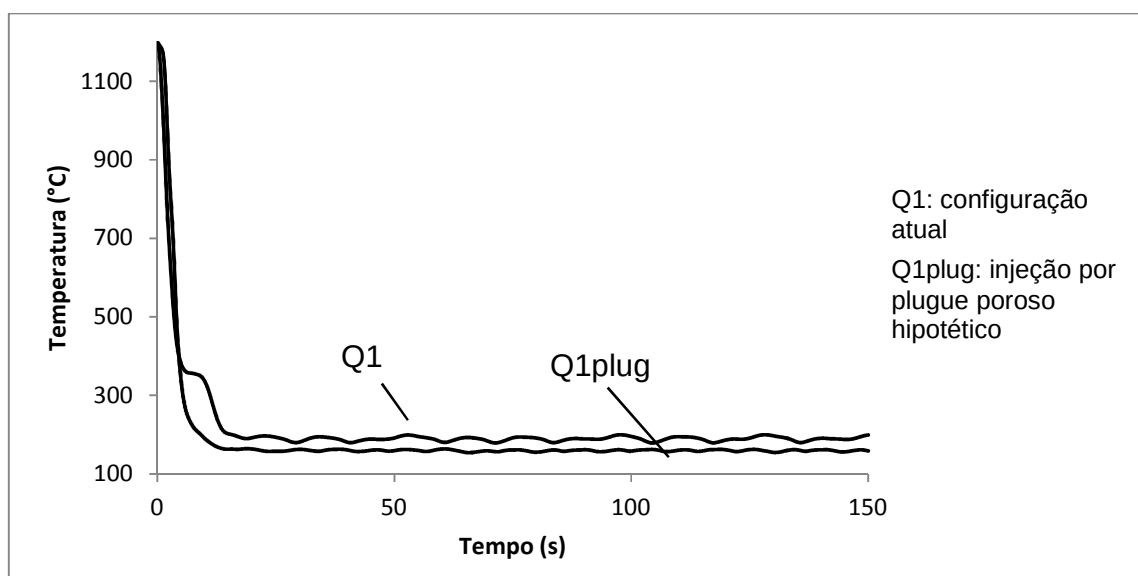


Figura 5.15: Evolução no tempo da temperatura média $\langle T \rangle$ para as configurações de inertização Q1 e Q1 plug (partida a quente). Os valores representam médias volumétricas no interior do distribuidor.

Tabela V.4: Fração molar média de argônio $\langle N_{arg} \rangle$ e temperatura média $\langle T \rangle$ ao fim da purga (após 150s) predita pelo modelo matemático para as configurações de inertização Q1 e Q1plug (partida a quente).

Configuração	$\langle T \rangle$	$\langle N_{arg} \rangle$
Q1	198	0,06
Q1plug	158	0,06

Nas duas configurações estudadas, o mecanismo de entrada de ar por convecção natural é o principal responsável por reduzir a eficiência de purga. Esse mecanismo foi pouco afetado pelo modo de injeção de argônio, o que sugere que o padrão de escoamento dentro do distribuidor não é chave para controlar a entrada de ar por convecção natural.

É interessante discutir o efeito da convecção natural sobre o grau de mistura entre os gases presentes no distribuidor (argônio e ar). A figura 5.17 apresenta mapas de contorno

ao fim da purga da fração molar de argônio para a configuração Q1plug, bem como o perfil de velocidade do fluido presente no distribuidor na região de baixo teor de argônio. Embora a estratificação química permaneça no distribuidor com partida a quente, as correntes de convecção natural geram um caminho preferencial para a saída do argônio do distribuidor. Esse fenômeno de “canalização” existente em distribuidor com partida a quente deteriora o benefício da inertização por plugue poroso observado em distribuidor com partida a frio.

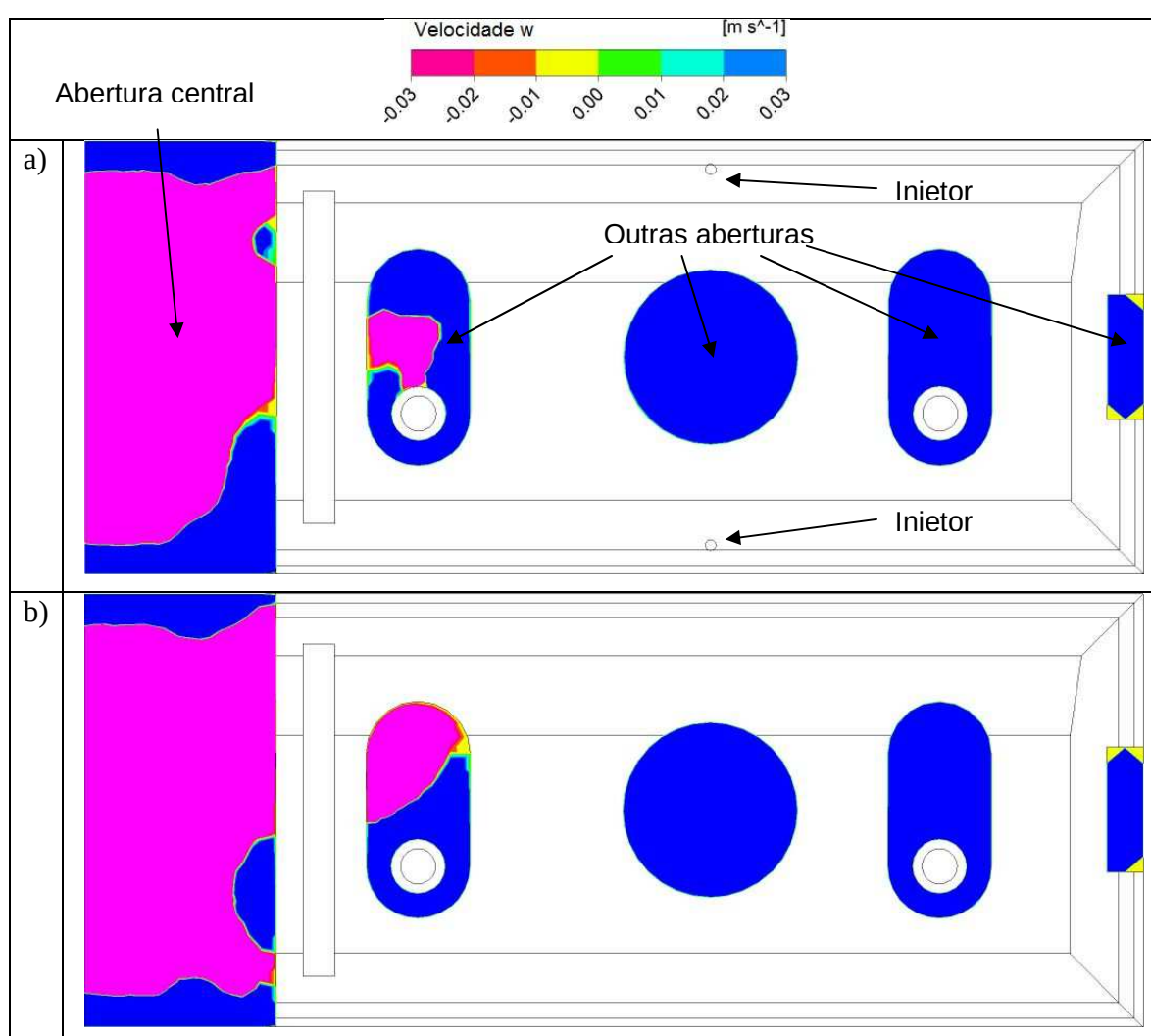


Figura 5.16: Mapas de contorno da componente do vetor velocidade normal às aberturas da tampa ao fim da purga (após 150s). Valores negativos indicam entrada de ar. Configurações de inertização considerando partida a quente do distribuidor: a) Q1; b) Q1plug.

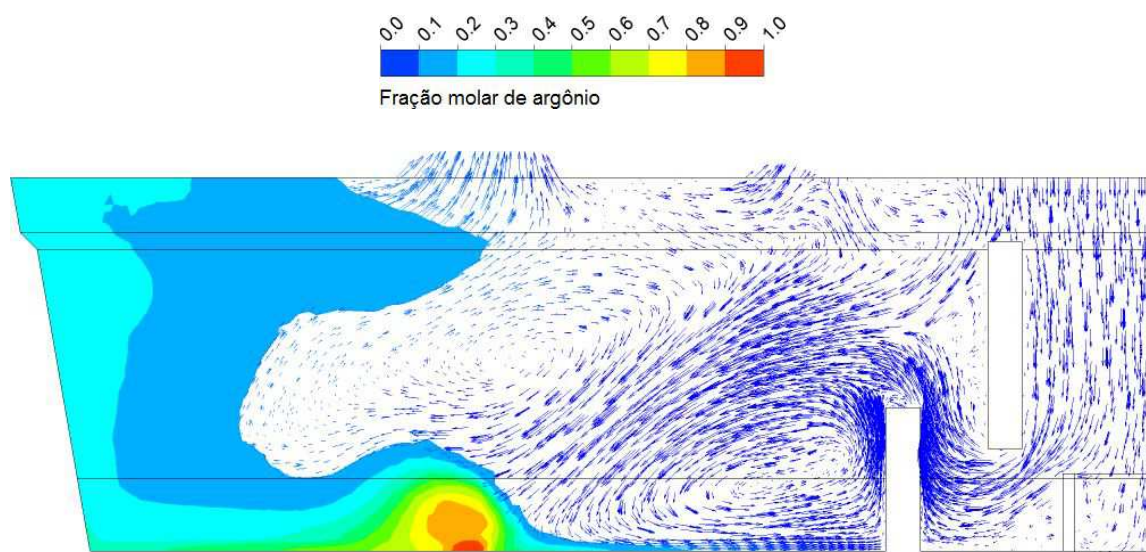


Figura 5.17: Contornos da fração molar de argônio e velocidade prevista pelo modelo matemático para a configuração Q1plug ao fim da purga (após 150s). O contorno foi construído no plano central do distribuidor. Na região do plano com fração molar de argônio inferior a 0,1, foi plotado o perfil de velocidade do fluido presente no distribuidor. A maior velocidade nessa região, que corresponde à maior seta, é 1,35m/s.

5.4 Previsão da Perda Térmica do Distribuidor Ocasionada pela inertização

A figura 5.18 apresenta a taxa com que a entalpia deixa o distribuidor pelas aberturas em sua tampa prevista pelo modelo CFD para a configuração recomendada (Q4). A taxa é maior no início da inertização, devido à saída do ar pré-aquecido existente inicialmente no interior do equipamento, e em seguida atinge um regime estacionário assumindo o valor de 28,9kW.

A perda térmica total corresponde à área sob a curva da figura 5.18 e foi estimada pelo método do trapézio. O valor obtido de 4,68MJ ($1\text{MJ} = 10^6\text{J}$) corresponde ao resfriamento em $0,34^\circ\text{C}$ do aço presente no distribuidor em seu nível de trabalho (17,7t). Portanto, a perda térmica resultante da prática de inertização Q4 é desprezível.

Os cálculos do balanço térmico analítico tomam como base as condições da configuração Q4: vazão de argônio de $140\text{Nm}^3/\text{h}$, tempo de purga de 2,5min e ausência de entrada de ar durante a purga. Assumindo temperatura de saída dos gases de 750°C (temperatura média do fluido no interior do distribuidor prevista pelo modelo CFD), o balanço térmico

analítico prevê perda térmica de 4,35MJ (ou 0,31°C de resfriamento do aço). Caso se utilize a temperatura de 805°C (temperatura média do fluido na abertura central prevista pelo modelo CFD), a perda térmica passa para 4,63MJ (0,33°C de resfriamento).

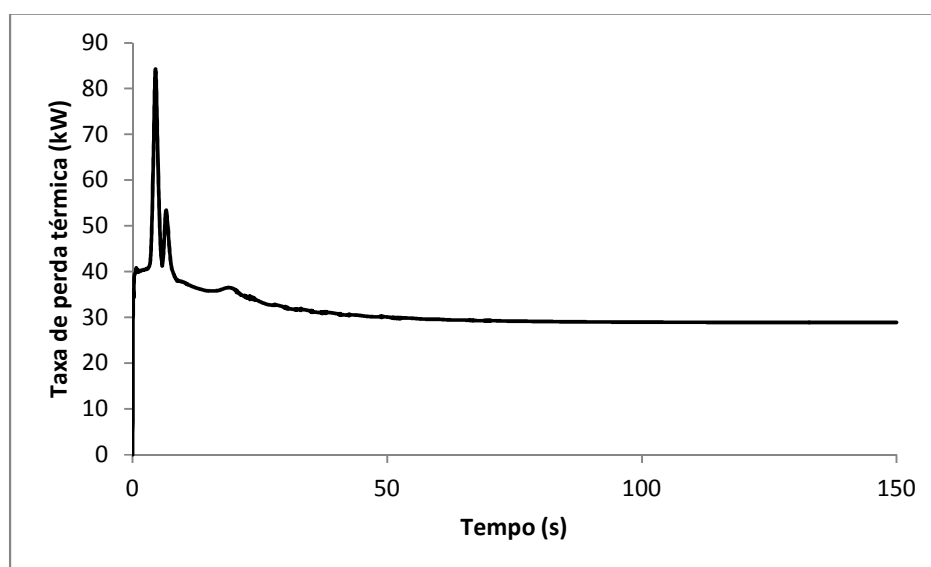


Figura 5.18: Taxa com que a entalpia deixa o distribuidor pelas aberturas em sua tampa prevista pelo modelo CFD para a configuração recomendada (Q4).

A boa concordância entre a magnitude da perda térmica prevista pelas duas abordagens comprova a adequação das premissas assumidas durante a dedução do balanço térmico analítico. Assim o balanço analítico pôde ser usado em um estudo de sensibilidade para averiguar a influência de diversos parâmetros sobre a perda térmica.

As figuras 5.19, 5.20, 5.21 e 5.22 apresentam, respectivamente, o efeito da vazão de argônio, vazão de ar infiltrado, temperatura de saída dos gases e tempo de purga sobre a perda térmica ocasionada pela inertização. Nessas figuras, enquanto um parâmetro é variado, os demais são mantidos fixos nas condições da configuração Q4: vazão de argônio de 140Nm³/h, vazão de ar infiltrado de 0Nm³/h, temperatura de saída dos gases de 800°C e tempo de purga de 2,5min.

O estudo de sensibilidade mostra que mesmo variações extremas das variáveis consideradas (uma por vez) levam a perdas térmicas pequenas (resfriamento do aço inferior a 1,5°C). Em soluções de inertização desastrosas, entretanto, a perda térmica

pode ser significativa. Por exemplo, uma configuração com vazões de argônio e de ar infiltrado de $300\text{Nm}^3/\text{h}$ ($N_{arg} = N_{ar} = 0,50$), temperatura de saída dos gases de 800°C e tempo de purga de 10min leva a um perda térmica de $90,3\text{MJ}$, o que equivale a um resfriamento do aço de $6,5^\circ\text{C}$. Assim, desde que o projeto do sistema de inertização do distribuidor em estudo seja realizado adequadamente, a perda térmica decorrente da purga não é significativa.

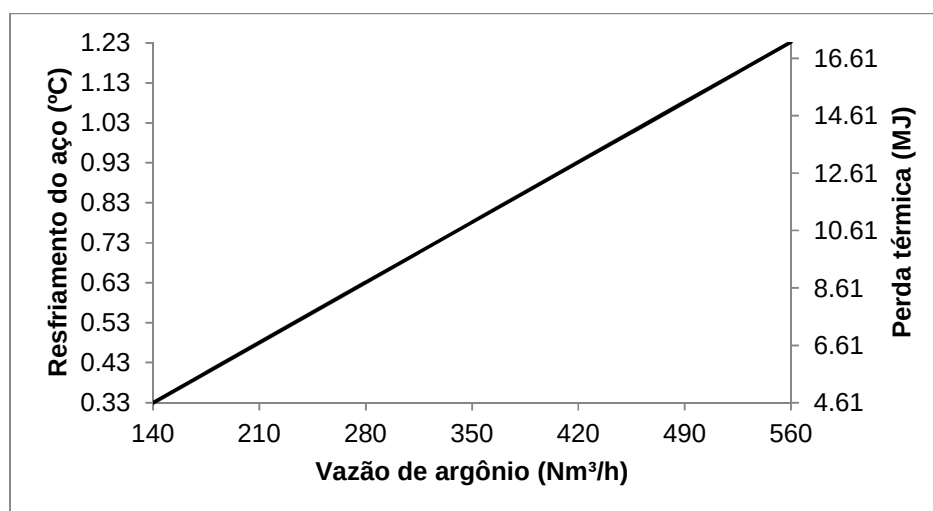


Figura 5.19: Efeito da vazão de argônio sobre a perda térmica ocasionada pela inertização. Demais parâmetros: vazão de ar infiltrado de $0\text{Nm}^3/\text{h}$, temperatura de saída dos gases de 800°C e tempo de purga de 2,5min.

5.5 Avaliação dos Benefícios Metalúrgicos da Purga durante o Enchimento do Distribuidor

Inicialmente, serão apresentadas as previsões dos modelos cinéticos. Em seguida, seus resultados serão confrontados com dados industriais.

5.5.1 Aplicação de modelos cinéticos

As figuras 5.23, 5.24 e 5.25 apresentam as previsões do modelo cinético dos *pick-up*, respectivamente, de oxigênio total, nitrogênio e hidrogênio sofridos pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor não inertizado. Nos três casos, a contaminação do aço é reduzida pelo aumento da taxa de enchimento do equipamento.

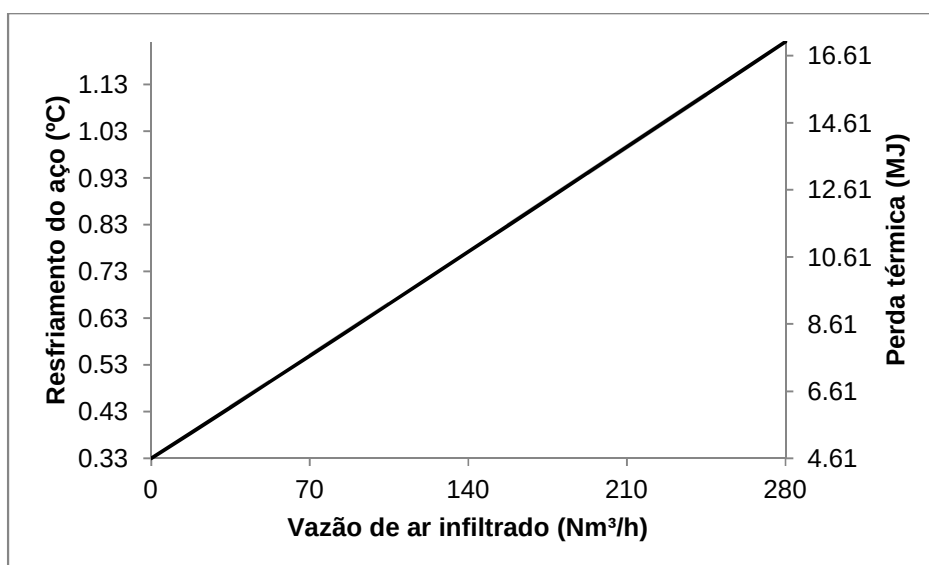


Figura 5.20: Efeito da vazão de ar infiltrado sobre a perda térmica ocasionada pela inertização. Demais parâmetros: vazão de argônio de $140\text{Nm}^3/\text{h}$, temperatura de saída dos gases de 800°C e tempo de purga de 2,5min.

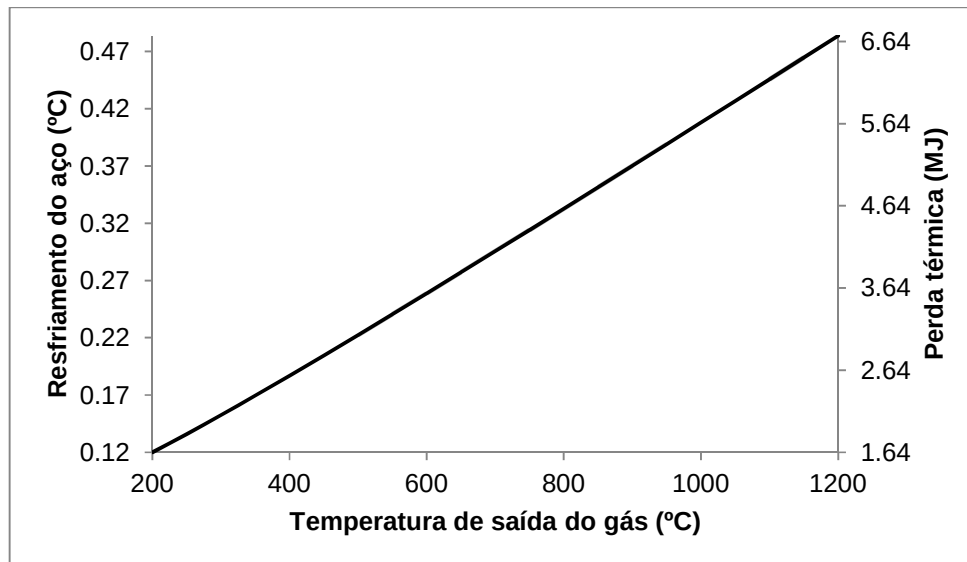


Figura 5.21: Efeito da temperatura de saída dos gases sobre a perda térmica ocasionada pela inertização. Demais parâmetros: vazão de argônio de $140\text{Nm}^3/\text{h}$, vazão de ar infiltrado de $0\text{Nm}^3/\text{h}$ e tempo de purga de 2,5min.

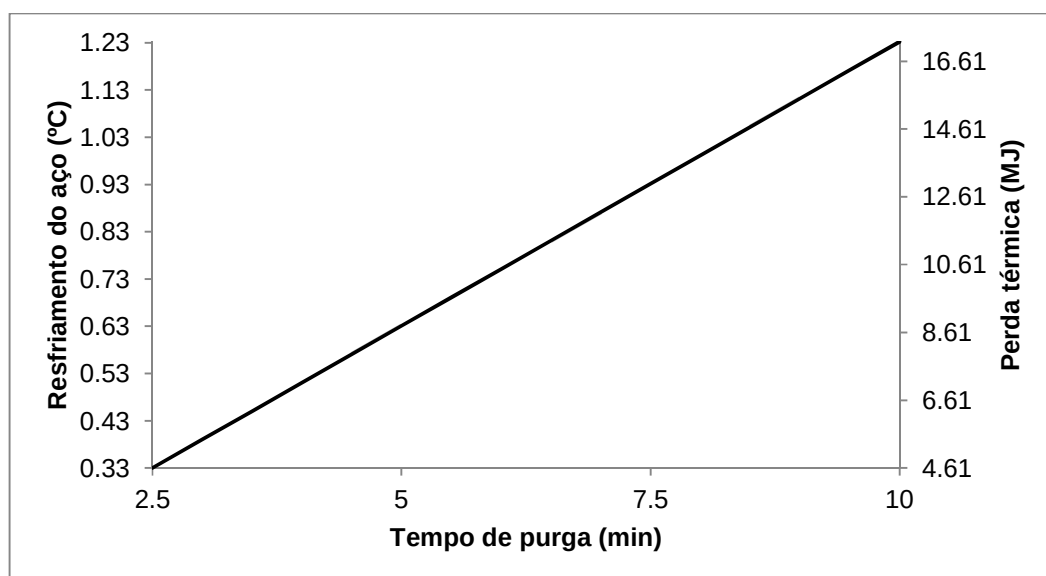


Figura 5.22: Efeito do tempo de purga sobre a perda térmica ocasionada pela inertização. Demais parâmetros: vazão de argônio de 140Nm³/h, vazão de ar infiltrado de 0Nm³/h e temperatura de saída dos gases de 800°C.

O tempo para enchimento do distribuidor industrial varia entre 3 e 4 minutos. Assim a taxa de enchimento do distribuidor de 17,7t está na faixa de 4,425t/min a 5,9t/min. Portanto, o *pick-up* de oxigênio total predito está entre 151ppm e 175ppm, o de nitrogênio entre 19,2ppm e 22,2ppm e o de hidrogênio entre 1,44ppm e 1,63ppm. Os valores correspondentes para a vazão média de 5,057t/min (tempo de enchimento de 3,5min) são, respectivamente, 163ppm, 20,6ppm e 1,54ppm.

As previsões do modelo cinético do *pick-up* de oxigênio total sofridos pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor para as configurações de inertização com partida a quente Q1 a Q4 são apresentadas na figura 5.26. Para facilitar a comparação, o *pick-up* de oxigênio total da condição sem inertização também é apresentada na figura. À medida que a eficiência de purga das configurações é aumentada ($\langle N_{arg} \rangle_{Sem} < \langle N_{arg} \rangle_{Q1} < \langle N_{arg} \rangle_{Q2} < \langle N_{arg} \rangle_{Q3} < \langle N_{arg} \rangle_{Q4}$), dois efeitos são notados. Primeiro, como era de se esperar, o *pick-up* de oxigênio total diminui. Segundo, a magnitude do *pick-up* de oxigênio total se torna menos sensível à variação da taxa de enchimento do distribuidor.

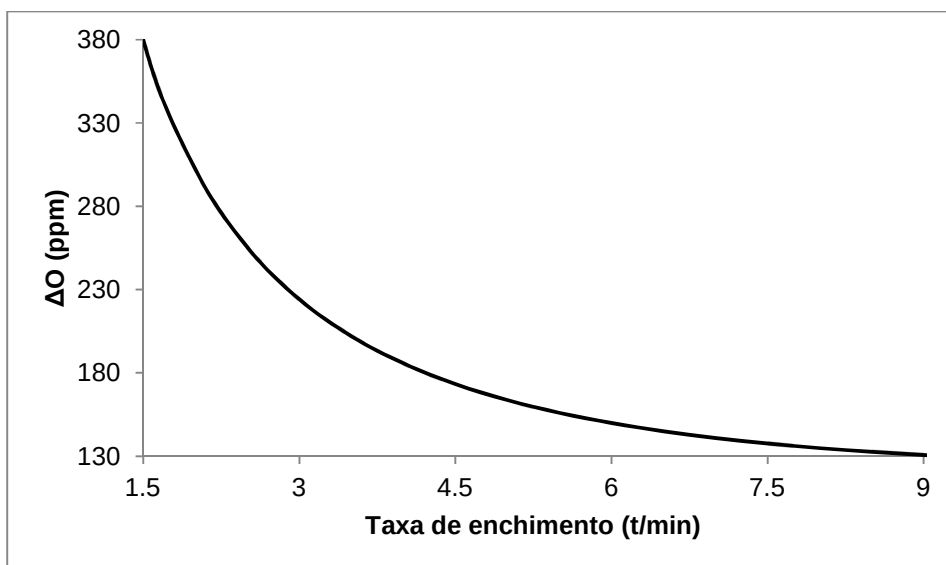


Figura 5.23: *Pick-up* de oxigênio total sofrido pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor não inertizado em função da taxa de enchimento do equipamento predito pelo modelo cinético.

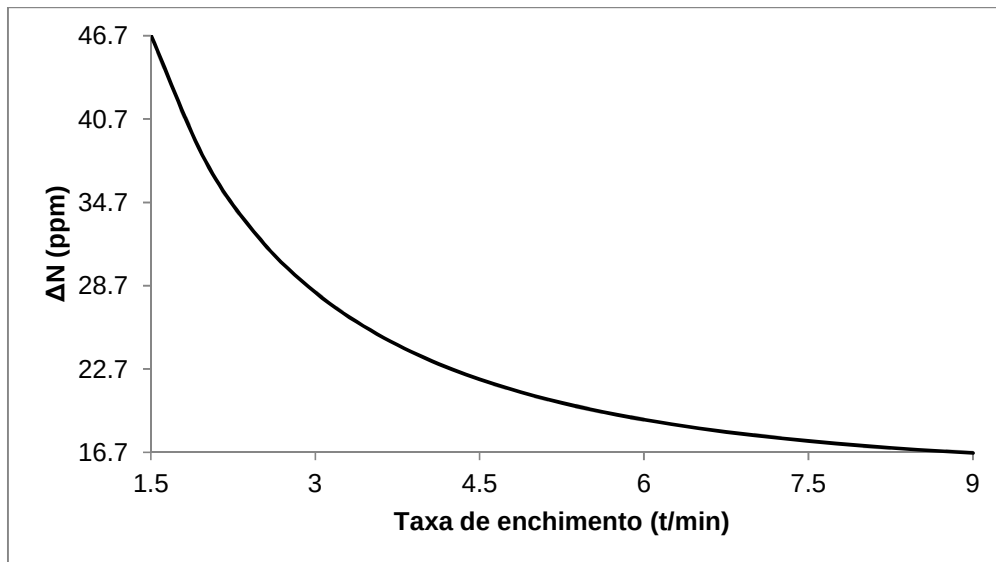


Figura 5.24: *Pick-up* de nitrogênio sofrido pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor não inertizado em função da taxa de enchimento do equipamento predito pelo modelo cinético.

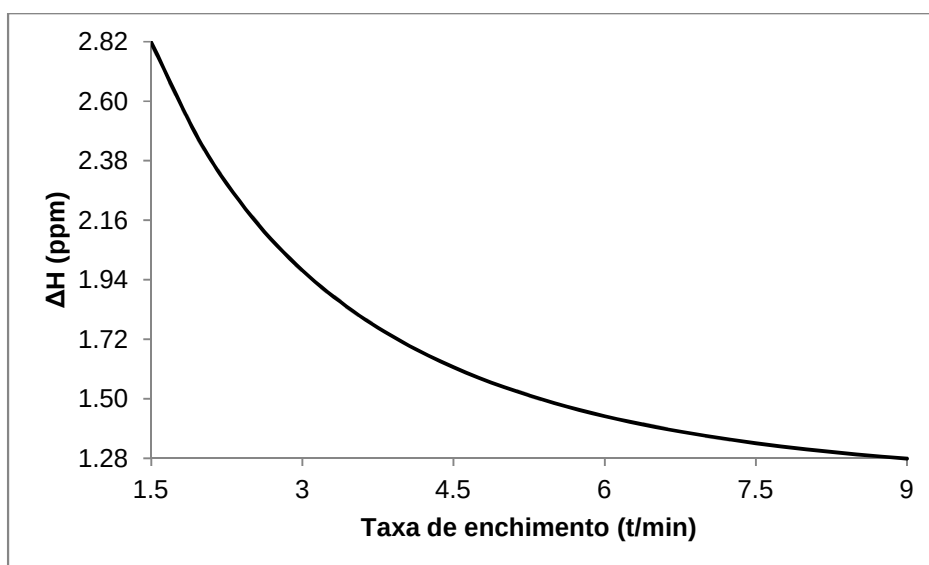


Figura 5.25: *Pick-up* de hidrogênio sofrido pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor não inertizado em função da taxa de enchimento do equipamento predito pelo modelo cinético.

A tabela V.5 apresenta o *pick-up* de oxigênio total das configurações Q1 a Q4 e da condição sem inertização previstos pelo modelo cinético para taxa de enchimento média do distribuidor de 5,057t/min (tempo de enchimento de 3,5min). Enquanto a configuração Q1 (*pick-up* de 157ppm) não apresenta essencialmente nenhum benefício prático sobre a condição sem inertização (*pick-up* de 163ppm), a configuração Q4 permite levar o *pick-up* de oxigênio total a níveis desprezíveis (0,04ppm).

5.5.2 Comparação com análises químicas industriais de rotina

O *pick-up* médio de oxigênio total medido $\Delta\bar{O}$ foi de 2,70ppm. No entanto, de acordo com o teste t unilateral ($t_2 = 0,677$, p-valor = 0,284), o valor não dá indícios suficientes para considerar $E(\Delta O)$ estatisticamente maior que zero. As premissas de normalidade e independência do teste t foram aceitas, respectivamente, pelos testes de Shapiro-Wilk ($W = 0,796$, p-valor = 0.105) e Durbin-Watson ($DW = 2,99$, p-valor = 0,448). Portanto, a aplicação do teste t foi considerada adequada, muito embora os poderes dos testes de Shapiro-Wilk e Durbin-Watson sejam baixos devido ao pequeno tamanho da amostra (3 sequenciais).

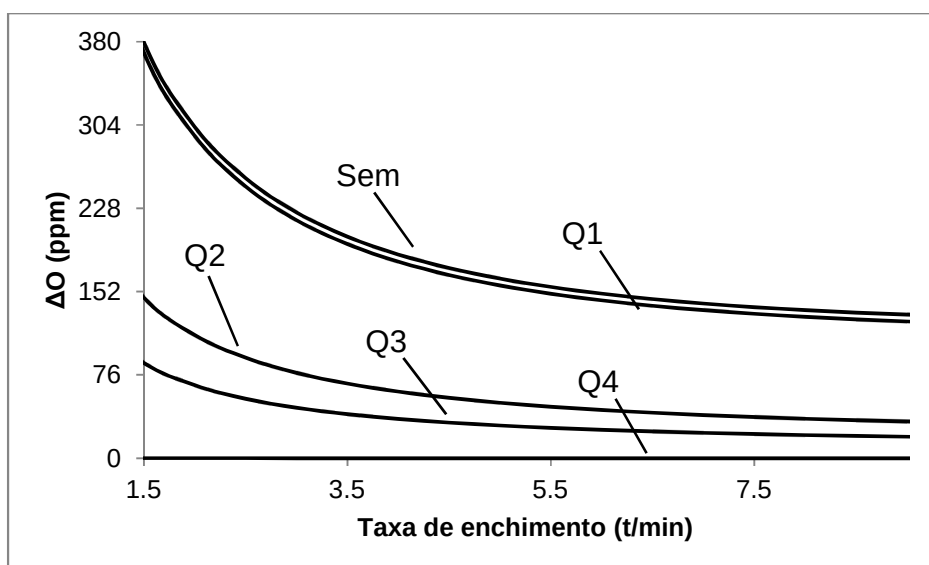


Figura 5.26: *Pick-up* de oxigênio total sofrido pelo aço líquido durante o enchimento do distribuidor em função da taxa de enchimento do equipamento predito pelo modelo cinético. Configurações Q1 a Q4 de inertização de distribuidor com partida a quente e condição sem inertização (“Sem”).

Tabela V.5: *pick-up* de oxigênio total das configurações Q1 a Q4 (partida a quente) e da condição sem inertização previstos pelo modelo cinético para taxa de enchimento média do distribuidor de 5,057t/min (tempo de enchimento de 3,5min).

Configuração	ΔO (ppm)
Sem	163
Q1	157
Q2	50,3
Q3	29,7
Q4	0,04

A não comprovação estatística do *pick-up* de oxigênio total decorre do tamanho pequeno da amostra utilizada (3 sequenciais), da alta variabilidade dos processos de aciaria (desvio-padrão amostral $\hat{\sigma}_{\Delta O}$ de 6,90ppm) e da amostragem tardia (após lingotamento de 40t de aço), que dilui os efeitos da contaminação pelo ar. Caso essa restrição seja ignorada, a equação (4.81) iria prever um *pick-up* médio de oxigênio total durante o início da primeira corrida de sequencial $\Delta \bar{O}_0$ de 25,9ppm. Esse valor, embora não confiável, é plausível em vista dos resultados publicados por outros autores (seção 3.5.1).

Como fora discutido nas seções 4.3 e 4.3.4, o fato do *pick-up* de oxigênio total industrial (25,9ppm) ser muito menor que o calculado pelo modelo cinético (163ppm) era esperado. Por um lado, a medição de oxigênio total não contabiliza o oxigênio contido nas macroinclusões formadas durante a reoxidação do banho. Por outro, parte significativa das inclusões formadas é flotada. Esses efeitos não foram levados em conta nos cálculos.

O *pick-up* médio de nitrogênio medido $\Delta \bar{N}$ foi de -0,09ppm. O sinal negativo do *pick-up* indica comportamento oposto ao da contaminação pelo ar e seu valor absoluto é muito pequeno para ter qualquer significado prático. O teste z unilateral também não considerou $E(\Delta N)$ estatisticamente menor que zero ($z = -0,104$, p-valor = 0,459).

O teste z foi utilizado para o nitrogênio no lugar do teste t porque, segundo o teste de Shapiro-Wilk ($W = 0,954$, p-valor = 0,018), seus dados não seguiam uma distribuição normal. Adicionalmente a amostra era grande o bastante (64 sequenciais) para o teorema do limite central ser aplicável. De todo modo, o teste z também não é válido, pois sua premissa de independência foi violada, de acordo com o teste de Durbin-Watson ($DW = 2,69$, p-valor = 0,002).

A autocorrelação identificada pelo teste de Durbin-Watson é negativa (-0,37) indicando que o *pick-up* de nitrogênio ΔN tende a oscilar entorno de seu valor médio entre os sequenciais. Essa característica a torna de difícil interpretação. Possivelmente (DURBIN e WATSON, 1951; KUTNER *et al.*, 2004), a autocorrelação negativa surgiu da incapacidade do tratamento estatístico utilizado de lidar apropriadamente com a autocorrelação positiva (0,396) existente nos dados originais do nitrogênio ($DW = 1,20$, p-valor = 0).

Essa autocorrelação positiva é caracterizada por teores de nitrogênio similares em corridas adjacentes e é causada tanto por fatores intrínsecos a cada sequencial quanto

por fatores externos que podem variar no decorrer das corridas. Exemplo de fatores intrínsecos a cada sequencial são a mistura de aço que ocorre no distribuidor durante as trocas de panela e a qualidade da montagem do distribuidor. Por sua vez, os teores de nitrogênio das matérias-primas usadas na fabricação do aço, o estado de conservação de equipamentos e as práticas de refino são exemplos de fatores externos.

É interessante discutir o poder do teste z empregado em detectar o *pick-up* de nitrogênio que ocorre durante o enchimento do distribuidor. A amostra utilizada continha dados de 64 sequenciais e seu desvio-padrão amostral $\hat{\sigma}_{\Delta N}$ foi de 7,29ppm. Caso a previsão do modelo cinético esteja correta (*pick-up* inicial de 20,6ppm e após diluição de 2,15ppm), o teste z unilateral teria 76% de chances de considerar $E(\Delta N)$ estatisticamente maior que zero. Portanto, a não observação do *pick-up* de nitrogênio pode ser atribuída ao acaso, à atuação de fatores externos ou mesmo à qualidade duvidosa de dados históricos (MONTGOMERY, PECK e VINING, 2006).

O *pick-up* médio de hidrogênio medido $\Delta \bar{H}$ foi de 0,390ppm. De acordo com o teste t unilateral ($t_{22} = 3,48$, p-valor = 0,001), o valor dá indícios suficientes para considerar $E(\Delta H)$ estatisticamente maior que zero. As premissas de normalidade e independência do teste t foram aceitas, respectivamente, pelos testes de Shapiro-Wilk ($W = 0,962$, p-valor = 0,511) e Durbin-Watson ($DW = 1,86$, p-valor = 0,744). Portanto, a aplicação do teste t foi adequada.

Por meio do desvio-padrão amostral $\hat{\sigma}_{\Delta H}$ (0,538ppm), foi construído um intervalo de confiança bilateral para $E(\Delta H)$: $IC_{E(\Delta H)}^{95\%} = [0,158ppm; 0,623ppm]$. A aplicação da equação (4.81) a esse intervalo de confiança leva a previsão de um *pick-up* de hidrogênio durante o início da primeira corrida de sequencial $E(\Delta H_0)$ na faixa de 1,51ppm a 5,97ppm. Já para o valor de $\Delta \bar{H}$ estimado (0,390ppm), $\Delta \bar{H}_0$ é 3,74ppm.

Os resultados obtidos estão em boa concordância com a previsão do modelo cinético (1,54ppm), sobretudo tendo vista as limitações do modelo cinético (seções 4.3 e 4.3.3) e que parte do *pick-up* $E(\Delta H_0)$ se deve à contaminação pelos refratários. Redução do *pick-up* de hidrogênio da mesma ordem de grandeza (1ppm) é obtida com a inertização de lingoteiras usadas no lingotamento convencional (seção 3.6). Portanto, há fortes indícios de que benefício similar seria alcançado no lingotamento contínuo durante o início do

sequencial por meio da inertização. Esse ganho é de especial interesse para fabricantes de materiais com rigorosa restrição ao hidrogênio como barras de aço ligado, chapas para soldagem, cordoalhas de pneus e chapas grossas (seção 3.5.6).

6 CONCLUSÕES

Um modelo matemático baseado em CFD (*Computational Fluid Dynamics*) foi desenvolvido com auxílio do *software* ANSYS CFX e usado para investigar diferentes configurações do sistema de inertização de distribuidor de uma usina siderúrgica brasileira. A partir das simulações realizadas, foi concluído que:

- Para o distribuidor em estudo, a prática de inertização recomendada tanto para partida a frio quanto partida a quente é vazão de argônio de 140Nm³/h e fechamento das aberturas na tampa do distribuidor. Entretanto o tempo mínimo de purga para partida a frio é de 3,2min e para partida a quente 52s;
- É também aconselhável aumentar o número (de 4 para 12) ou o diâmetro (de 25,4mm para 75,2mm) dos injetores para tornar o processo de inertização robusto contra uma possível má selagem das aberturas na tampa do distribuidor;
- O aumento da vazão de argônio pode levar a uma menor eficiência de purga, caso não seja prevenida a entrada de ar ambiente no distribuidor;
- Não são processos eficientes a inertização realizada em distribuidor sem tampa pela injeção de argônio gasoso através de dutos superficiais ou a purga em distribuidor com tampa por dutos localizados nas aberturas da tampa;
- Caso o distribuidor disponha de plugue poroso e seja praticada a partida a frio do equipamento, seu uso para inertização é vantajoso sobre o uso de dutos abaixo da tampa devido à modificação do grau de mistura entre os gases presentes no distribuidor. Já em caso de partida a quente, é formado um caminho preferencial para a saída do argônio e o benefício desaparece.

A fim de se complementar o trabalho, foram efetuados balanços térmicos para estimar a perda térmica resultante da inertização em distribuidor com partida a quente. Também foram elaborados modelos cinéticos para prever os *pick-up* de oxigênio total, nitrogênio e hidrogênio que ocorrem durante o enchimento do distribuidor. Para o *pick-up* de oxigênio total, foram consideradas diferentes configurações para a purga, além da condição sem inertização. Já para os *pick-up* de nitrogênio e hidrogênio, apenas a condição sem inertização foi estudada. Dos resultados obtidos, foi concluído que:

- Em caso de partida a quente do distribuidor estudado, a perda térmica resultante da prática de inertização recomendada é desprezível. No entanto, práticas de inertização desastrosas podem levar a perdas térmicas significativas;
- Há grande incerteza na aplicação quantitativa de modelos cinéticos existentes na literatura para prever os *pick-up* de oxigênio total, nitrogênio e hidrogênio que ocorrem durante o enchimento do distribuidor. Todavia, as previsões feitas estão em concordância qualitativa com valores experimentais obtidos por outros autores;
- Existem indícios de que a inertização do distribuidor seria capaz de reduzir o *pick-up* de hidrogênio que ocorre durante o início do sequencial em aproximadamente 1ppm.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

São sugeridos para trabalhos futuros os seguintes itens diretamente relacionados com o trabalho realizado:

- Uso de modelos físicos e ensaios industriais para validar o modelo de inertização desenvolvido em termos da evolução no tempo da concentração de gases na atmosfera do distribuidor;
- Medição da evolução no tempo da temperatura do fluido presente no interior do distribuidor durante a inertização para validar os balanços térmicos realizados;
- Elaboração de um plano de experimentos industriais para medir diretamente os *pick-up* médios de oxigênio total, nitrogênio e hidrogênio que ocorrem durante o enchimento do distribuidor e assim validar os modelos cinéticos usados.

Outros temas interessantes para trabalhos futuros identificados na revisão bibliográfica são:

- Realizar experimentos laboratoriais em conjunto com simulações CFD a fim de se levantar dados cinéticos para a absorção de gases no aço independentes do aparato experimental utilizado;
- Investigar, em maior detalhe, o mecanismo de absorção de hidrogênio em aço a partir do vapor de água atmosférico;
- Estudar as taxas de absorção de nitrogênio e vapor de água pelo aço líquido em condições de alta oxidação superficial;
- Elucidar o papel da agitação do banho sobre a taxa de oxidação do aço pelo oxigênio atmosférico;
- Reanalisar o mecanismo por trás da taxa de oxidação atípica de aços acalmados ao Ti e Al-Ti;
- Elaborar novos modelos CFD para quantificar a taxa de absorção de gases pelo aço em condições reais de operação, que superem as limitações dos modelos atuais;
- Desenvolver modelos matemáticos para a inertização de outros processos metalúrgicos, seja objetivando reduzir perdas metálicas, seja visando reduzir a geração de fumos.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADASCZIK, C. B., BARLOW, A. R., CHAN, A. H. Laminar Barrier Inerting for Specialty Steelmaking, *Praxair, Inc.*, p. 1-7, 1992.

ADILSTAM, B. *et al.* *Jernkont Ann.*, v.150, p. 581, 1966.

AGONAFER, D., GAN-LI, L., SPALDING, B. The LVEL Turbulence Model for Conjugate Heat Transfer at Low Reynolds Numbers. In: ASME INTERNATIONAL MECHANICAL CONGRESS AND EXPOSITION, 1996.

AIR LIQUIDE, Paris, Jean Foulard, Raymond Borasci. *Process of Casting Steel Including Rendering the Steel Bath Inert by means of Liquid Argon or Carbon Dioxide in the Form of Dry Ice*. C.I. B22D 11/10 US n. DI 4781122. 25 nov. 1987, 1 nov. 1988. *United States Patent Office*.

AIR LIQUIDE INDUSTRIAL U.S. LP, Houston, Terence D. La Sorda. *Apparatus and Method for Metal Surface Inertion by Backfilling*. C.I. C22B 9/00 US n. DI 2013/0104699 A1. 26 out. 2011, 2 mai. 2013. *United States Patent Office*.

AIR PRODUCTS. Molten Metal Blanketing Technologies, p. 1-2, 2008.

ALDERS, A. *et al.* Inert Tundish Practice to Prevent Clogging. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON CLEAN STEEL, 5, 1997, Balatonfüred. p. 18-25.

ALVES, J. G. *Melhoria no Padrão de Escoamento do Aço Líquido no Distribuidor do Lingotamento Contínuo 01 da Aperam Inox América do Sul*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2014. 79p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).

ANDRADE, K. B. *et al.* Implementation of Cold Tundish at CST Continuous Casting Process, *La Revue de Métallurgie*, p. 955-960, out. 2003.

ANSYS. *ANSYS CFX-Solver Theory Guide*, 14.5, Canonsburg, 2012.

ATHAYDE, M. *Modelamento Fluidodinâmico da Zona de Queima de Fornos de Grelha Móvel Para Pelotização de Minério de Ferro*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2013. 101p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).

ATKINS, P., DE PAULA, J. *Atkins' Physical Chemistry*. 8.ed. New York: Oxford University Press, 2006. 1064p.

BAN-YA, S. *et al.* Rate of Nitrogen Desorption from Liquid Iron-carbon and Iron-chromium Alloys with Argon, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.19, n.2, p. 233-242, 1988.

BANNENBERG, N., HARSTE, K. Improvements in Steel Cleanliness by Tundish Inertisation, *La Revue de Métallurgie*, p. 71-76, jan. 1993.

BANNENBERG, N. Secondary Metallurgy and Continuous Casting Practice for Clean Steel Production, *La Revue de Métallurgie*, p. 63-73, jan. 1995.

BECKERMANN, C. Water Modeling of Steel Flow, Air Entrainment and Filtration. In: SESA TECHNICAL AND OPERATING CONFERENCE, 46, 1992, Chicago. *Proceedings...* Steel Founders' Society of America, paper no. 3.6, p. 1-17.

BELTON, G. R., HUNT, R. W. How Fast Can We Go? The Status of Our Knowledge of the Rates of Gas-liquid Metal Reactions, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.24, n.2, p. 241-258, 1993.

BICH, E., MILLAT, J., VOGEL, E. The Viscosity and Thermal Conductivity of Pure Monatomic Gases from their Normal Boiling Point up to 5000 K in the limit of zero density and at 0.101325 MPa, *Journal of Physical and Chemical Reference Data*, v.19, n.6, p. 1289-1305, 1990.

BIN, A. K. Gas Entrainment by Plunging Liquid Jets, *Chemical Engineering Science*, v.48, n.21, p. 3585-3630, 1993.

BIRD, R. B., STEWART, W. E., LIGHTFOOT, E. N. *Transport Phenomena*. 2.ed. New York: John Wiley & Sons, 2002. 905p.

BONILLA, C. Slivers in Continuous Casting. In: STEELMAKING CONFERENCE, 1995. *Proceedings...* p. 743-752.

BRE. *Smoke Ventilation of Common Access Areas of Flats and Maisonettes*; Appendix B – Froude Number Scale-Modelling of Smoke Management in a Corridor and Stair using Natural Ventilation and Mechanical Exhaust. Building Research Establishment Ltd, 2005.

BRIMACOMBE, J. K., WEINBERG, F. Observations of Surface Movements of Liquid Copper and Tin, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.3, n.8, p. 2298-2299, 1972.

BROCCHINI, M., PEREGRINE, D. H. The Dynamics of Strong Turbulence at Free Surfaces. Part 1. Description, *Journal of Fluid Mechanics*, v.449, p. 225-254, 2001.

BUORO, S., ROMANELLI, G. Technological Review of the Start-Up of a New Jumbo Bloom Continuous Caster for Specialty Steels, *Iron & Steel Technology*, p. 39-47, jul. 2012.

BURTY, M. *et al.* Control of DWI Steel Cleanliness by Lanthanum Tracing of Deoxidation Inclusions, Ladle Slag Treatment and a Methodical Approach. In: STEELMAKING CONFERENCE, 80, 1997, Chicago. *Proceedings...* p. 647-653.

BURTY, M. *et al.* Some Keys to Reach Long-sequence Casting, *La Revue de Métallurgie*, p 745-751, nov. 2005.

BYRNE, M., BELTON, G. R. Studies of the Interfacial Kinetics of the Reaction of Nitrogen with Liquid Iron by the ^{15}N - ^{14}N Isotope Exchange Reaction, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.14, n.3, p. 441-449, 1983.

CAMPELO, F. *Notas de Aula do curso de Planejamento e Análise de Experimentos*, PPGEE, UFMG, 2013.

CARBONI, M. C. *et al.* Resultados Qualitativos e Quantitativos da Aplicação de Modificadores de Fluxo no Distribuidor da Aços Villares – Usina Mogi das Cruzes, *Tecnologia em Metalurgia e Materiais*, v.4, n.1, p. 8-12, 2007.

CARVALHO *et al.* *Dados Termodinâmicos para Metalurgistas*. 2.rev. Belo Horizonte: UFMG, 2008. 279p.

CHAN, A. H. The Effect of Laminar Barrier Inerting on Cast Part Yields, *Union Carbide Industrial Gases Technology Corp.*, p. 1-9, 1991.

CHEN, J. *et al.* Reduction of Nitrogen Pick-up for Slab Caster, *China Steel Technical Report*, n.15, p.15-22, 2001.

- CHEN, J. *et al.* Development of Inert Casting System for Slab Caster in CSC. In: AISTECH, 2005. *Proceedings...* p. 635-642.
- CHEN, Y. S., KIM, S. W. Computation of Turbulent Flows Using an Extended k-e Turbulence Closure Model, *NASA Contract or Report*, 179204, 1987.
- CHO, M. J., KIM, I. C. Simple Tundish Mixing Model of Continuous Casting during a Grade Transition, *ISIJ International*, v.46, n.10, p. 1416-1420, 2006.
- CHEVRAND, L. Acidentes em Aciaria. In: SEMINÁRIO DE FUSÃO, REFINO E SOLIDIFICAÇÃO DE METAIS, 35, 2004, Salvador. p. 1-10.
- CHOH, T., INOUE, M. Simultaneous Absorption of Oxygen and Hydrogen in Liquid Iron from Water Vapour, *Tetsu-to-Hagané*, v.59, n.3, p. 387-394, 1973.
- CHOH, T., INOUE, M. The Rate of Oxygen Absorption of Liquid Iron, *Tetsu-to-Hagané*, v.65, n.12, p. 1712-1719, 1979.
- CHOH, T., IWATA, K., INOUE, M. Estimation of Oxidation of Teeming Molten Steel by Air, *Tetsu-to-Hagané*, v.68, n.16, p. 2461-2470, 1982.
- CHOH, T., IWATA, K., INOUE, M. Estimation of Oxygen and Nitrogen Absorption of Molten Steel during Tapping from Converter, *Tetsu-to-Hagané*, v.69, n.7, p. 767-774, 1983.
- CHOULET, R. J. Stainless Steel Refining, *Praxair Technology, Inc.*, p. 1-19, 1999.
- CONNERY, K., SWITZER, L. High-Quality Heat Treatment: Atmosphere Choice Is Critical, *Praxair Technology, Inc.*, p. 1-5, 2008.
- CONTINI, A. C. *Estudo do Fenômeno de Clogging na Região da Válvula Tampão por Meio da Dinâmica dos Fluidos Computacional*. Porto Alegre: Escola de Engenharia da UFRGS, 2011. 80p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia).
- COSTA E SILVA, A. L. V. Termodinâmica do Hidrogênio no Aço. In: WORKSHOP HYDROGEN IN STEEL, 5, 2007. Penedo.

CRAVO, V. O. *Modelamento Matemático da Zona de Mistura de Aços em Lingotamento Contínuo*. Ouro Preto: Escola de Minas da UFOP, 2006. 139p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia de Materiais e Metalúrgica).

DEKKERS, R. *Non-Metallic Inclusions in Liquid Steel*. Leuven: Faculdade de Ciências da KU Leuven, 2002. 178p. (Tese, Doutorado em Ciências).

DURBIN, J., WATSON, G. S. Testing for Serial Correlation in Least Squares Regression. II, *Biometrika*, v.38, n.1/2, p. 159-177, 1951.

ERICSSON, C. *Jernkont Ann.*, v.152, p. 205 (parte 1) e p. 212 (parte 2), 1968.

FARRELL *et al.* In: ELETRIC FURNACE CONFERENCE, 64, 1970. *Proceedings...* AIME.

FERGUS, J. W. Sensors for On-Line Monitoring of Molten Metal Quality. In: TMS ANNUAL MEETING & EXHIBITION, 140, 2011, San Diego. *Sensors, Sampling and Simulation for Process Control...* Hoboken: John Wiley & Sons, Inc., 2011. p. 15-26.

FERNANDES, P. C., CELIBERTO, A. M., BOSCHETTI, J. L. Implantation of a Purging System of Inert Gas in the Tundish of Gerdau Aços Especiais Piratini. In: IAS STEELMAKING CONFERENCE, 16, 2007, Rosário. p. 425-431.

FERREIRA, F. B. *Análise e Verificação de Variáveis do Processo como Causas para o Sucateamento por Macroinclusões em uma Aciaria de Aços Especiais*. Porto Alegre: Escola de Engenharia da UFRGS, 2011. 69p. (Trabalho de Diplomação, Graduação em Engenharia de Materiais).

FLOGATES LIMITED, Sheffield, Gilbert Clive Hinckley, William Albert Griffiths. *Submerged Pouring*. C.I. B22D 41/08 EP n. DI 0348110 A1. 16 jun. 1989, 27 dez. 1989. *European Patent Office*.

FLOW SCIENCE. Simulating Aluminum HPDC: Comparing Two Runner Systems and Resulting Defects. In: FLOW-3D CAST WEBINAR, 2013.

FRUEHAN, R. J. *et al.* Rate of Decarburization of Fe-C_{sat} Melts by H₂O at 1523 and 1873 K, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.23, n.1, p. 45-51, 1992.

FRUEHAN, R. J. *et al.* Recent Advances in the Fundamentals of the Kinetics of Steelmaking Reactions, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.31, n.5, p. 891-898, 2000.

FRUEHAN, R. J. The Use of Fundamentals to Control Dissolved Gases. In: ISSTECH CONFERENCE, 2003. *Proceedings...* p. 857-871.

FRUEHAN, R. J., MISRA, S. Hydrogen and Nitrogen Control in Ladle and Casting Operations, *AISI-DOE Technology Roadmap Program*, TRP 0006, Technical Report DE-FC36-97ID13554. Oak Ridge: Office of Scientific and Technical Information, 2005. 62p.

FUJII, T. *Estudo da Incorporação e Controle do Hidrogênio e Nitrogênio na Aciaria*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2003. 160p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).

FURTADO, H. S. *et al.* Development of a New Tundish Design. In: IAS STEELMAKING CONFERENCE, 16, 2007, Rosário. p. 393-402.

GHOSH, A. *Secondary Steelmaking: Principles and Applications*. 1.ed. Boca Raton: CRC Press, 2000. 344p.

GLADMAN, T. Developments in Inclusion control and Their Effects on Steel Properties, *Ironmaking and Steelmaking*, v.19, n.6, p. 457-463, 1992.

GOLDSTEIN, D. A., FRUEHAN, R. J. Mathematical Model for Nitrogen Control in Oxygen Steelmaking, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.30B, p. 945-956, out. 1999.

GÓMEZ, P. *et al.* Assessment of Thermochemical Data on Steel Deoxidation, *Revista de Metalurgia (Madrid)*, v.45, n.4, p. 305-316, 2009.

GOTO, H., MIYAZAWA, K. Reoxidation Behavior of Molten Steel in Non-killed and Al-killed Steels, *ISIJ International*, v.38, n.3, p. 256-259, 1998.

GUIMARÃES, F. M. Q. *et al.* Inertization System of Steel Casting with Phoenixics. In: INTERNATIONAL PHOENICS USERS CONFERENCE, 9, 2002.

GUTHRIE, R., ISAC, M. In-situ Sensors for Liquid Metal Quality. In: TMS ANNUAL MEETING & EXHIBITION, 140, 2011, San Diego. *Sensors, Sampling and Simulation for Process Control...* Hoboken: John Wiley & Sons, Inc., 2011. p. 3-14.

HÄNSCH, S. *et al.* A Multi-field Two-fluid Concept for Transitions Between Different Scales of Interfacial Structures, *International Journal of Multiphase Flow*, v.47, p. 171-182, 2012.

HARASHIMA, K. *et al.* Kinetics of Nitrogen Desorption from Liquid Iron with Low Nitrogen Content under Reduced Pressures, *Tetsu-to-Hagané*, v.73, n.11, p. 1559-1566, 1987.

HAYAKAWA, S., CHOH, T., INOUE, M. Effect of Dissolved Oxygen on the Rates of Evaporation of Molten Iron and Copper, *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, v.22, n.8, p. 637-645, 1982.

HAYDEN, R. H., BARNES, T. G. Tundish Sealing with Fiberboard Panels. In: STEELMAKING CONFERENCE, 1996. *Proceedings...* p. 383-386.

HIRT, C. W. Modeling Turbulent Entrainment of Air at a Free Surface, *Flow Science Report*, FSI-03-TN61, 2003.

HIRT, C. W. Modeling Turbulent Entrainment of Air at a Free Surface, *Flow Science Report*, 01-12, 2012.

HOFFMAN, M. F. *et al.* *J. Metals*, v.13, p. 345, 1961.

HOFFMAN, M. F. *et al.* Argon Casting for Improving Steel Quality. In: ELETRIC FURNACE CONFERENCE, 1960. *Proceedings...* TMS-AIME, 1961, p. 375-386.

HUA, C. H., PARLEE, N. A. D. Prediction of the Effects of Surface-active Elements on Gas-liquid Metal Kinetics, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.13B, p. 357-367, set. 1982.

HUANG, X., THOMAS, B. G. Intermixing Model of Continuous Casting During a Grade Transition, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.27B, p. 617-632, ago. 1996.

HUGHES, K. P. *et al.* Improvement in the Internal Quality of Continuously Cast Slabs at Lukens Steel, *Iron & Steelmaker*, v.22, n.6, p. 35-41, 1995.

HURLBERT, S. H. Pseudoreplication and the Design of Ecological Field Experiments, *Ecological Monographs*, v.54, n.2, p. 187-211, 1984.

INCROPERA, F. P. *et al. Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. 6.ed. Wiley, 2006. 997p.

INTERNATIONAL IRON AND STEEL INSTITUTE. *Steel Statistical Yearbook*. Brussels: Committee on Statistics, 1982. 52p.

INTERNATIONAL IRON AND STEEL INSTITUTE. *Steel Statistical Yearbook 1992*. Brussels: Committee on Statistics, 1992. 99p.

INTERNATIONAL IRON AND STEEL INSTITUTE. *Steel Statistical Yearbook 2002*. Brussels: Committee on Economic Studies, 2002. 111p.

IRITANI, H. *et al.* Development of AC Plasma Heating System in Tundish. In: INTERNATIONAL IRON AND STEEL CONGRESS, 6, 1990, Nagoya. *Proceedings...* The Iron and Steel Institute of Japan Publication, v.3, p. 230-238.

IWATA, K., CHOH, T., INOUE, M. A Model Experiment on the Gas Entrainment with Liquid Steel Pouring Stream, *Tetsu-to-Hagané*, v.68, n.14, p. 1922-1931, 1982.

JÚNIOR, V. G. S. *Verificação do Efeito de Injeção de Gás através de Válvulas Submersas Multiporos sobre a Lingotabilidade e Limpeza do Aço*. Porto Alegre: Escola de Engenharia da UFRGS, 2009. 98p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia, Modalidade Profissional, Especialidade Siderurgia).

KANDA, K. *et al.* Development of Constant Speed Withdrawing Method at the End of Continuous Casting. In: CAMP-ISIJ, 1992, v.5, n.1, p. 313.

KANG, Y. *et al.* Aluminum Deoxidation Equilibrium of Molten Iron–Aluminum Alloy with Wide Aluminum Composition Range at 1873 K, *ISIJ International*, v.49, n.10, p. 1483-1489, 2009.

KASAI, N., YAMAZOE, H., IGUCHI, M. Development of Optimum Argon Shrouding System between Ladle and Tundish, *Tetsu-to-Hagané*, v.91, n.10, p. 763-768, 2005.

KAWASAKI STEEL CORPORATION, Kobe, Tsuguhiko Nakagawa, Ryosuke Yamaguchi, Hisashi Osanai, Junichi Hasunuma, Takemi Yamamoto. *Non-oxidizing Heating Method and Apparatus*. C.I. F27D 7/02 US n. DI 5700420. 4 dez. 1995, 23 dez. 1997. *United States Patent Office*.

KIMURA, H. *et al.* Innovative Technologies in Continuous Casting Tundish, *Nippon Steel Technical Report*, n.61, p.22-28, abr. 1994.

KUCHAR, L., HOLAPPA, L. Modelling and Experimental Study on Reoxidation of Steel in the Tundish. In: SCANINJECT, 7, 1995, Lulea. *Proceedings...* Lulea: MEFOS, 1995. p. 203-220.

KUTNER, M. H. *et al.* *Applied Linear Statistical Models*. 5.ed. New York: McGraw-Hill/Irwin, 2004. 1396p.

LABATE, M. D., Ellwood City, Micheal D. Labate. *Method for Producing Ultra Clean Steel*. C.I. C21B 3/04 US n. DI 5004495. 5 fev. 1990, 2 abril 1991. *United States Patent Office*.

LACHMUND, H., XIE, Y. High Purity Steels: A Challenge to Improved Steelmaking Processes, *Ironmaking and Steelmaking*, v.30, n.2, p. 125-129, 2003.

LAMONT, J. C., SCOTT, D. S. An Eddy Cell Model of Mass Transfer into the Surface of a Turbulent Liquid, *AIChE Journal*, v.16, n.4, p. 513-519, 1970.

LAUNDER, B. E., SPALDING, D. B. The Numerical Computation of Turbulent Flows, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v.3, n.2, p. 269-289, 1974.

LAUX, H., JOHANSEN, S. T. A CFD Analysis of the Air Entrainment Rate Due to a Plunging Steel Jet Combining Mathematical Models for Dispersed and Separated multiphase flows. In: FLUID FLOW PHENOMENA IN METALS PROCESSING, 1999, San Diego. *Proceedings...* Warrendale: TMS, 1999. p. 21-30.

LAZIC, S. E. The Problem of Pseudoreplication in Neuroscientific Studies: Is It Affecting your Analysis?, *BMC Neuroscience*, v.11, n.5, p. 1-17, 2010.

LEHMANN, J., BOHER, KAERLE, M. C. An experimental study of the interactions between liquid steel and a MgO based tundish refractory. In: INTERNATIONAL

SYMPOSIUM ON ADVANCES IN REFRACTORIES FOR THE METAL INDUSTRY, 2, 1996, Montreal. *Proceedings...* p. 25-29.

LEITES, A. V. *et al. Stal'*, v.7, p. 598, 1974.

LIENHARD IV, J. H., LIENHARD V, J. H. *A Heat Transfer Textbook*. 4.ed. Cambridge: Phlogiston Press, 2012. 755p.

LISOBEY, W. R., JOHNSTON, L. K. Purging Ingot Mold With Argon. In: ELETRIC FURNACE CONFERENCE, 1960. *Proceedings...* TMS-AIME, 1961.

LOU, W. ZHU, M. Numerical Simulation of Desulfurization Behavior in Gas-Stirred Systems Based on Computation Fluid Dynamics–Simultaneous Reaction Model (CFD–SRM) Coupled Model, *Metallurgical and Materials Transactions B*, published online, jul., p. 1-17, 2014.

MADIAS, J., MORENO, A. Estrategias Contra la Reoxidación del Acero Líquido en la Colada Continua de Palanquillas con Buza Calibrada. In: SEMINÁRIO DE ACIARIA, 45, 2014, Porto Alegre. p. 1-12.

MAGNESITA REFRAATÓRIOS S/A, Vladimir Mathias De Abreu, Romulo Batista Baitz, Fabricio Junior Silva. *Integral Device for Immobilizing and Changing a Submerged Entry Nozzle in Continuous Casting Tundishes*. C.I. B22D 41/50 WO n. DI 2012009777. 20 jul. 2011, 26 jan. 2012. *World Intellectual Property Organization*.

MARX, K., WOLLENBERG, M. Development of Effective Dedusting of Converters by Innovative Concepts and Constructive Optimisation, *Research Fund for Coal and Steel*, EUR 25907 EN, 2013. Luxembourg: Publications Office of the European Union, 2013. 62p.

MATTEDI, S. *et al.* Argon Injection Optimization at the CST Continuous Casting Machine. In: AISE ANNUAL CONVENTION AND EXPOSITION, 2003. p. 1-22.

MATSUNAGA, K. *et al.* The Air Reoxidation and the Formation of Large Inclusions in Continuous Casting Process, *Tetsu-to-Hagané*, v.59, n.1, p. 72-84, 1973.

MAPELLI, C., VEDANI, M. State of the Art in the Inclusion Control within Ca Treated Al-killed Steels, *La Metallurgia Italiana*, p. 25-30, out. 2001.

MAPELLI, C. Non-Metallic Inclusions and Clean Steel, *La Metallurgia Italiana*, p. 43-52, jun. 2008.

MAZUMDAR, D., EVANS, J. W. *Modeling of Steelmaking Processes*. 1.ed. Boca Raton: CRC Press, 2010. 463p.

MCLEAN, A., SOMMERVILLE, I. D. Significance of Reoxidation in Steelmaking. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON MODERN DEVELOPMENTS IN STEELMAKING, 1981. *Proceedings...* NML, p. 739-755.

MCKAGUE, A. R. *et al. Iron Steelmaker*, v.25, n.11, p. 35-41, 1998.

MCKEOGH, E. J., ERVINE, D. A. Air Entrainment Rate and Diffusion Pattern of Plunging Liquid Jets, *Chemical Engineering Science*, v.36, n.7, p. 1161-1172, 1981.

MELENDEZ, A. J., CARLSON, K. D., BECKERMANN, C. Modelling of Reoxidation Inclusion Formation in Steel Sand Casting, *International Journal of Cast Metals Research*, v.23, n.5, p. 278-288, 2010.

MERCER, R. E., MCPHERSON, N. A. In: NATIONAL OPEN HEARTH AND BASIC STEELMAKING CONFERENCE, 62, 1979.

MESSER, Company Presentation Messer Group, p. 1-57, 2014.

MOHAMMADI, B., PIRONNEAU, O. *Analysis of the K-Epsilon Turbulence Model*. 1.ed. Chichester: John Wiley & Sons, 1994. 212p.

MONTGOMERY, D. C. *Design and Analysis of Experiments*. 5.ed. New York: John Wiley & Sons, 2000. 684p.

MONTGOMERY, D. C., PECK, E. A., VINING, G. G. *Introducción al Análisis de Regresión Lineal*. 3.ed. Cidade do México: CECSA, 2006. 612p.

MONTGOMERY, D. C., RUNGER, G. C. *Applied Statistics and Probability for Engineers*. 3.ed. New York: John Wiley & Sons, 2002. 720p.

MORAIS, A. A. *Estudo Fenomenológico do Mecanismo de Obstrução do Fluxo de Aço do Distribuidor para o Molde no Início do Lingotamento Contínuo de Placas*. Ouro Preto:

Escola de Minas da UFOP, 2006. 169p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia de Materiais e Metalúrgica).

MORAIS, F. A. M. et al. An Overview of Ladle Free Open Performance at ArcelorMittal Monlevade, *La Revue de Métallurgie*, p. 115-120, mar. 2008.

NADIF, M. et al. Control of Steel Re-Oxidation and CC Nozzle Clogging, IISI study on Clean Steel: State of the Art and Process Technology in Clean Steelmaking, Literature Survey, IISI Committee on Technology (TECHCO), © International Iron and Steel Institute, p. 87-164, 2004.

NADIF, M. et al. Control of Steel Reoxidation and CC Nozzle Clogging: An Overview, *La Revue de Métallurgie*, p. 493-500, oct. 2007.

NAGASAKA, T., FRUEHAN, R. J. Kinetics of the Reaction of H₂O Gas with Liquid Iron, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.25, n.2, p. 245-253, 1994.

NAGASAKA, T., FRUEHAN, R. J., CRAMB, A. W. The Reaction Kinetics of Nitrogen with Liquid Iron Containing Surface Active Species - Is Nitrogen in Steelmaking an Old Subject or a Modern Topic. In: ISSTECH CONFERENCE, 2003. *Proceedings...* p. 979-992.

NAKASHIMA, J. et al. Origin of Nonmetallic Inclusions in Ladle Transition part of Continuously Cast Slabs, *Tetsu-to-Hagané*, v.93, n.5, p. 348-354, 2007.

NAKASHIMA, J., TOH, T. Improvement of Continuously Cast Slabs by Decreasing Nonmetallic Inclusions, *Nippon Steel Technical Report*, n.104, p.42-47, ago. 2013.

NETO, J. G. C. *Otimização do Fluxo de Aço no Distribuidor do Lingotamento Contínuo*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp, 1997. 147p. (Tese, Doutorado em Engenharia Mecânica).

NURI, Y. et al. タンディッシュの完全シールおよびガス吹込の効果, *Tetsu-to-Hagané*, v.69, n.12, PS989, 1983.

OHNO, T. et al. *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, v.15, p. 407, 1975.

OKIMORI, M. Development of Continuous Casting Technology at Yawata Works, *Nippon Steel Technical Report*, n.71, p.83-94, out. 1996.

PISTORIUS, C., VERMA, N., FRUEHAN, R. Calcium Modification of Alumina and Spinel Inclusions in Aluminum-killed Steel, *Carnegie Mellon University*, p. 1-37, 2011.

POSCO, Pohang, Gyeong Muk Choi, Jin Seong Kim, Hyeong Ho Lim. *Preheating and Heat Retention Apparatus for Tundish*. C.I. B22D 41/01 KR n. DI 1020040056316. 23 dez. 2002, 30 jun. 2004. *Korean Intellectual Property Office*.

PRAXAIR TECHNOLOGY, INC., Danbury, Michael Francis Riley. *Method and Apparatus for Controlled Turbulent Purging of Open Containers*. C.I. C21B 7/16 US n. DI 5674309. 21 set. 1995, 7 oct. 1997. *United States Patent Office*.

RACKERS, K., THOMAS, B. G. Clogging in Continuous Casting Nozzles. In: STEELMAKING CONFERENCE, 78, 1995, Nashville. *Proceedings...* Warrendale: ISS, 1995. p. 723-734.

RAZALI, N. M., WAH, Y. B. Power Comparison of Shapiro-Wilk, Kolmogorov-Smirnov, Lilliefors and Anderson-Darling tests, *Journal of Statistical Modeling and Analytics*, v.2, n.1, p. 21-33, 2011.

RIBOUD, P. V., LUCAS, L. D. Influence of Mass Transfer Upon Surface Phenomena in Iron and Steelmaking, *Canadian Metallurgical Quarterly*, v.20, n.2, p. 199-208, 1981.

RIBOUD, P. Steel Cleanliness from the Ladle to the Submerged Entry Nozzle; Key Problems and Potential Solutions. In: ECSC WORKSHOP ON STEELMAKING; STEEL CLEANLINESS AND MOULD THERMAL MONITORING, 1993, Brussels. *Proceedings...* Brussels: Office for Official Publications of the European Communities, 1994. p. 155-159.

RICHAUD, J. *Steel Flow Understanding for Higher Quality Steel Casting*. Curso Ministrado no 45º Seminário de Aciaria – Internacional, Porto Alegre, ABM, 2014, 330p.

RICOU, F. P., SPALDING, D. B. Measurements of entrainment by axisymmetrical turbulent jets, *Journal of Fluid Mechanics*, v.11, n.1, p. 21-32, 1961.

RILEY, M. F. Control of Gas Turbulence in Purging of Caster Tundishes. In: STEELMAKING CONFERENCE, 1996. *Proceedings...* p. 513-518.

RUBY-MEYER, F., LEHMANN, J., GAYE, H. Thermodynamic Analysis of Inclusions in Ti-deoxidised Steels, *Scandinavian Journal of Metallurgy*, v.29, n.5, p. 206-212, 2000.

SAHAI, Y., EMI, T. *Tundish Technology for Clean Steel Production*. 1.ed. Singapore: World Scientific Publishing Company, 2007. 328p.

SAHOO, P., COLLUR, M. M., DEBROY, T. Effects of Oxygen and Sulfur on Alloying Element Vaporization Rates during Laser Welding, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.9, n.6, p. 967-972, 1988.

SASAI, K., MIZUKAMI, Y. Effect of Composition of Immersion Nozzle on Occurrence of Blister in Steel Sheet, *ISIJ International*, v.36, n.1, p. 45-51, 1996.

SASAI, K., MIZUKAMI, Y. Effect of Stirring on Oxidation Rate of Molten Steel, *ISIJ International*, v.36, n.4, p. 388-394, 1996.

SASAI, K., MIZUKAMI, Y. Effects of Tundish Cover Powder and Teeming Stream on Oxidation Rate of Molten Steel in Tundish, *ISIJ International*, v.38, n.4, p. 332-338, 1998.

SASAI, K., MIZUKAMI, Y. Reoxidation Behavior of Molten Steel in Tundish, *ISIJ International*, v.40, n.1, p. 40-47, 2000.

SASAI, K., MIZUKAMI, Y. Mechanism of Alumina Adhesion to Continuous Caster Nozzle with Reoxidation of Molten Steel, *ISIJ International*, v.41, n.11, p. 1331-1339, 2001.

SASAI, K., MIZUKAMI, Y. Oxidation Rate of Molten Steel by Argon Gas Blowing in Tundish Oxidizing Atmosphere, *ISIJ International*, v.51, n.7, p. 1119-1125, 2011.

SASAI, K., MATSUZAWA, A. Influence of Steel Grade on Oxidation Rate of Molten Steel in Tundish, *ISIJ International*, v.52, n.5, p. 831-840, 2012.

SASAKI, Y., BELTON, G. R. Steady-state Studies of the Reactions of H_2O-CO and CO_2-H_2 Mixtures with Liquid Iron, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.29, n.4, p. 829-836, 1998.

SEMINÁRIO DE ACIARIA, 45, 2014, Porto Alegre. *Comunicação Oral*.

SHARMA, S. K., NOWOTARSKI, M. S. Laminar Barrier Inerting for Induction Melting, *Union Carbide Industrial Gases Technology Corp.*, p. 1-13, 1989.

SIMENTO, N. J., HAYES, P. C., LEE, H. Decarburization Kinetics of Fe–C–S Droplets with H₂O, *ISIJ International*, v.38, n.7, p. 690-696, 1998.

SUMITOMO, K. *et al.* Bottom Pouring and Ingot Quality at Sumitomo Metal Industries, *Iron and Steel Engineer*, v.62, n.3, p. 54-61, 1985.

SUZUKI, T. *et al.* 取鍋注入流による溶鋼の再酸化と鑄片品質, *Tetsu-to-Hagané*, v.69, n.12, PS914, 1983.

SZEKELY, J. *Fluid Flow Phenomena in Metals Processing*. 1.ed. New York: Academic Press, 1979. 458p.

TAMAMOTOT, S. *et al.* *Trans.I.S.I.Japan*, v.16, p. 351, 1976.

TANAKA, H. *et al.* Quantitative Analysis of Contamination of Molten Steel in Tundish, *ISIJ International*, v.33, n.12, p. 1238-1243, 1993.

TANIGUCHI, S., MATSUKURA, Y., KIKUCHI, A. Turbulent Flow and Gas-Liquid Mass Transfer in Gas-injected System, *Tetsu-to-Hagané*, v.86, n.4, p. 210-216, 2000.

TAYLOR, R., KRISHNA, R. *Multicomponent Mass Transfer*. 1.ed. New York: John Wiley & Sons, 1993. 616p.

TURKDOGAN, E. T., GRIEVESON, P., DARKEN, L. S. Enhancement of Diffusion-limited Rates of Vaporization of Metals, *Journal of Physical Chemistry*, v.67, n.8, p. 1647-1654, 1963.

TURKDOGAN, E. T. *Fundamentals of Steelmaking*. 2.ed. Leeds: Maney Materials Science, 2010. 345p.

UESUGI, T. Production of High Carbon Chromium Bearing Steel by Vertical Type Continuous Caster, *Tetsu-to-Hagané*, v.71, n.14, p. 1631-1638, 1985.

UNION CARBIDE CORPORATION, New York, Ronald L. W. Holmes. *Continuous Casting Apparatus with Inert Gas Protector*. C.I. B22d-27/00. US n. DI 3439735. 19 nov. 1965, 22 abril 1969. *United States Patent Office*.

UNION CARBIDE CORPORATION, Danbury, Mark S. Nowotarski. *Fluxless Application of a Metal-Comprising Coating*. C.I. B23K 1/06. US n. DI 4821947. 8 fev. 1988, 18 abril 1989. *United States Patent Office*.

UNION CARBIDE CORPORATION, Danbury, Mark S. Nowotarski. *Wide Laminar Fluid Doors*. C.I. F24F 9/00. US n. DI 4823680. 7 dez. 1987, 25 abril 1989. *United States Patent Office*.

VALCARCEL, L. *et al.* Zero Clogging at Continuous Casting, In: ATS INTERNATIONAL STEELMAKING CONFERENCE, 2006, Paris.

WANG, L., BECKERMANN, C. Prediction of Reoxidation Inclusion Composition in Casting of Steel, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.37B, p. 571-588, ago. 2006.

WATKINSON, H., BAIN, K., LUDLOW, V. A Study of Tundish Powders and their Influence on Tundish Slag Chemistry and Steel Cleaness for Carbon and Stainless Steels, *Technical Steel Research Report*, EUR 17845 EN, 1994. Luxembourg: Office for Official Publications of the European Communities, 1997. 102p.

WHITE, F. M. *Viscous Fluid Flow*. 3.ed. New York: McGraw-Hill, Inc., 2006. 630p.

WILCOX, D. C. *Turbulence Modeling for CFD*. 1.ed. La Cañada: DCW Industries, Inc., 1993. 477p.

WORLD STEEL ASSOCIATION. *Steel Statistical Yearbook 2012*. Brussels: Economics Committee, 2012. 104p.

WORLD STEEL ASSOCIATION. *Steel Statistical Yearbook 2013*. Brussels: worldsteel Committee on Economic Studies, 2013. 117p.

WÜNNENBERG, K. *et al.* Operational Measures to Improve Oxide Purity in Round Strands. In: CONFERENCE ON CONTINUOUS CASTING OF STEEL IN DEVELOPING COUNTRIES, 1993, *Proceedings...* The Chinese Society for Metals, p. 253-260.

WÜNNENBERG, K. *et al.* *IISI Study on Clean Steel*; State of the Art and Process Technology in Clean Steelmaking. International Iron and Steel Institute, 2004. 504p.

WÜNNENBERG, K., CAPPEL, J. Measures to Improve Oxide Cleanness in Continuous Casting. In: AISTECH, 2009.

XU, K., THOMAS, B. G. Prediction of Grain Size, Precipitation and Crack Susceptibility in Continuous Casting. In: AISTECH, 2009, St. Louis. *Proceedings...* Warrendale: AIST, 2009.

YAMAGUCHI, J., NAKASHIMA, T., SAWAI, T. Change and Development of Continuous Casting Technology, *Nippon Steel Technical Report*, n.104, p.13-20, ago. 2013.

YUAN, C. Reduction of Blister Defects in Steel Plates, *SEAFI Quarterly Journal*, v.38, n.4, p. 16-19, 2009.

ZHANG, L., THOMAS, B. G. Inclusions in Continuous Casting of Steel. In: NATIONAL STEELMAKING SYMPOSIUM, 24, 2003, Morelia. p. 138-183.

ZHANG, L., THOMAS, B. G. Inclusion Investigation during Clean Steel Production at Baosteel. In: ISS TECH, 2003, Indianapolis. *Proceedings...* Warrendale: ISS-AIME, 2003. p. 141-156.

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.

ZHANG, L., THOMAS, B. G. State of the Art in the Control of Inclusions during Steel Ingot Casting, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.37B, p. 733-761, out. 2006.

ZHANG, L., WANG, Y., ZUO, X. Flow Transport and Inclusion Motion in Steel Continuous-Casting Mold under Submerged Entry Nozzle Clogging Condition, *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.39B, p. 534-550, ago. 2008.

APÊNDICE I

Propriedades dos gases utilizadas nesse trabalho.

As propriedades termofísicas do ar puro utilizadas são transcritas na tabela A.1.

Tabela A.1: Propriedades termofísicas do ar puro a pressão ambiente em função da temperatura. Fonte: INCROPERA *et al.* (2006).

T (K)	μ ($\mu\text{Pa s}$)	λ ($\text{mW m}^{-1} \text{K}^{-1}$)	C_p ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)	T (K)	μ ($\mu\text{Pa s}$)	λ ($\text{mW m}^{-1} \text{K}^{-1}$)	C_p ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)
250	15.96	22.3	1006	800	36.98	57.3	1099
300	18.46	26.3	1007	850	38.43	59.6	1110
350	20.82	30	1009	900	39.81	62	1121
400	23.01	33.8	1014	950	41.13	64.3	1131
450	25.07	37.3	1021	1000	42.44	66.7	1141
500	27.01	40.7	1030	1100	44.9	71.5	1159
550	28.84	43.9	1040	1200	47.3	76.3	1175
600	30.58	46.9	1051	1300	49.6	82	1189
650	32.25	49.7	1063	1400	53	91	1207
700	33.88	52.4	1075	1500	55.7	100	1230
750	35.46	54.9	1087				

Por sua vez, as propriedades termofísicas do argônio puro utilizadas são fornecidas na tabela A.2.

A difusividade entre ar e argônio D_{ar-arg} (m^2/s), a condutividade térmica da mistura λ (W/m K) e a viscosidade da mistura μ (Pa s) foram calculadas segundo BIRD, STEWART e LIGHFOOT (2002):

$$D_{ar-arg} = 6.04473 \times 10^{-10} \cdot T^{1.823} / p \quad (\text{A.1})$$

$$\lambda = \frac{N_{ar}\lambda_{ar}}{N_{ar}\phi_{ar-ar} + N_{arg}\phi_{ar-arg}} + \frac{N_{arg}\lambda_{arg}}{N_{ar}\phi_{arg-ar} + N_{arg}\phi_{arg-arg}} \quad (\text{A.2})$$

$$\mu = \frac{N_{ar}\mu_{ar}}{N_{ar}\phi_{ar-ar} + N_{arg}\phi_{ar-arg}} + \frac{N_{arg}\mu_{arg}}{N_{ar}\phi_{arg-ar} + N_{arg}\phi_{arg-arg}} \quad (\text{A.3})$$

Em que p é a pressão absoluta (atm), T a temperatura (K), N_{ar} a fração molar de ar, λ_{ar} a condutividade térmica do ar puro (W/m K), N_{arg} a fração molar de argônio, λ_{arg} a condutividade térmica do argônio puro, μ_{ar} a viscosidade do ar puro (Pa s) e μ_{arg} a viscosidade do argônio puro (Pa s).

Tabela A.2: Propriedades termofísicas do argônio puro a pressão ambiente em função da temperatura. Fonte: BICH, MILLAT e VOGEL (1990) e ATKINS e DE PAULA (2006).

T (K)	μ ($\mu\text{Pa s}$)	λ ($\text{mW m}^{-1} \text{K}^{-1}$)	C_p ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)	T (K)	μ ($\mu\text{Pa s}$)	λ ($\text{mW m}^{-1} \text{K}^{-1}$)	C_p ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)
298.15	22.61	17.69	520.3	750	45.5	35.62	520.3
300	22.72	17.79	520.3	800	47.6	37.28	520.3
320	23.98	18.76	520.3	850	49.64	38.88	520.3
340	25.19	19.72	520.3	900	51.63	40.43	520.3
360	26.38	20.65	520.3	950	53.58	41.97	520.3
380	27.53	21.56	520.3	1000	55.5	43.47	520.3
400	28.66	22.44	520.3	1050	57.37	44.93	520.3
420	29.27	23.31	520.3	1100	59.21	46.39	520.3
440	30.85	24.16	520.3	1150	61.02	47.8	520.3
460	31.91	24.99	520.3	1200	62.81	49.2	520.3
480	32.95	25.8	520.3	1250	64.56	50.58	520.3
500	33.98	26.6	520.3	1300	66.29	51.93	520.3
550	36.45	28.55	520.3	1350	68	53.28	520.3
600	38.83	30.41	520.3	1400	69.69	54.6	520.3
650	41.13	32.21	520.3	1450	71.35	55.9	520.3
700	43.35	33.95	520.3	1500	72.99	57.19	520.3

Os termos φ_{ar-ar} , φ_{ar-arg} , φ_{arg-ar} e $\varphi_{arg-arg}$ são funções de ponderação expressas por (BIRD, STEWART e LIGHFOOT, 2002):

$$\varphi_{ar-ar} = 1 \quad (\text{A.4})$$

$$\varphi_{ar-arg} = \left[8 \left(1 + \frac{M_{ar}}{M_{arg}} \right) \right]^{-0.5} \left[1 + \left(\frac{\mu_{ar}}{\mu_{arg}} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{M_{arg}}{M_{ar}} \right)^{\frac{1}{4}} \right]^2 \quad (\text{A.5})$$

$$\varphi_{arg-ar} = \left[8 \left(1 + \frac{M_{arg}}{M_{ar}} \right) \right]^{-0.5} \left[1 + \left(\frac{\mu_{arg}}{\mu_{ar}} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{M_{ar}}{M_{arg}} \right)^{\frac{1}{4}} \right]^2 \quad (\text{A.6})$$

$$\varphi_{arg-arg} = 1 \quad (\text{A.7})$$

Em que M_{ar} é a massa molar do ar ($28,964 \times 10^{-3} \text{ kg/mol}$) e M_{arg} a massa molar do argônio ($39,948 \times 10^{-3} \text{ kg/mol}$).

A densidade da mistura gasosa é calculada utilizando equação (3.30), que pressupõe comportamento ideal do gás.

APÊNDICE II

Dimensões internas do distribuidor utilizado

A figura A.1 apresenta uma vista em perspectiva da parte interna do distribuidor vazio. As dimensões correspondentes são apresentadas nas figuras A2 e A3. Como é mostrado na figura 4.1, o distribuidor contém um mobiliário interno: inibidor de turbulência, tampão, dique e barragem.

Pequenas simplificações geométricas foram feitas no inibidor de turbulência, tampão e barragem. Essas modificações visam melhorar a qualidade da malha bem como diminuir seu número de elementos de volume (ou nós). Dessa forma, há ganhos tanto em estabilidade numérica quanto em tempo computacional das simulações.

O inibidor de turbulência foi tratado como uma caixa retangular sem tampa (figura A.4). O inibidor é posicionado com a parte superior de seu fundo 18mm abaixo do fundo do distribuidor (ver figura 4.1). A figura 4.3 apresenta a localização do inibidor de turbulência sobre o fundo do distribuidor.

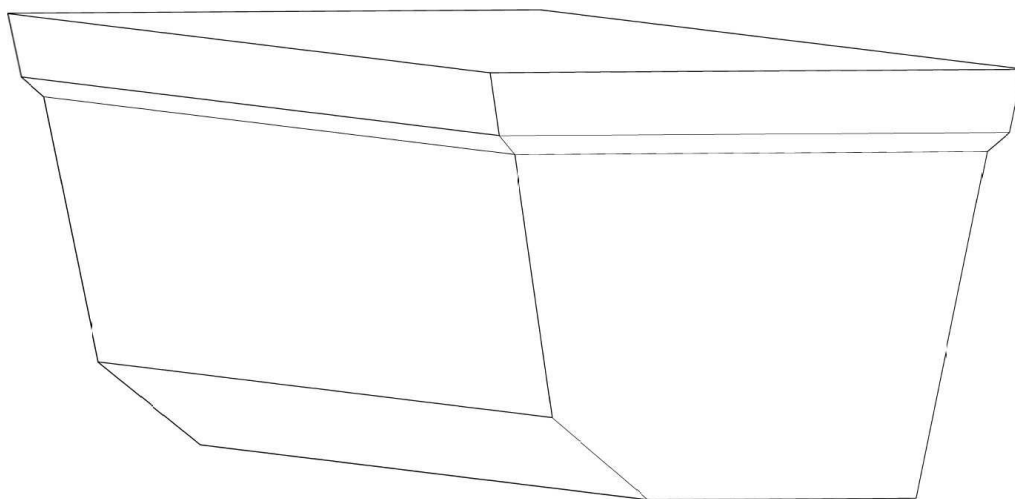


Figura A.1: Vista em perspectiva da parte interna do distribuidor vazio.

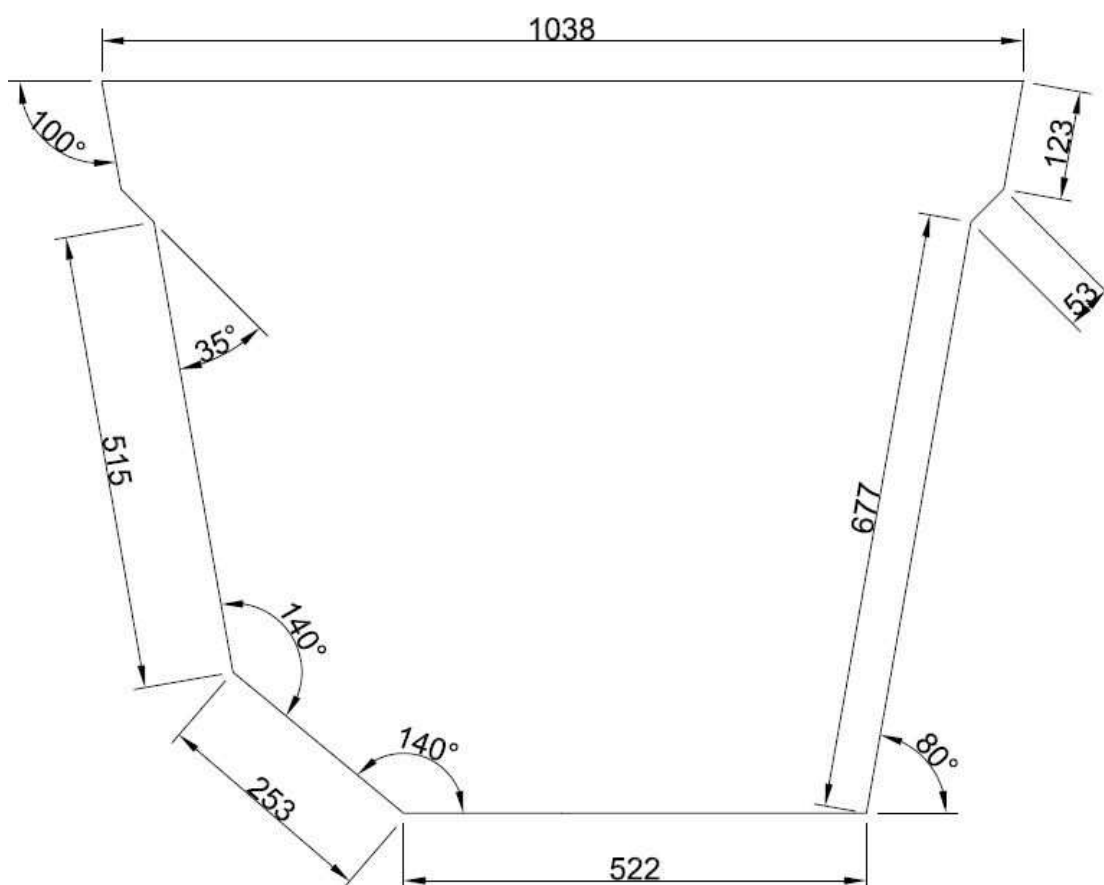


Figura A.2: Dimensões internas do distribuidor vazio. Vista frontal. Medidas em milímetros.

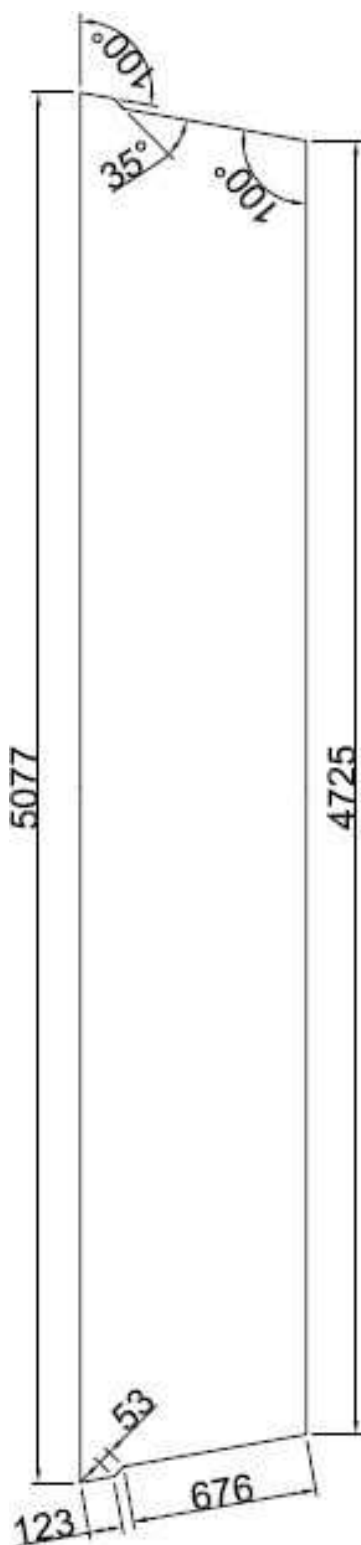


Figura A.3: Dimensões internas do distribuidor vazio. Vista lateral. Medidas em milímetros.

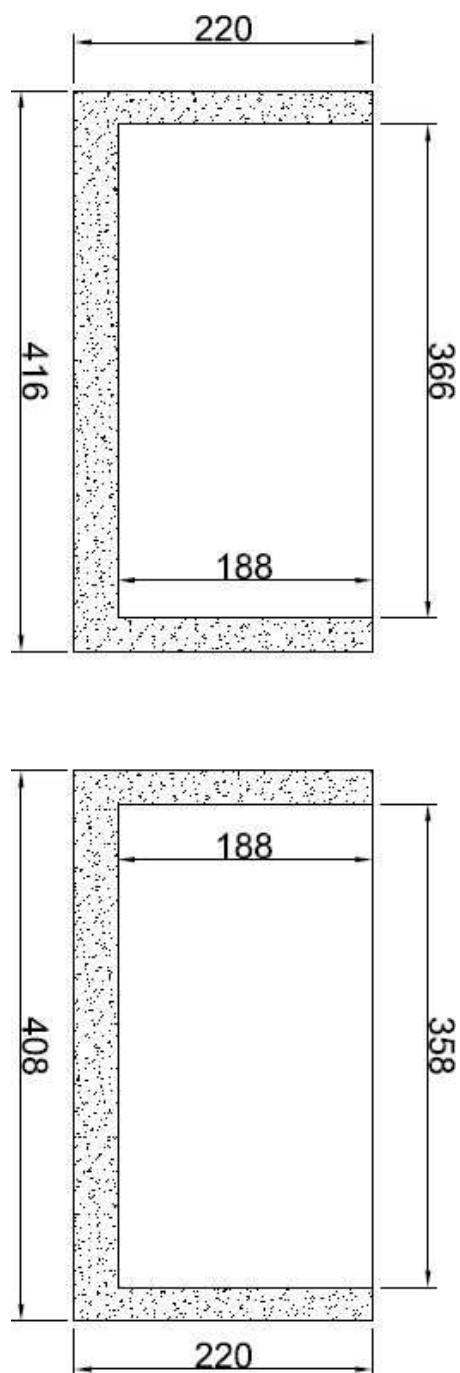


Figura A.4: Cortes transversais do inibidor de turbulência simplificado. Medidas em milímetros.

A cabeça e o corpo do tampão foram tratados como troncos de cone sobrepostos. As dimensões do tampão consideradas são apresentadas na figura A.5. O posicionamento

dos dois tampões em relação à tampa e ao fundo do distribuidor são indicados, respectivamente, nas figuras 4.2 e 4.3.

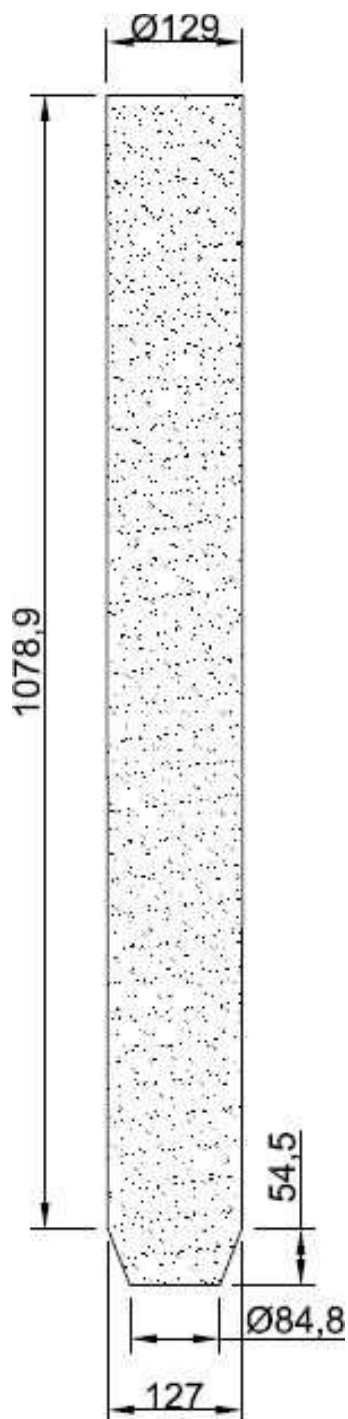


Figura A.5: Dimensões do tampão simplificado. Medidas em milímetros.

O dique possui 456mm de altura e 76mm de espessura. A parte inferior do dique está posicionada 276mm acima do fundo do distribuidor. A face do dique voltada para o plano de simetria (figura 4.1) dista 298mm do plano de simetria.

A figura A.6 apresenta dimensões da barragem modelada. A peça possui 76mm de espessura (figura 4.3).

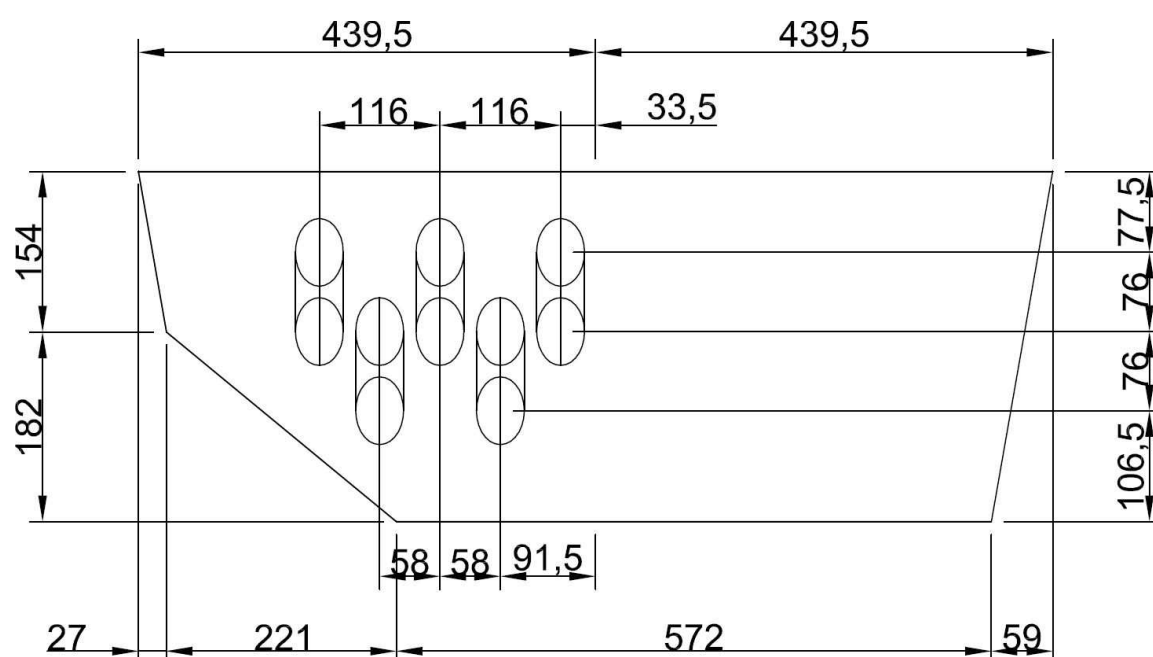


Figura A.6: Visão *wireframe* frontal da barragem utilizada. Medidas em milímetros.

A barragem contém cinco furos cilíndricos de 46mm de diâmetro que atravessam toda a peça formando ângulo de 45° com o plano mostrado na figura A.6. A face da barragem, cujos furos estão localizados mais abaixo, é voltada para o plano de simetria do distribuidor (figura 4.1). Essa face dista 524mm do plano de simetria (figura 4.3). A base da peça é posicionada 20mm abaixo do fundo do distribuidor. de forma que altura efetiva da barragem é 316mm.