

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR JOAQUIM GONÇALVES
COSTA NETO E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM 30 / 09 / 97.

Joaquim Gonçalves
ORIENTADOR

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

Otimização do Fluxo de Aço no Distribuidor do Lingotamento Contínuo

Autor: **Joaquim Gonçalves Costa Neto**
Orientador: **Prof. Dr. Amauri Garcia**

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

Otimização do Fluxo de Aço no Distribuidor do Lingotamento Contínuo

Autor: Joaquim Gonçalves Costa Neto
Orientador: Prof. Dr. Amauri Garcia

Curso: Engenharia Mecânica
Área de Concentração: Materiais e Processos

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 1997
S.P. - Brasil

BC
MADA:
UNICAMP
C823o
E _c
33012
395/98
D
X
R\$11,00
0103/98

-00106515-5

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

C823o Costa Neto, Joaquim Gonçalves
Otimização do fluxo de aço no distribuidor do
lingotamento contínuo / Joaquim Gonçalves Costa Neto.
-- Campinas, SP: [s.n.], 1997.

Orientador: Amauri Garcia.
Tese (doutorado) - Universidade Estadual de Campinas
Faculdade de Engenharia Mecânica.

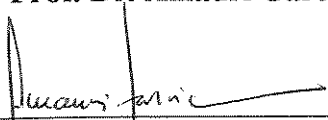
1. Aço - Fundição. 2. Metais - Fundição. 3. Fundição
contínua. I. Garcia, Amauri. II. Universidade Estadual de
Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

TESE DE DOUTORADO

**Otimização do Fluxo de Aço no
Distribuidor do Lingotamento Contínuo**

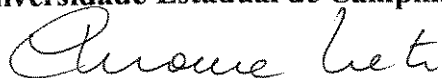
Autor: Joaquim Gonçalves Costa Neto
Orientador: Prof. Dr. Amauri Garcia



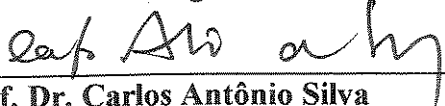
Prof. Dr. Amauri Garcia, Presidente
Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP



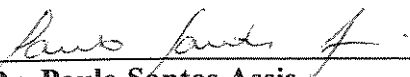
Profa. Dra. Maria Clara Ierardi
Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP



Prof. Dr. Carlos de Moura Neto
Instituto Tecnológico de Aeronáutica - ITA



Prof. Dr. Carlos Antônio Silva
Universidade Federal de Ouro Preto - UFOP



Prof. Dr. Paulo Santos Assis
Universidade Federal de Ouro Preto - UFOP

Campinas, 30 de setembro de 1997

Dedicatória:

A minha esposa, Suzana, pela compreensão durante os anos que dediquei aos estudos de pós-graduação.

Aos meus pais, Osvaldo e Santa, base de minha formação.

Agradecimentos

Ao Professor Amauri Garcia, pela orientação, com o objetivo bem definido na conclusão deste trabalho e continuidade do grupo.

Meus melhores agradecimentos ao Engenheiro Wéllerson Ribeiro, pela sugestão do tema e acompanhamento durante todo desenvolvimento do trabalho.

Meu reconhecimento ao Professor Carlos Antônio Silva, pela coorientação deste trabalho, com sugestões na montagem do modelo experimental, elaboração dos programas de aquisição e tratamento de dados, disposição de seu laboratório, discussões e revisão do trabalho.

À Belgo Mineira, em especial ao meu superior Engenheiro André Cunha, pela compreensão da importância da elaboração de uma tese.

São merecedores de reconhecimento os técnicos que acompanharam a montagem do modelo, os experimentos industriais e as análises metalográficas: Márcio Ramires, Ubiratan Vale, Geraldo Sales, Cléber Perdigão, Lucas Motta, André Barros, Antônio José dos Santos, Genivaldo Matos, Sebastião D'Ávila e Ronaldo Felisberto.

Meu obrigado à RISA, empresa fornecedora de refratários, na pessoa do Engenheiro Santiago Barrios, pela construção do modelo em acrílico e fornecimento das barreiras para o distribuidor industrial.

Aos colegas de pós-graduação pela harmoniosa e proveitosa convivência: Jocarly Patrocínio, Edson Acco, Márcio Coelho, Gilberto Carvalho, Carlos Ângelo Nunes, Jaime Spim e Carlos Santos.

A todos que, de maneira maior ou nos detalhes, tornaram este trabalho possível, recebam os meus agradecimentos.

Ciência e indústria metalúrgica

A metalurgia como ciência aplicada estabelece a ligação entre a ciência dos metais e a indústria metalúrgica... É natural que o pesquisador se dedique totalmente aos seus problemas científicos, como é natural que o técnico de produção se deixe absorver plenamente pelos problemas industriais, o resultado é muitas vezes que nenhum deles está disponível para os problemas do outro... Sem uma finalidade prática, a ciência acabará por tornar-se trivial e sem sentido e, sem o estímulo da ciência, a indústria estagnará tecnologicamente e só poderá sobreviver a custa de uma mão-de-obra barata e de uma hábil gestão.

ALAN H. COTTRELL, **Introdução à Metalurgia**. Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 2ª Edição, 1976, pg. 16-19.

Sumário

1 - Introdução

1.1 - Produção de Aço em Lingotamento Contínuo	1
1.2 - Esquema de Máquina de Lingotamento Contínuo	4
1.3 - Objetivos do Trabalho	5
1.4 - Divisão do Trabalho	6

2 - O Distribuidor do Lingotamento Contínuo de Aços

2.1 - Dificuldades Operacionais e de Qualidade	7
2.2 - Papel do Distribuidor	9
2.3 - Projeto de Distribuidor	13

3 - Simulação do Escoamento de Aço no Distribuidor

3.1 - Considerações Teóricas	17
3.2 - Modelo Físico	19
3.3 - Modelo Numérico	36
3.4 - Experimentos Industriais	48

4 - Desenvolvimento Experimental de Modelo Físico

4.1 - Construção do Modelo Físico	51
4.2 - Similaridade entre Distribuidores Modelo e Industrial	57
4.3 - Calibração	59
4.4 - Balanços de Massa	61

5 - Resultados e Discussão das Simulações Experimentais

5.1 - Configurações para Simulações Experimentais	64
5.2 - Resultados dos Experimentos de Visualização	67
5.3 - Curvas Experimentais Distribuição do Tempo de Residência	74
5.4 - Curvas Cumulativas Distribuição do Tempo de Residência - Curva F	87

6 - Modificações em Equipamento Industrial

6.1 - Considerações Preliminares	89
6.2 - Experimentos na Planta Industrial	99

7 - Conclusões e Propostas para Trabalhos Futuros

7.1 - Conclusões	109
7.2 - Trabalhos Futuros	110

Referências Bibliográficas

111

Anexos

Anexo 01 - Programa de Aquisição de Dados para Curvas DTR	122
Anexo 02 - Programa de Tratamento de Dados para Curvas DTR	128
Anexo 03 - Balanços de Massa para Experimentos em Modelo	138
Anexo 04 - Curvas DTR, Configurações A a H, adotando θ	141

Resumo

COSTA NETO, Joaquim Gonçalves. *Otimização do Fluxo de Aço no Distribuidor do Lingotamento Contínuo*. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1993. 120 p. Tese (Doutorado)

Este trabalho trata da otimização do escoamento de aço no distribuidor do lingotamento contínuo, cujo objetivo é a melhoria da qualidade interna do aço, através do decréscimo no nível de inclusões. A otimização do escoamento é obtida através do posicionamento de barreiras no distribuidor. Neste trabalho, foram realizados testes de simulação de fluxo de aço, utilizando modelo físico 1:3 do distribuidor da Companhia Siderúrgica Belgo-Mineira em João Monlevade - MG, para escolha de melhor configuração de barreiras. Visualização do fluxo de aço usando permanganato de potássio como corante na água e levantamento de curvas Distribuição do Tempo de Residência (DTR) por medidas de condutividade, usando cloreto de potássio, foram os meios empregados na escolha da melhor configuração de barreiras. Foi implantada, no distribuidor escala industrial, uma configuração de barreiras contendo seis barragens. Determinações de inclusão e medidas de oxigênio total para aço acalmado ao alumínio são apresentadas.

Palavras Chave

- Distribuidor, Modelagem de Distribuidor, Fluxo em Distribuidor, Modelagem Física de Distribuidor, Inclusões no Distribuidor, Belgo-Mineira

Abstract

COSTA NETO, Joaquim Gonçalves. *Optimisation of the steel flow in the Tundish*. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1993. 120 p. Tese (Doutorado)

This investigation deals with the optimization of the flow in tundish of the continuous casting, the aim being the improvement of the internal quality of the steel, by better cleanliness of the steel. The optimisation of the flow is brought by the use of barriers in the tundish. During this investigation, simulations were done using 1:3 model of the Belgo Mineira tundish, potassium permanganate was used for flow visualisation and potassium chloride was used as tracer for RTD (Residence Time Distribution) study. A six weirs configuration was employed in the industrial tundish. Measurements of inclusions and values of total oxygen in a aluminum killed steel at the industrial plant are presented.

Key Words

- Tundish, Modeling of Tundish, Flow in Tundish, Physical Modeling of Tundish, Inclusions in the Tundish, Belgo-Mineira

Lista de Figuras

Figura 1.1 - Evolução da produção mundial de aço bruto e proporção em contínuo.

Figura 1.2 - Classificação dos 20 países maiores produtores de aço no mundo, com proporção de lingotamento contínuo.

Figura 1.3 - Evolução da produção brasileira de aço e proporção da produção em lingotamento contínuo.

Figura 1.4 - Esquema de máquina de lingotamento contínuo de tarugos.

Figura 2.1 - Variação da velocidade de lingotamento em função da secção do produto para lingotamento contínuo de tarugos e blocos.

Figura 2.2 - Defeitos possíveis em tarugo produzido em lingotamento contínuo, BRIMACOMBE (1993).

Figura 2.3 - Papel do distribuidor, necessidades técnicas e ganhos de produtividade. SINGH & KORJA (1993).

Figura 2.4 - Tecnologia total de distribuidor, PREMIER (1995).

Figura 2.5 - Fenômenos que ocorrem no distribuidor, SZEKELY & ILEGBUSI (1988).

Figura 2.6 - Fases na vida de um distribuidor, EBATO, MATSUO & OHTE (1992).

Figura 2.7 - Correlações de volume de distribuidor com volume de panela e volume de distribuidor com produção mensal.

Figura 2.8 - Projetos de distribuidores. Adaptação a partir dos trabalhos de MOMMERTS (1987) e SZEKELY (1988).

Figura 3.1 - Esquema de Curva Distribuição do Tempo de Residência -DTR - e dos três volumes: pistonado, morto e mistura.

Figura 3.2 - Efeito da dispersão do efluente sobre a concentração de traçador. Adaptado a partir do trabalho de FOGLER (1995).

Figura 3.3 - Diagrama esquemático de arranjo experimental com esquema de curva DTR por veio, ROBERTSON & PERKINS (1986).

Figura 3.4 - Configurações otimizadas de distribuidores industriais, aciarias de Scunthorpe, Templeborough e Clydesdale, ROBERTSON & PERKINS (1986).

Figura 3.5 - Esquemas de barreiras no bico de distribuidor T, 6 veios, segundo MOMERTZ et alii (1987).

Figura 3.6 - Configuração ótima de barreiras para distribuidor retangular, 6 veios, Tata Steel, Índia, segundo GOVINDARAJAN, DUTTA & CHATTERJEE (1990).

Figura 3.7 - Configuração otimizada para distribuidor 1 veio, Raabe Steel, Finlândia, HINTIKKA & KONTINEN (1991).

Figura 3.8 - Montagem experimental para distribuidor dois veios da USIMINAS, ANDRADE, SANTOS & RIBEIRO (1993).

Figura 3.9 - Configuração otimizada de barreiras para o distribuidor da USIMINAS, ANDRADE, SANTOS & RIBEIRO (1993).

Figura 3.10 - Resultado da contagem de inclusões em placas para quatro configurações de barreiras para distribuidor dois veios da USIMINAS. Adaptado do trabalho de ANDRADE, SANTOS & RIBEIRO (1993).

Figura 3.11 - Modelo de distribuidor dois veios da CSN, FURTADO et alii (1994).

Figura 3.12 - Configurações de barreiras de melhores resultados para modelo de distribuidor dois veios da CSN, FURTADO, MELLO & AZEVEDO (1995).

Figura 3.13 - Configurações estudadas de distribuidor 6 veios da Tata Steel, Índia, por CHATTERJEE & AJMANI (1994).

Figura 3.14 - Formato de melhor desempenho, distribuidor em delta, DORRICOT, HEASLIP & HOAGLAND (1990).

Figura 3.15 - Projeto de distribuidores com quatro unidades de processo. Adaptação do trabalho de K. vo THANH & M. RIGAUD (1986).

Figura 3.16 - Influência do projeto do tubo longo sobre o fluxo de aço no distribuidor, conforme HE, O'KANE & MEDINA (1980).

Figura 3.17 - Configuração otimizada para um distribuidor de duas saídas, redesenhada a partir de DEBROY & SYCHTERZ (1985).

Figura 3.18 - Diagrama esquemático para distribuidor 2 veios e perfil de velocidade para secção do distribuidor com um par de dique e barragem, para baixa velocidade de lingotamento. HSU & CHOU (1988).

Figura 3.19 - Confrontação de medidas de traçador em escala industrial e previsão de modelo numérico, ILEGBUSI et alii (1988).

Figura 3.20 - Projeto otimizado de distribuidor 2 veios, 55 t, da British Steel, segundo DUNCOMBE, JIANG & PRESHAW (1991).

Figura 3.21 - Comparação entre valores experimentais e previstos em equações teóricas, TACKE & LUDWIG (1987).

Figura 3.22 - Vista em planta das opções de geometria de distribuidor e configuração de barreiras estudadas para a BHP Steel, Whyalla, Austrália, CHAMPLIN et alii (1990).

Figura 3.23 - Comparação de perfil de velocidade para distribuidor retangular, A - NIECKELE, BIANCHI & DIEUX (1995) e B - SZEKELY & EL-KADDAH (1986).

Figura 3.24 - Perfil de velocidade para barreiras múltiplos furos e barreira dupla (barragem/dique) para distribuidor dois veios da CSN. NIECKELE et alii (1995).

Figura 3.25 - Diagrama esquemático do distribuidor da Armco Kansas City Works, e detalhe do filtro utilizado, conforme M. L. LOWRY & Y. SAHAI (1991).

Figura 3.26 - Comparação entre tempos de residência, calculados por modelo matemático, para veios do centro e extremos, no caso de utilização de filtros ou não, conforme M. L. LOWRY & Y. SAHAI (1991).

Figura 3.27 - Comparação entre resultados de modelagens física e matemática e experimento industrial para veios do centro e extremos, conforme M. L. LOWRY & Y. SAHAI (1991).

Figura 3.28 - Evolução de configurações para distribuidor 2 veios British Steel, Ravenscraig. de 25 para 45 t, segundo McPHERSON (1986).

Figura 3.29 - Configuração otimizada do distribuidor 1 veio da Sparrows Point, SCHMIDT, RUSSO & BEDERKA (1990).

Figura 3.30 - Configuração proposta para distribuidor 2 veios da C.R.M., MARIQUE, DONY & NYSSSEN (1990). $V_{\text{Pistonado}} = 21\%$, $V_{\text{Morto}} = 3\%$, $Pe = 6$.

Figura 4.1 - Modelo Físico de Distribuidor 1:3, formato em T, seis veios e capacidade de 150 litros.

Figura 4.2 - Detalhe da região de posicionamento dos eletrodos para medida de condutividade nos veios 01, 02 e 03.

Figura 4.3 - Fluxograma de operações do programa de aquisição de dados.

Figura 4.4 - Fluxograma de operações do programa de tratamento de dados.

Figura 4.5 - Produtividade (t/h) prevista para a máquina de lingotamento contínuo da Belgo-Mineira em função da velocidade de lingotamento.

Figura 4.6 - Vazão no modelo em função da velocidade de lingotamento no industrial, para similaridade pelo número de Froude.

Figura 4.7 - Condutividades esperadas para soluções de KCl de 0,1 a 1,0 *mol/l* em função da temperatura.

Figura 4.8 - Condutividades medidas para soluções de KCl de 0,01 a 0,10 *mol/l*.

Figura 4.9 - Equações após calibração dos condutivímetros usados na montagem experimental.

Figura 4.10 - Curvas DTR para os veios 01 e 02 em experimento de validação da montagem experimental.

Figura 4.11 - Curvas DTR para o veio 01 em experimento repetido para uma mesma configuração de barreira.

Figura 5.1 - Desenhos esquemáticos para configurações de barreiras.

Figura 5.2- Superior: Configuração E, três barreiras em cada metade do distribuidor.
Inferior: Configuração F, detalhe do dique no bico e de barreiras em L antes dos veios centrais.

Figura 5.3 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras B - Dique no bico - sequência em 7, 30, 90 e 240 segundos.

Figura 5.4 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras C - Dique no bico e uma barreira - sequência em 1, 30, 90 e 240 segundos.

Figura 5.5 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras D - Dique no bico e duas barragens - sequência em 12, 30, 90 e 240 segundos.

Figura 5.6 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras E - Dique no bico e três barragens - sequência em 12, 30, 90 e 240 segundos.

Figura 5.7 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras F - Dique no bico, barreira em L e duas barragens - sequência em 1, 17, 30, 60, 90, 120 e 240 segundos.

Figura 5.8 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras I - Uso de barragem avançada em relação ao dique do bico - sequência em 0, 5, 50, 90 e 120 segundos.

Figura 5.9 - Evolução no tratamento de dados de condutividade para Configuração A.

Figura 5.10 - Frações de volume com base em curvas DTR, adotando tempo de residência médio calculado por veio, τ .

Figura 5.11 - Frações de volume com base em curvas DTR, adotando tempo de residência médio calculado por veio, τ , e $V_{\text{Pistonado}}$ como média entre $\theta_{\text{Mínimo}}$ e $\theta_{\text{CMÁXIMA}}$.

Figura 5.12 - Curvas DTR para configurações A, B e C, adotando t_{NOMINAL} .

Figura 5.13 - Curvas DTR para configurações D, E e F, adotando t_{NOMINAL} .

Figura 5.14 - Curvas DTR para configurações G e H, adotando t_{NOMINAL} .

Figura 5.15 - Frações de volume com base em curvas DTR, adotando tempo de residência médio nominal por veio, t_{NOMINAL} .

Figura 5.16 - Frações de volume com base nas curvas DTR gerais, configurações A a H.

Figura 5.17 - Curvas DTR gerais para Configurações de A a H.

Figura 5.18 - Correlações entre valores obtidos de variância e de volume de mistura.

Figura 5.19 - Correlações entre valores de volume de mistura e concentração máxima.

Figura 5.20 - Comparação entre curvas DTR experimentais para a configuração G e teóricas a partir do número de Peclet.

Figura 5.21 - Curvas F por veio para configuração G.

Figura 6.1 - Cálculo para correlação entre velocidade de lingotamento, diâmetro da válvula e altura do distribuidor.

Figura 6.2 - Correlação entre velocidade de lingotamento, diâmetro da válvula e altura do distribuidor para valores da Belgo-Mineira.

Figura 6.3 - Velocidade de ascensão de uma inclusão em função do diâmetro, conforme equação 3.27, Lei de Stokes.

Figura 6.4 - Taxa de remoção de inclusões em função do diâmetro da inclusão, para distribuidor de 0,70m de altura e tempo de residência médio de 10 minutos.

Figura 6.5 - Aspecto de inclusões em aços desoxidados ao alumínio, adaptação a partir do trabalho de FRUEHAN (1985).

Figura 6.6 - Evolução de oxigênio total em aço desoxidado ao alumínio durante o tratamento em Forno Panela, FURUSAKI et alii (1992).

Figura 6.7 - Diagrama ternário Al_2O_3 - SiO_2 -CaO. A área “A” indica a composição de escória sintética para aços desoxidados ao alumínio. RIBEIRO et alii (1993).

Figura 6.8 - Montagem de barragens no distribuidor industrial, configuração E.

Figura 6.9 - Evolução do teor de oxigênio total no processo de produção de aço MTC acalmado ao alumínio.

Figura 6.10 - Tipos mais comuns de inclusões encontradas em corridas de comparação.

Figura 6.11 - Tipos de inclusões encontradas em corridas de aço 0,20 %C acalmado ao alumínio. Amostras ao longo do processo de produção das corridas A e B.

Figura 6.12 - Evolução do número de inclusões por unidade de área.

Figura 6.13 - Evolução do índice de inclusões.

Figura 6.14 - Perfil de inclusões para a secção transversal de um tarugo.

Figura 6.15 - Comparação da qualidade do produto final para aço médio teor de carbono acalmado ao alumínio, lingotados em distribuidor sem barreiras e com barreiras.

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 - Levantamento de volumes de distribuidor na siderurgia nacional.

Tabela 3.1 - Números adimensionais na modelagem de distribuidor, SZEKELY & ILEGBUSI (1988).

Tabela 3.2 - Comparação entre propriedades do aço e da água, BRIMACOMBE (1995).

Tabela 3.3 - Valores calculados de números adimensionais para distribuidores com aço e modelo em água 1:1, SZEKELY & ILEGBUSI (1988).

Tabela 3.4 - Lista de softwares usados em simulações de fluxo. SZEKELY (1989).

Tabela 3.5 - Parâmetros usados nos cálculos de DEBROY & SYCHTERZ (1985).

Tabela 4.1 - Características da Máquina de Lingotamento Contínuo da Belgo-Mineira, João Monlevade-MG, H. J. FERNANDES et alii (1997).

Tabela 4.2 - Parâmetros de Similaridade entre Modelo Físico e Distribuidor Industrial com velocidade de lingotamento de $1,75m/min$.

Tabela 4.3 - Dados de experimento de validação da montagem experimental.

Tabela 4.4 - Parâmetros das Curvas DTR do Veio 01, para experimentos repetidos para a Configuração G.

Tabela 5.1 - Configurações de Barreiras para Experimentos em Distribuidor.

Tabela 5.2 - Resultados de curvas DTR por configuração, adotando τ .

Tabela 5.3 - Resultados de curvas DTR por configuração, adotando $t_{NOMINAL}$.

Tabela 6.1 - Valores para a Lei de Stokes, correspondentes à Belgo-Mineira.

Tabela 6.2 - Corridas de aço 0,20%C acompanhadas nos experimentos industriais.

Tabela 6.3 - Composição de pó usado para cobertura de distribuidor.

Tabela 6.4 - Medidas de oxigênio total para aço 0,20 %C, acalmado ao alumínio.

Nomenclatura

Letras Latinas

Símbolo	Unidade	Descrição
A	m^2	área do fundo do distribuidor
A _I	m^2	área característica do distribuidor industrial
A _M	m^2	área característica do distribuidor modelo
B	m	largura do distribuidor
C	%	teor de carbono em determinado instante
C(t)	mol/m^3	concentração de sal na saída em dado instante
C1	%	teor de carbono do aço 1
C2	%	teor de carbono do aço 2
C _D	-	coeficiente de descarga, constante empírica
Conc. 1	mol/m^3	concentração medida no condutivímetro 1
Conc. 2	mol/m^3	concentração medida no condutivímetro 2
Cond. 1	S	condutividade dada pelo condutivímetro 1
Cond. 2	S	condutividade dada pelo condutivímetro 2
C _p	J/kg.K	capacidade térmica específica
C _θ	-	concentração adimensional, adotando τ
C _{θ*}	-	concentração adimensional, adotando t _{NOMINAL}
D	m	dimensão característica do reator
D/Dt	-	derivada substancial
Da	m^2/s	coeficiente de dispersão efetivo
D _I	m	comprimento característico do distribuidor industrial
D _M	m	comprimento característico do distribuidor modelo
D _s	m^2/s	difusividade de soluto
E(t)	s^{-1}	função distribuição do tempo de residência
E _{cB}	J	energia cinética na válvula de saída do distribuidor
E _{pA}	J	energia potencial na superfície do aço
F'	-	fator limpeza
F(t)	-	função cumulativa da distribuição do tempo de residência
Fr	-	número de Froude
Fr _I	-	número de Froude para o distribuidor industrial
Fr _M	-	número de Froude para o distribuidor modelo
g	m/s^2	aceleração da gravidade
Grad V	-	gradiente de velocidade do fluido no reator
H	m	profundidade de metal no reator, altura
h	m	nível de aço no distribuidor
H1	m	altura do dique no bico de entrada do distribuidor industrial
H2	m	altura da barragem no bico, entrada do distribuidor industrial
h _{Barragem}	m	altura de barragem
H _D	m	altura do distribuidor
h _{Dique}	m	altura de dique
k	W/m.K	condutividade térmica
K	J/kg	energia cinética turbulenta específica
k _p	-	constante empírica

Símbolo	Unidade	Descrição
L	<i>m</i>	comprimento característico do reator
L1	<i>m</i>	altura da primeira barragem do distribuidor
L2	<i>m</i>	altura da segunda barragem do distribuidor
L3	<i>m</i>	altura da terceira barragem do distribuidor
L _D	<i>m</i>	comprimento do distribuidor
L _I	<i>m</i>	comprimento característico do distribuidor industrial
L _M	<i>m</i>	comprimento característico do distribuidor modelo
m	<i>kg</i>	massa relativa a coluna de aço líquido
M ₁	<i>mol/m³</i>	concentração média relativa ao veio 1
M ₂	<i>mol/m³</i>	concentração média relativa ao veio 2
M ₃	<i>mol/m³</i>	concentração média relativa ao veio 3
M _{Geral}	<i>mol/m³</i>	concentração média geral (soma veios 1, 2 e 3)
M _I	<i>t/h</i>	produtividade da máquina de lingotamento industrial
M _{KCl ENTRA}	<i>g</i>	massa de sal medida na entrada do distribuidor modelo
M _{KCl SAI}	<i>g</i>	massa de sal medida nas saídas do distribuidor modelo
N _{entrada}	-	número de inclusões na entrada do reator
N _{saída}	-	número de inclusões na saída do reator
Pe	-	número adimensional de Peclet
Q	<i>m³/s</i>	vazão total na saída do distribuidor
Q _I	<i>m³/s</i>	vazão característica do distribuidor industrial
Q _M	<i>m³/s</i>	vazão característica do distribuidor modelo
Q _{TOTAL}	<i>l/min</i>	vazão total de entrada no distribuidor
Q _{VEIO 01}	<i>l/min</i>	vazão média no veio 1 do distribuidor
Q _{VEIO 02}	<i>l/min</i>	vazão média no veio 2 do distribuidor
r	%	taxa de remoção de inclusões
Re	-	número de Reynolds
t	<i>s</i>	tempo de experimento em dado instante
t _{min}	<i>s</i>	tempo de residência mínimo
t _{EXPERIÊNCIA}	<i>s</i>	tempo total de experimento
t _I	<i>s</i>	tempo de residência no distribuidor industrial
t _{INDUSTRIAL}	<i>s</i>	tempo de residência no distribuidor industrial
t _M	<i>s</i>	tempo de residência no distribuidor modelo
t _{Médio}	<i>s</i>	tempo de residência médio
t _{MODELO}	<i>s</i>	tempo de residência no distribuidor modelo
t _{NOMINAL}	<i>s</i>	tempo de residência médio nominal
U	<i>m/s</i>	velocidade escalar
U _I	<i>m/s</i>	velocidade do aço na entrada do distribuidor industrial
U _M	<i>m/s</i>	velocidade da água na entrada do distribuidor modelo
v	<i>m/s</i>	velocidade na direção do comprimento do distribuidor
V	<i>m/s</i>	vetor velocidade
V ₁	<i>m³</i>	volume de saída relativo ao veio 1
V ₂	<i>m³</i>	volume de saída relativo ao veio 2
V ₃	<i>m³</i>	volume de saída relativo ao veio 3
V _{DISTRIBUIDOR}	<i>l</i>	volume do distribuidor

Símbolo	Unidade	Descrição
VDN	-	número adimensional de dispersão
V _{ENTRADA}	m/s	velocidade do aço na entrada do distribuidor
v _I	m/s	velocidade do aço no distribuidor industrial
V _I	m/min	velocidade de lingotamento na máquina industrial
v _M	m/s	velocidade da água no distribuidor modelo
V _{Mistura}	%	fração de volume de mistura em percentual
V _{Morto}	%	fração de volume morto em percentual
V _{Pistonado}	%	fração de volume pistonado em percentual
V _S	m/s	velocidade de ascensão das inclusões ou partículas
V _{SAÍDA}	m/s	velocidade de saída do aço passando pela válvula
V _y	m/s	componente de velocidade na direção do comprimento do reator
x	-	parâmetro adimensional presente em equações de r

Letras Gregas

Símbolo	Unidade	Descrição
C _{0MÁX}	mol/m ³	concentração máxima na curva DTR
Δρ	kg/m ³	diferença de massa específica entre aço (fluido) e inclusão (partícula)
ε	W/kg	taxa de dissipação da energia turbulenta
φ	m	diâmetro da partícula (inclusão)
λ	-	fator de escala entre distribuidor industrial e modelo
μ _{aço}	Pa.s	viscosidade molecular para o aço
μ	Pa.s	viscosidade molecular, absoluta ou dinâmica
μ _t	Pa.s	viscosidade hipotética ligada a turbulência
μ _{ef}	Pa.s	viscosidade efetiva
ν	m ² /s	viscosidade cinemática
θ	-	tempo de residência adimensional, adotando τ
θ	-	tempo adimensional em dado instante, adotando τ
θ*	-	tempo de residência adimensional, adotando t _{NOMINAL}
θ _{Médio}	-	tempo de residência médio adimensional
θ _{Mínimo}	-	tempo adimensional mínimo, adotando τ
θ _{Pico}	-	tempo adimensional para a concentração máxima, adotando τ
ρ	kg/m ³	massa específica
ρ _{aço}	kg/m ³	massa específica do aço
ρ _g	kg/m ³	massa específica da fase gasosa
ρ _L	kg/m ³	massa específica da fase líquida
σ _s	J/m ²	tensão superficial
τ	s	tempo de residência médio calculado por veio
τ _{VEIO 01}	s	tempo de residência médio calculado para o veio 1
τ _{VEIO 02}	s	tempo de residência médio calculado para o veio 2

Abreviações e Siglas

Símbolo	Descrição
ABM	Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais
ATC	aço alto teor de carbono
BTC	aço baixo teor de carbono
DTR	distribuição do tempo de residência
IBS	Instituto Brasileiro de Siderurgia
IISI	International Iron and Steel Institute
MLC	máquina de lingotamento contínuo
MTC	aço médio teor de carbono

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

1.1 - PRODUÇÃO DE AÇO EM LINGOTAMENTO CONTÍNUO

O processo de lingotamento convencional na siderurgia para a produção de lingotes, tornou-se ultrapassado devido às perdas metálicas com resto de aço solidificado no mastro e nos canais, com cortes na cabeça e pé do lingote para eliminação de segregação, rechupes e defeitos. Essas perdas somadas representam cerca de 15% no rendimento de tarugos produzidos sobre aço líquido. Por outro lado, as perdas metálicas no lingotamento contínuo resumem-se aos despontes iniciais e finais em cada seqüência e ao resto de aço no distribuidor. O rendimento metálico no contínuo está em torno de 98%. Assim, o ganho no rendimento metálico é superior a 13%; além desse ganho é possível eliminar a etapa de laminação de desbaste, resultando em ganho total de cerca de US\$40.00 por tonelada.

O conceito de lingotamento contínuo de aços em escala industrial apareceu no século passado, sendo que o primeiro equipamento de lingotamento contínuo foi instalado na extinta União Soviética em 1951. A Figura 1.1 ilustra a evolução da produção mundial de aço bruto e a proporção em lingotamento contínuo. Observa-se que houve grande aumento na produção entre 1950 e 1973. O contínuo evoluiu a partir do início da década de 70, substituindo a produção de aço no convencional.

Segundo dados de BRIMACOMBE (1993), no início da década de 70, 5% do aço mundial era produzido pelo contínuo. Em 1981, o Japão já produzia 70% do aço em lingotamento contínuo, enquanto a Europa, 44%, os Estados Unidos da América, 21% e o resto do mundo, 11%. De acordo com UCHIBORI (1988) e MUTSAARTS (1988), em 1985, o Japão produzia 90% de seu aço em lingotamento contínuo, a Europa, 70%, os Estados Unidos, 50% e os demais países, 30%. No início dos anos 90, a produção mundial era de 60% no contínuo. Conforme GRETHEN (1996), na segunda metade da década de 90, a produção mundial em contínuo atingiu 76%.

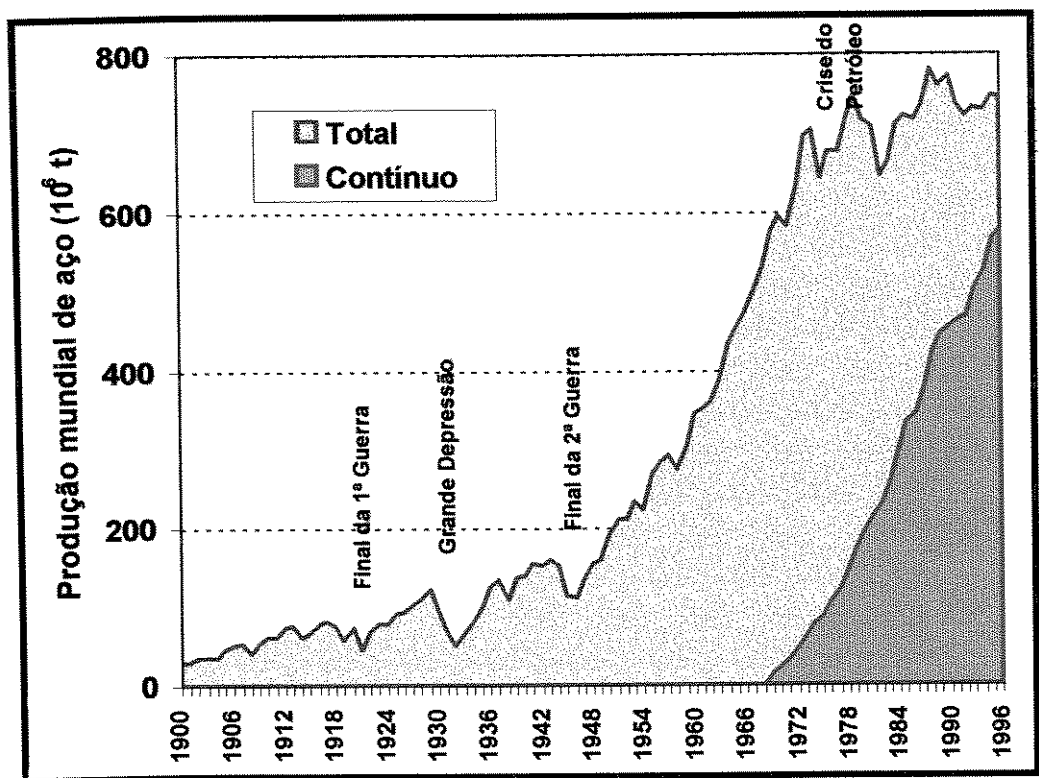


Figura 1.1 - Evolução da produção mundial de aço bruto e proporção em contínuo¹.

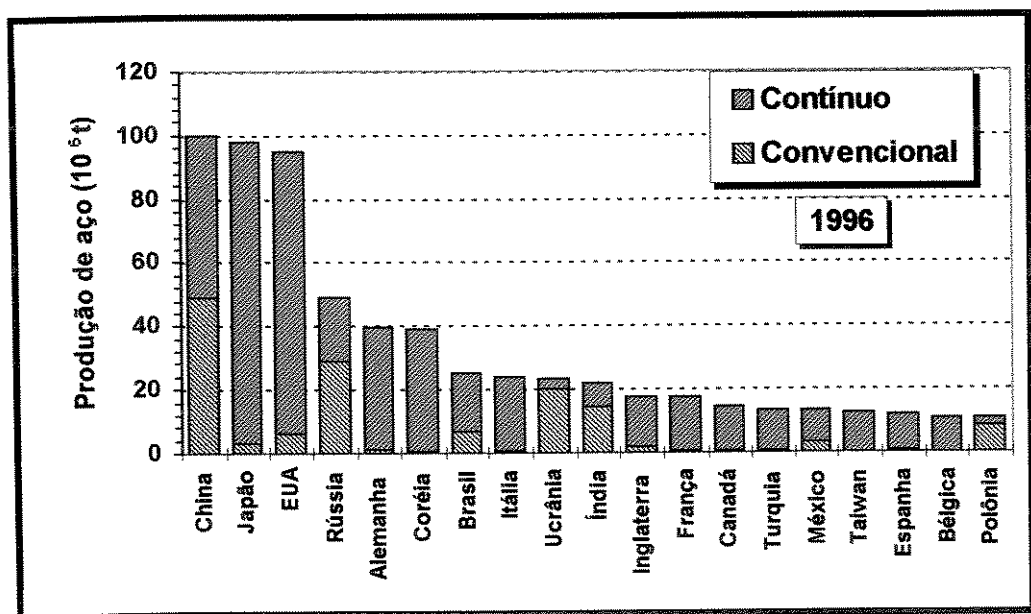


Figura 1.2 - Classificação dos 20 países maiores produtores de aço no mundo, com proporção de lingotamento contínuo.¹

¹ Dados do IISI - International Iron and Steel Institute - Steel Statistics Yearbook.

A classificação dos 20 maiores produtores de aço no mundo é vista na Figura 1.2. Observa-se que a China assumiu o primeiro lugar e que sua produção é de apenas 50% no contínuo. Nota-se que alguns países atingiram 100% de sua produção de aço em contínuo, reflexo da modernização de suas indústrias. As siderúrgicas nacionais, seguindo uma tendência mundial, estão desativando o processo de lingotamento convencional e instalando ou ampliando máquinas de lingotamento contínuo. O Brasil era o 18º produtor de aço no mundo em 1970; em 80, era o décimo e já em 1996 ficou posicionado como o 7º produtor mundial de aço, com 25,2 milhões de toneladas. A evolução da produção de aço bruto brasileira é vista na Figura 1.3. Nesse gráfico é também apresentado o percentual de aço do lingotamento contínuo. As primeiras máquinas de lingotamento contínuo no Brasil foram instaladas na segunda metade da década de 70, sendo que a produção nacional em contínuo atingiu 71,6% no ano de 1996.

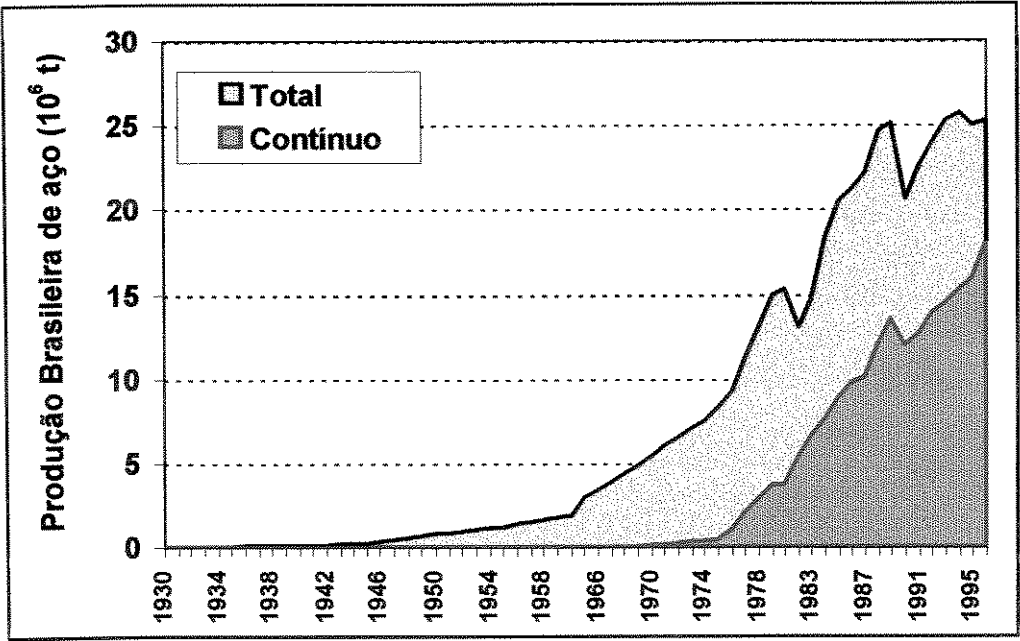


Figura 1.3 - Evolução da produção brasileira de aço e proporção da produção em lingotamento contínuo.²

² Dados do IBS - Instituto Brasileiro de Siderurgia.

1.2 - ESQUEMA DE MÁQUINA DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO

As partes fundamentais de uma máquina de lingotamento contínuo de tarugos são distribuidor, molde, resfriamento secundário, endireitamento, extratora, corte de tarugos e leito de resfriamento, elementos ilustrados na Figura 1.4.

O distribuidor é basicamente um reservatório de aço entre a panela e o molde, serve para manter a continuidade do lingotamento, em especial nas trocas de panela. O distribuidor pode ser usado para promover a remoção de inclusões e evitar a origem destas. Melhoria na limpeza do aço no distribuidor pode ser obtida através de fluxo favorável, promoção de aglomeração e flutuação de inclusões, decréscimo de volume de aço estagnado, eliminação de circuitos diretos e uso correto de pó de cobertura.

O molde é o principal elemento de uma máquina, no molde acontece a formação da pele solidificada, são parâmetros importantes para este elemento as características da lingoteira de cobre, como revestimento, raio de canto e conicidade, assim como dados do pó fluxante e profundidade de válvula submersa, deve-se considerar ainda a frequência e amplitude de oscilação e a intensidade da agitação eletromagnética.

No resfriamento secundário procura-se adequar a taxa de resfriamento, de acordo com o teor de carbono; enquanto os aços alto teor de carbono devem ter altas taxas, os aços peritéticos e baixa-liga devem trabalhar com taxas mínimas. Para melhoria da uniformidade de resfriamento tem sido desenvolvido o resfriamento com mistura ar e água³. A otimização do resfriamento pode ser obtida por utilização de pacotes numéricos onde se faz a previsão, ao longo do comprimento do produto, da porção solidificada e da temperatura na seção transversal, exemplos deste tipo de modelagem são vistos em RIBEIRO & SESHADRI (1991) ou em IALC⁴ apresentado em SPIM Jr., SANTOS & GARCIA (1996).

O endireitamento de tarugos em máquinas curvas é feito com a temperatura superficial do tarugo acima de 850°C, evitando a zona de baixa ductilidade do aço conforme SELLARS & TEGART (1972), a posição do endireitamento é definida de acordo com o raio da máquina que varia de 6 a 15m.

O corte do produto é realizado por oxi-corte ou tesoura, no segundo caso há sempre deformação nas extremidades do tarugo. O leito de resfriamento garante o *não-empeno* do tarugo, as temperaturas iniciais e após o leito são da ordem de 700 e 250°C, respectivamente.

³ *air-mist cooling*.

⁴ Inteligência artificial aplicada ao lingotamento contínuo.

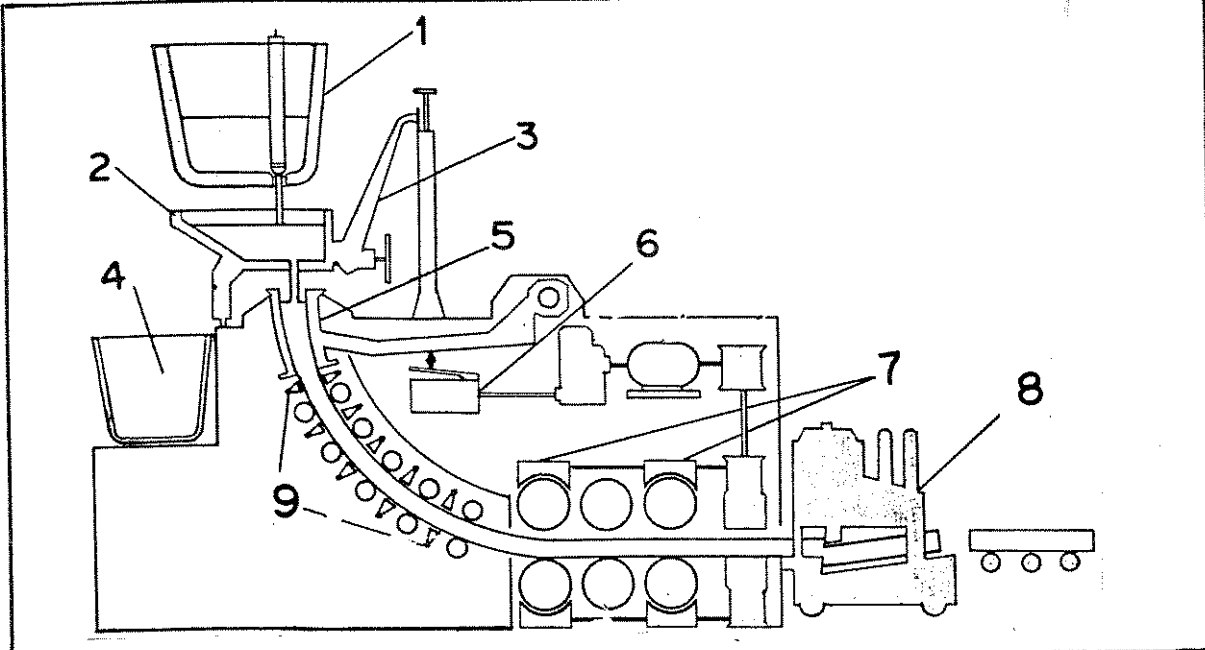


Figura 1.4 - Esquema de máquina de lingotamento contínuo de tarugos.

1- Panela de aço, 2- Distribuidor, 3- Carro do distribuidor, 4- Panela de emergência, 5- Molde curvo, 6- Oscilação do molde, 7- Rolos Extratores, 8- Corte de tarugos, 9- Resfriamento secundário.

1.3 - OBJETIVOS DO TRABALHO

A presença de inclusões não-metálicas no aço, inerente à sua fabricação, deteriora as propriedades mecânicas, por exemplo resistência à tração e à fadiga, assim como causa rupturas durante os processos de conformação mecânica. Conhecer e eliminar origens de inclusões é fundamental para o sucesso nas aplicações do aço.

Áreas para melhoria da limpeza do aço são a desgaseificação a vácuo, metalurgia da panela com agitação eletromagnética e borbulhamento além de adições de desoxidantes, proteção dos jatos de metal líquido durante as operações de vazamento para evitar a ocorrência de reoxidação, utilização de escórias em volume e composição adequados e mais recentemente o uso da metalurgia de distribuidor.

Este trabalho trata da otimização do fluxo de aço no distribuidor do lingotamento contínuo, cuja meta é o decréscimo no nível de inclusões. Esta otimização do fluxo é obtida através do posicionamento de barreiras no distribuidor.

Tendo em vista a importância do distribuidor para a obtenção de aços limpos, com baixo nível de inclusões, estabeleceram-se os seguintes objetivos para o presente trabalho:

- Revisão crítica e atualizada da literatura no que diz respeito à otimização de fluxo de aço no distribuidor do lingotamento contínuo;
- Montagem de modelo físico e testes para diferentes configurações de barreiras;
- Transposição de resultados em modelo físico para escala industrial; e
- Identificação e quantificação de inclusões em escala industrial.

1.4 - DIVISÃO DO TRABALHO

Os capítulos 1, 2 e 3 são parte da revisão bibliográfica; o capítulo 4 descreve materiais e métodos, e os capítulos 5 e 6 apresentam os resultados e discussões.

O capítulo 1 traz o histórico do lingotamento contínuo, mostra a importância do lingotamento contínuo para a siderurgia e localiza o equipamento distribuidor dentro do processo de lingotamento contínuo. Os objetivos do trabalho são também resumidos no capítulo 1. O capítulo 2 cita os principais problemas operacionais e de qualidade do produto do lingotamento contínuo. Descreve as funções exercidas pelo distribuidor. Neste capítulo, há uma lista com dimensões de distribuidores na siderurgia nacional e geometrias de distribuidor possíveis de serem encontradas.

No capítulo 3 são descritos trabalhos sobre modelagens físicas e numéricas, assim como experimentos industriais em distribuidores. São apresentados resultados de modelagens com configurações de barreiras posicionadas em distribuidores de algumas siderúrgicas.

O modelo físico de distribuidor, escala 1:3, é visto no capítulo 4. Neste capítulo encontram-se os critérios de similaridade, calibração da montagem para medidas de concentração de traçador e validação dos dados experimentais.

Oito configurações de barreiras foram escolhidas para simulação. Fotografias dos testes de visualização e curvas DTR⁵ experimentais para essas configurações de barreiras são expostas no capítulo 5.

No capítulo 6 são apresentadas a classificação de tipos de inclusão encontradas e as medidas de oxigênio total ao longo do processo de produção de um aço médio teor de carbono, desoxidado pelo alumínio.

⁵ Distribuição do Tempo de Residência

Capítulo 2

O DISTRIBUIDOR DO LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE AÇOS

2.1 - DIFICULDADES OPERACIONAIS E DE QUALIDADE

O desenvolvimento do lingotamento contínuo na siderurgia conta com mais de quatro décadas, com crescente aumento de produtividade. De acordo com RIDLEY (1991) tem-se procurado trabalhar com máquinas de lingotamento contínuo de tarugos com múltiplos veios, comumente 4 a 6, grandes cargas metálicas por corrida, 80 a 300 t, seqüências de corridas mais longas por distribuidor, 4 a 15, seqüenciamento de diferentes aços com troca rápida de distribuidor melhorando a taxa de utilização do equipamento¹, 80%, e aumento nas velocidades de lingotamento. A velocidade de lingotamento é função da secção do produto, conforme ilustrado na Figura 2.1. Recentes evoluções na concepção do molde têm permitido elevar a velocidade de lingotamento substancialmente, por exemplo no caso de secção quadrada de 150 mm a velocidade pode atingir 4,5 m/min, CONCAST (1996). Projetos recentes descritos pela DANIELI (1996) trazem máquinas de lingotamento contínuo com produtividade acima de 200 t/h (35 t/h por veio). O recorde de sequenciamento de corridas pertence a Georgetown com 310 corridas, BULLARD (1994).

As maiores dificuldades operacionais no lingotamento contínuo são as ocorrências de perfuração e de obstrução de válvula². Esses acidentes forçam a parada do lingotamento para manutenção e causam danos no equipamento industrial. A obstrução é mais comum em lingotamento contínuo de tarugos que em placas, devido aos menores diâmetros de válvula.

A obstrução acontece pela deposição de alumina nas paredes das válvulas. DAWSON (1990) apresentou modelagem de geometrias de válvulas utilizando água e acrílico para mostrar a influência da geometria na ocorrência de obstrução. O autor concluiu que mudanças abruptas na secção da válvula devem ser evitadas, o alinhamento deve ser perfeito e a rugosidade das paredes deve ser minimizada.

¹ taxa de utilização é a razão entre horas em produção sobre tempo total (equipamento em produção e parado)

² em inglês "breakout" e "clogging", respectivamente

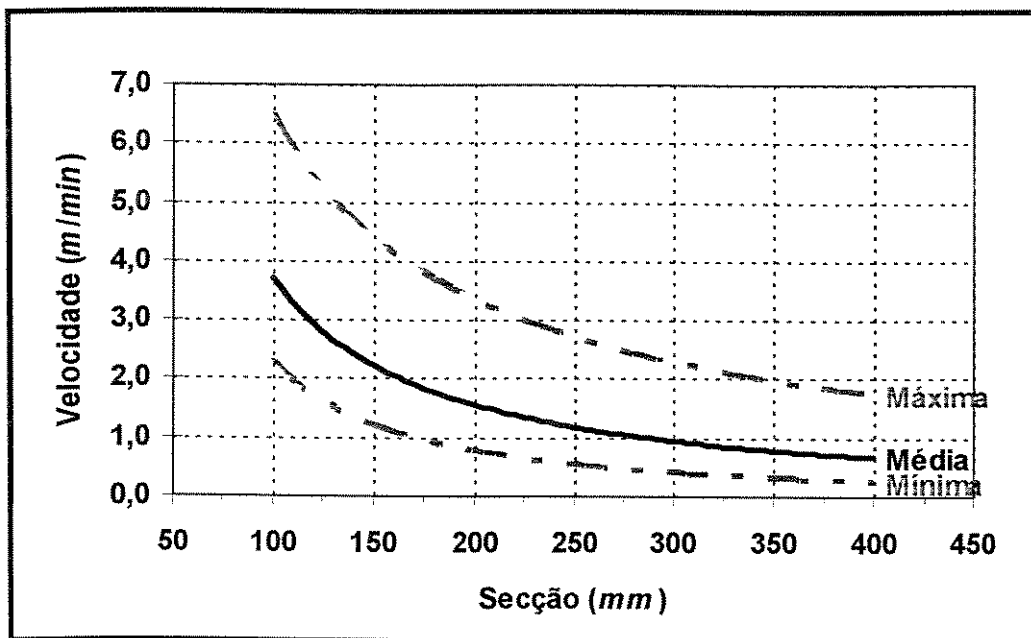


Figura 2.1 - Variação da velocidade de lingotamento em função da seção do produto para lingotamento contínuo de tarugos e blocos.

Outro importante aspecto na operação é o controle do nível de aço no molde. Nesta perspectiva, a utilização de válvula gaveta no distribuidor é preferível ao mecanismo tampão. ENGLEITNER et alii (1991) sugerem a utilização de uma válvula com precisão de controle e alimentação horizontal para eliminação da ocorrência de vórtices e decréscimo na variação de nível, com ganhos para a qualidade superficial do produto e menor nível de inclusões por arraste de escória do distribuidor e molde.

Conforme BRIMACOMBE (1993), os principais problemas de qualidade no tarugo que ocorrem são empeno, romboidade³, riscos mecânicos, trincas superficiais, marcas de oscilação profundas, segregação central, trincas internas e inclusões, Figura 2.2. Comumente, esses problemas são mantidos abaixo de 1%, suas causas são variadas e estão relacionadas ao teor em carbono do aço, velocidade de lingotamento, lubrificação, condições de molde e de resfriamento, além de problemas mecânicos na estrutura da máquina de lingotamento contínuo, como alinhamento e arranhões.

KUMAR et alii (1993) desenvolveram o software CRAC-X com base na correlação de defeitos no tarugo e condições de lingotamento. Assim, tornaram possível a solução ou a previsão de problemas de qualidade. Este pacote tem sido usado na Belgo-Mineira com sucesso, como pode ser visto em FERNANDES et alii (1997).

³ romboidade é um defeito de forma, é a medida da diferença entre as diagonais da seção transversal do tarugo.

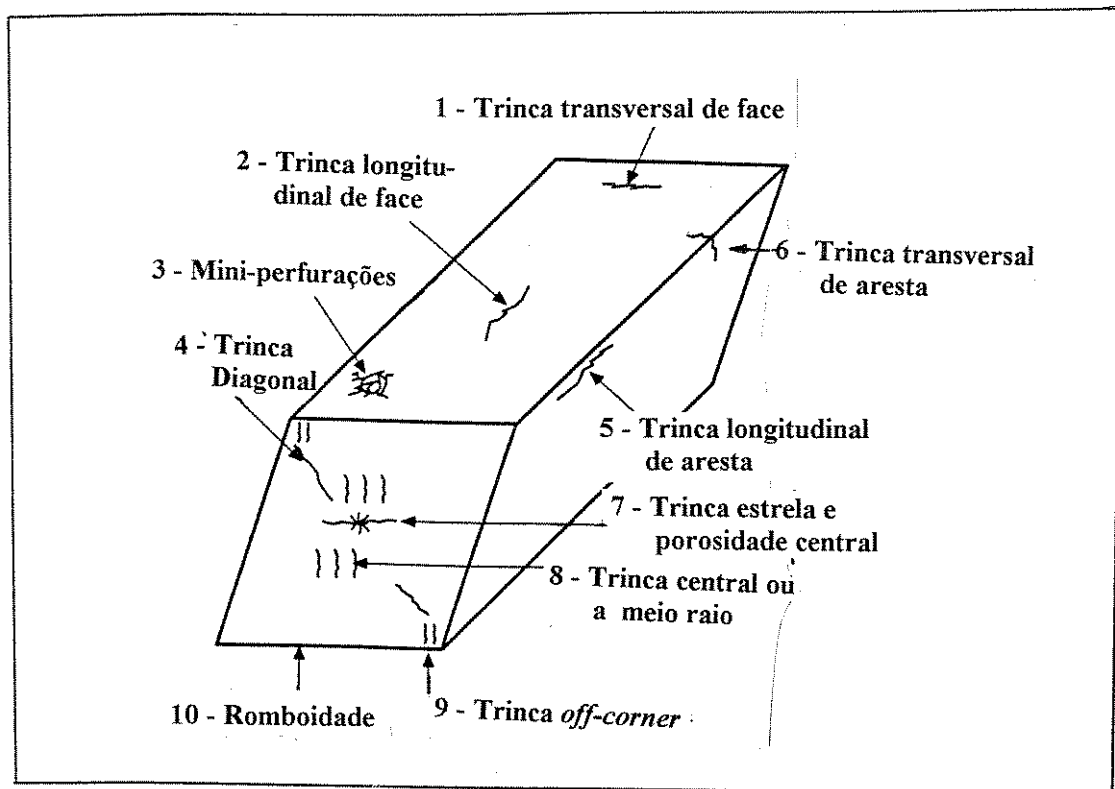


Figura 2.2 - Defeitos possíveis em tarugo produzido em lingotamento contínuo, BRIMACOMBE (1993).

2.2 - PAPEL DO DISTRIBUIDOR

Na medida em que os problemas operacionais, perfuração e obstrução, assim como a maioria dos problemas de qualidade do tarugo, trincas, inclusões, segregação e romboidade, estão intimamente ligados à temperatura do aço líquido, composição química do aço, homogeneidade entre veios e nível de limpeza do aço, e conhecendo que no distribuidor essas características podem ser mantidas e melhoradas, conclui-se que o desenvolvimento da tecnologia de distribuidor tem influência direta no desempenho do lingotamento contínuo.

Inicialmente, a função do distribuidor era servir como reservatório de aço entre o tratamento e a solidificação de modo que a distribuição de aço para os moldes se desse constante e uniformemente enquanto a panela era esvaziada ou trocada. Nos últimos dez anos tem sido reconhecido que o distribuidor desempenha função crítica no controle da qualidade de produtos siderúrgicos. SINGH & KORJA (1993), dentre vários autores afirmam que o distribuidor passou da função básica de servir como um reservatório de aço no lingotamento contínuo para ser considerado um reator metalúrgico, capaz de funções como remoção de inclusões do aço, desoxidação do aço, preparação de ligas e manutenção de homogeneidades térmica e química entre veios, Figura 2.3.

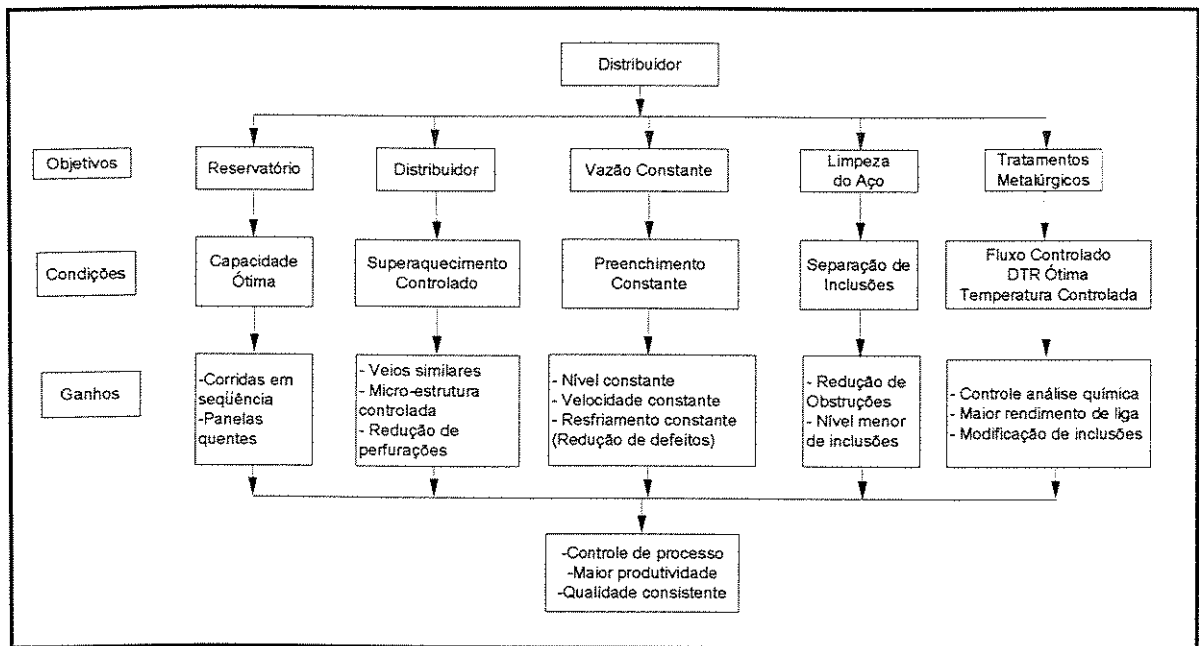


Figura 2.3 - Papel do distribuidor, necessidades técnicas e ganhos de produtividade. SINGH & KORIA (1993).

Para a PREMIER (1995), a tecnologia total de distribuidor compreende controle de fluxo, controle de temperatura e controle químico do aço líquido, Figura 2.4. Para a MUNDIAL (1995), que é fornecedora de tecnologia de injeção de gás inerte pelo fundo do distribuidor, a metalurgia de distribuidor para remoção de inclusões já presentes no aço ou originadas no distribuidor pode ser feita por três métodos: uso de filtros ativos, esponja cerâmica de ativação química ou canais filtrantes, uso de barreiras mecânicas ou uso de injeção de argônio pelo fundo do distribuidor. Os filtros ativos têm sido afastados, porque os experimentos industriais mostram que há uma rápida exaustão do filtro químico ou o preenchimento dos poros dos canais filtrantes. Assim, os filtros não se tornaram uma boa solução para a produção em seqüências longas no lingotamento contínuo. As barreiras mecânicas podem levar a uma fluidodinâmica favorável dando um componente de velocidade direta para cima, onde as inclusões podem ser fixadas pelo uso correto de pó refratário de cobertura, bem como podem levar a aumento do tempo de residência do metal líquido e decréscimo dos volumes de aço estagnado. Para a MUNDIAL (1995), inconvenientes no uso de barreiras podem ser o custo, dificuldade de instalação, quebra ou desgaste gerando inclusões exógenas, criação de vórtices quando o distribuidor tem baixo volume. Ainda segundo esse fornecedor, o sistema ideal para limpeza do aço no distribuidor seria a injeção de argônio pelo fundo do distribuidor, que proporciona a captação de inclusões pequenas,

menores que $30\mu m$, a não geração de inclusões exógenas e a redução no *pick-up*⁴ de nitrogênio e oxigênio.

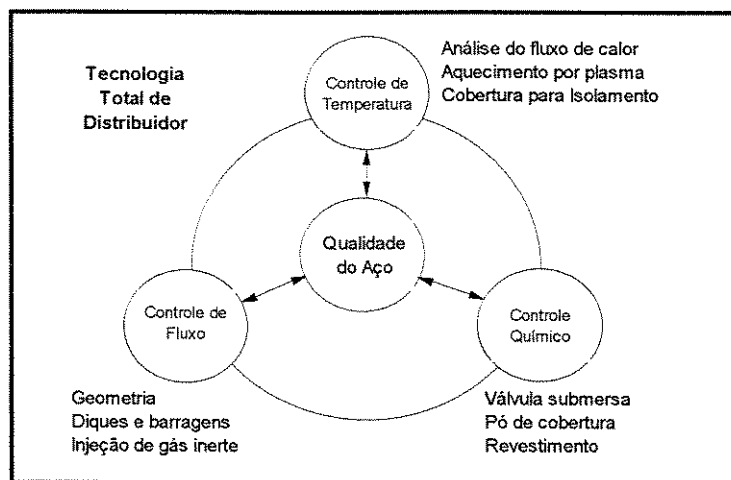


Figura 2.4 - Tecnologia total de distribuidor, PREMIER (1995).

O controle de temperatura no distribuidor durante uma corrida de aço é fundamental para se evitar ocorrência de obstrução por temperatura baixa ou perfuração por temperaturas excessivamente altas. Esse controle torna-se crítico no caso de tempos de lingotamento longos, tais como duas horas ou no lingotamento de aços alto teor de carbono, $>0,70\%C$, com restrição à segregação central. Os meios empregados para manutenção da temperatura, através de minimização das perdas térmicas, são utilização de painéis quentes, cobertura da superfície do aço com palha de arroz, utilização de tampa refratária na panela e, ainda, cobertura no distribuidor pré-aquecido. Tecnologia mais cara e recente é o uso de aquecimento do aço no distribuidor por meio de plasma ou indução, no trabalho de IWATA et alii (1995). O superaquecimento foi mantido em $17 \pm 2^\circ C$. Para o caso de elevados superaquecimentos, por exemplo $40^\circ C$, em algumas usinas se faz o resfriamento pela adição de esferas ou fios metálicos no distribuidor.

Controle da composição química no distribuidor é feito por utilização de pó de cobertura no distribuidor para absorção da Al_2O_3 . No caso de jato protegido utiliza-se válvula submersa, comumente de Al_2O_3 -grafite, evitando a reoxidação do aço. O revestimento do distribuidor é feito em camadas, e a camada de desgaste é usualmente a base de MgO . As barreiras são também básicas. Raro é a adição de ligas no distribuidor, pois essa função é dedicada ao forno

⁴ *pick-up* é a diferença de teor em determinado elemento (C, N, O, S, etc.) no aço líquido e no produto final.

panela que possui agitação eletromagnética intensa e injeção de gás inerte pelo fundo, permitindo as homogeneidades química e térmica.

SZEKELY & ILEGBUSI (1988) descrevem vários fenômenos que ocorrem simultaneamente em um distribuidor, Figura 2.5. A entrada de um fluxo de aço líquido leva a entrada de gases e formação de bolhas que evoluem até a superfície do metal no distribuidor. As inclusões não-metálicas podem ter três comportamentos distintos: uma parte irá aglomerar e flutuará sendo fixada pela escória, outra ficará aderida ao fundo do distribuidor e uma terceira parte será carregada pelo fluxo de metal líquido. Outros fenômenos são a ocorrência de ondas na superfície do metal, vórtices ou depósito de cascos de metal frio solidificado e ainda desgaste e arraste de refratário de revestimento.

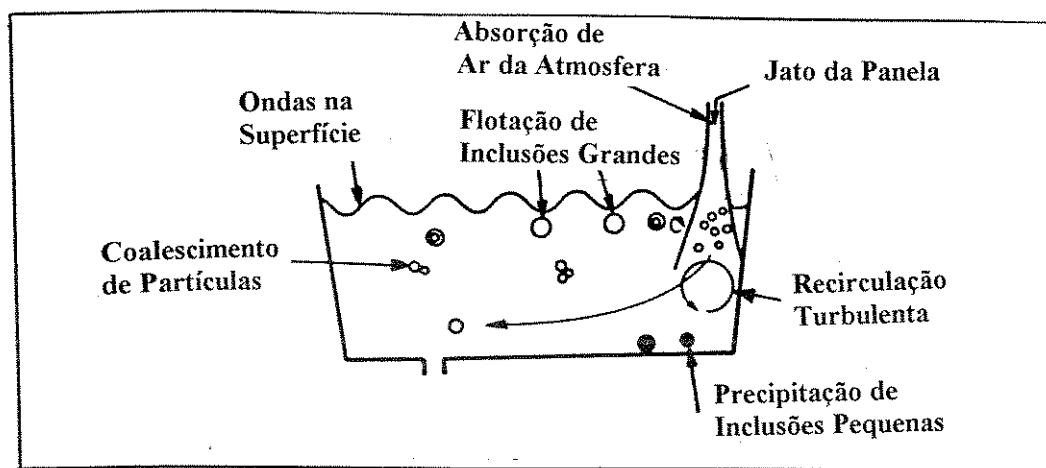


Figura 2.5 - Fenômenos que ocorrem no distribuidor, SZEKELY & ILEGBUSI (1988).

O ciclo de vida do distribuidor compreende as fases de lingotamento, retirada do resto de aço e da escória do distribuidor ao fim de uma sequência, manutenção com a reconstrução do revestimento de desgaste e troca das válvulas gavetas, e pré-aquecimento do distribuidor a temperaturas da ordem de 1200°C . A Figura 2.6 mostra essas quatro fases da vida de um distribuidor. O ciclo pode ser dividido em ciclo normal, que leva no mínimo 8 horas, e em ciclo rápido, que elimina as fases de resfriamento, retirada do revestimento de desgaste e projeção de massa, durando cerca de 40 minutos.

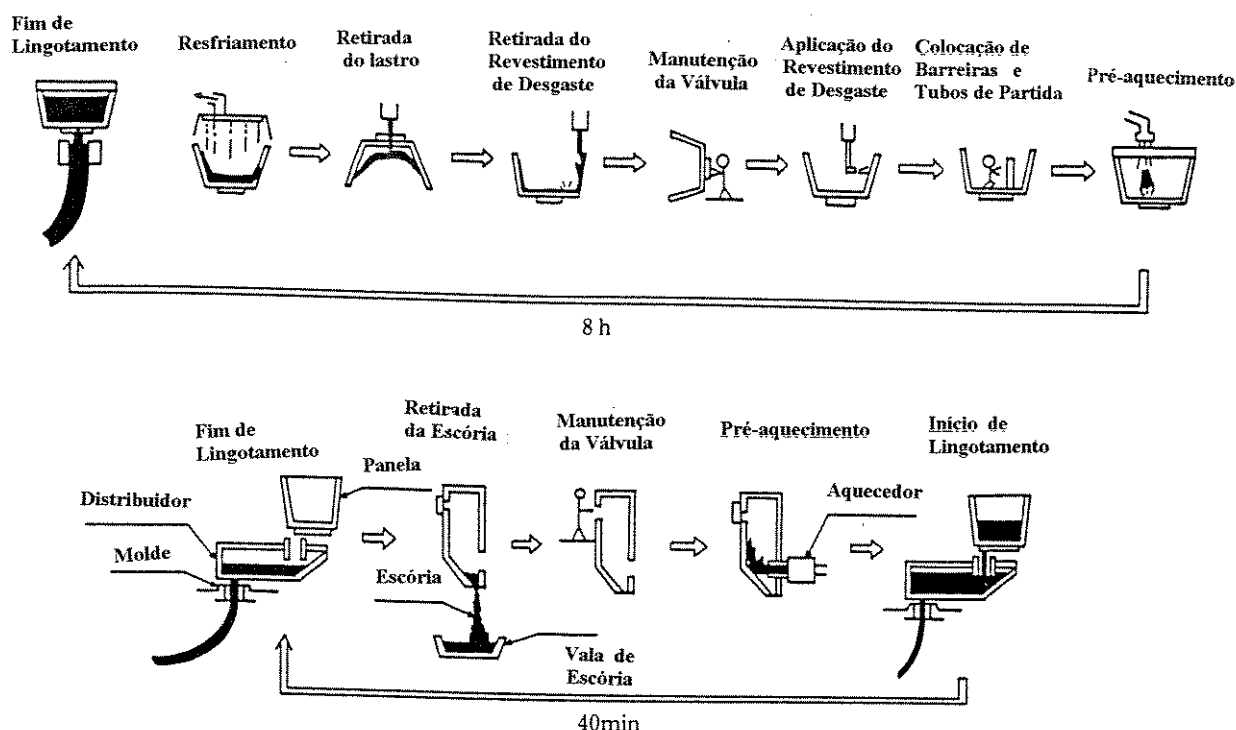


Figura 2.6 - Fases na vida de um distribuidor. EBATO, MATSUO & OHTE (1992).

2.3 - PROJETO DE DISTRIBUIDOR

Devido aos obstáculos operacionais e custos, os trabalhos de otimização do projeto de distribuidores são fundamentados em modelos físicos e mais recentemente, em modelos matemáticos. A otimização do projeto de distribuidores consiste em: confinar a região turbulenta causada pelo jato de entrada, eliminação de zonas mortas, eliminação de circuitos diretos, maximização do tempo de residência do aço no distribuidor, eliminação da ocorrência de vórtices, eliminação da turbulência junto à superfície do metal e manutenção da homogeneidade térmica. Os meios para obtenção dessa otimização são geometria adequada do distribuidor, posicionamento de diques e barragens, emprego de filtros e escolha apropriada de pó de cobertura. De acordo com ROBERTSON (1986), o projeto de distribuidor deve refletir considerações metalúrgicas como a queda de temperatura entre panela e molde e ainda cobrir vazão, número de veios, além de atender restrições impostas pelas instalações de uma usina em particular. Capacidades de distribuidores variam de 5 a 60 t, com vazões de 1 a 10 t/min e números de veios de 1 a 6.

Para confinar a região turbulenta causada pelo jato de entrada são utilizados formatos de distribuidores em T ou Delta com barreiras no bico⁵. No caso de distribuidor retangular com alimentação pelo centro, é colocado um par de barreiras na região central de entrada. SAYLOR & BOLGER (1994), CROWLEY, DAWSON & JARDINE (1995) e mais recentemente DAINTON (1997) sugerem o uso de inibidor de turbulência⁶ para que não haja projeção de aço devido ao choque do jato de entrada com o fundo do distribuidor. O inibidor de turbulência tem também a função de direcionar o fluxo de aço para a superfície do distribuidor.

Levantamento junto a siderúrgicas brasileiras é apresentado na Tabela 2.1, onde nota-se que volumes de distribuidor estão na faixa de 3,5 a 40 toneladas. A determinação do volume do distribuidor é função do produto, se placa ou tarugo, da produção projetada e do número de veios, da secção do produto e da massa de aço por corrida. Um importante aspecto é o número de veios. Quanto maior o número de veios, maior deve ser o distribuidor. A Figura 2.7 ilustra correlações entre volume de distribuidor e volume de panela, assim como entre volume de distribuidor e produção mensal. Observa-se que a produção das usinas de placa é superior àquelas de tarugo. Embora os dados sejam bastante dispersos, uma aproximação seria dizer que o volume de distribuidor está em torno de 1/8 do volume de panela.

Os projetos de distribuidores apresentam desenhos variados, MOMMERTS (1987) e SZEKELY (1988) apresentam desde um simples cocho (retangular), passando pelas formas de T, Delta, formato H, até o formato circular. O número de veios vai de apenas um até seis, sendo comum os distribuidores de dois veios para produção de placas. A Figura 2.8 mostra esquemas das formas de distribuidor. As dimensões na parte superior são sempre maiores que na parte do fundo do distribuidor para facilidade na operação de retirada do cascão de aço deixado ao fim de uma seqüência de lingotamento.

⁵ Conforme esquema mostrado adiante na Figura 2.8.

⁶ Prentur Pad da PREVENTUR ou Turbostop da FOSECO.

Tabela 2.1 - Levantamento de volumes de distribuidor na siderurgia nacional.

Usina	Tipo de Produto	Panela (t)	Nº de MLC*	Nº de Veios	Peso Distribuidor (t)	Produção (mil t/mês)
Acesita	Placa	80	1	1	12	25
Aço Norte	Tarugo	25	1	2	3.5	18
Belgo-Mineira	Tarugo	100	1	6	20	60
BMP	Tarugo	80	1	4	12	50
Cosigua RJ	Tarugo	95	2	5/6	15	80
Cosigua MG	Tarugo	30	1	4	6	20
Cosipa	Placa	150	2	2	12	100
CSN	Placa	220	3	2	30	400
CST	Placa	310	1	2	40	150
Guaíra	Tarugo	75	1	6	7	42
Mannesmann	Tarugo ϕ	70	1	4	17	37
Piratini	Tarugo	50	1	3	12	15
RioGrandense	Tarugo	18	1	2	3	20
USGV	Tarugo	80	1	4	16	22
Usiminas	Placa	180	3	2	23	204

* MLC = Máquinas de Lingotamento Contínuo

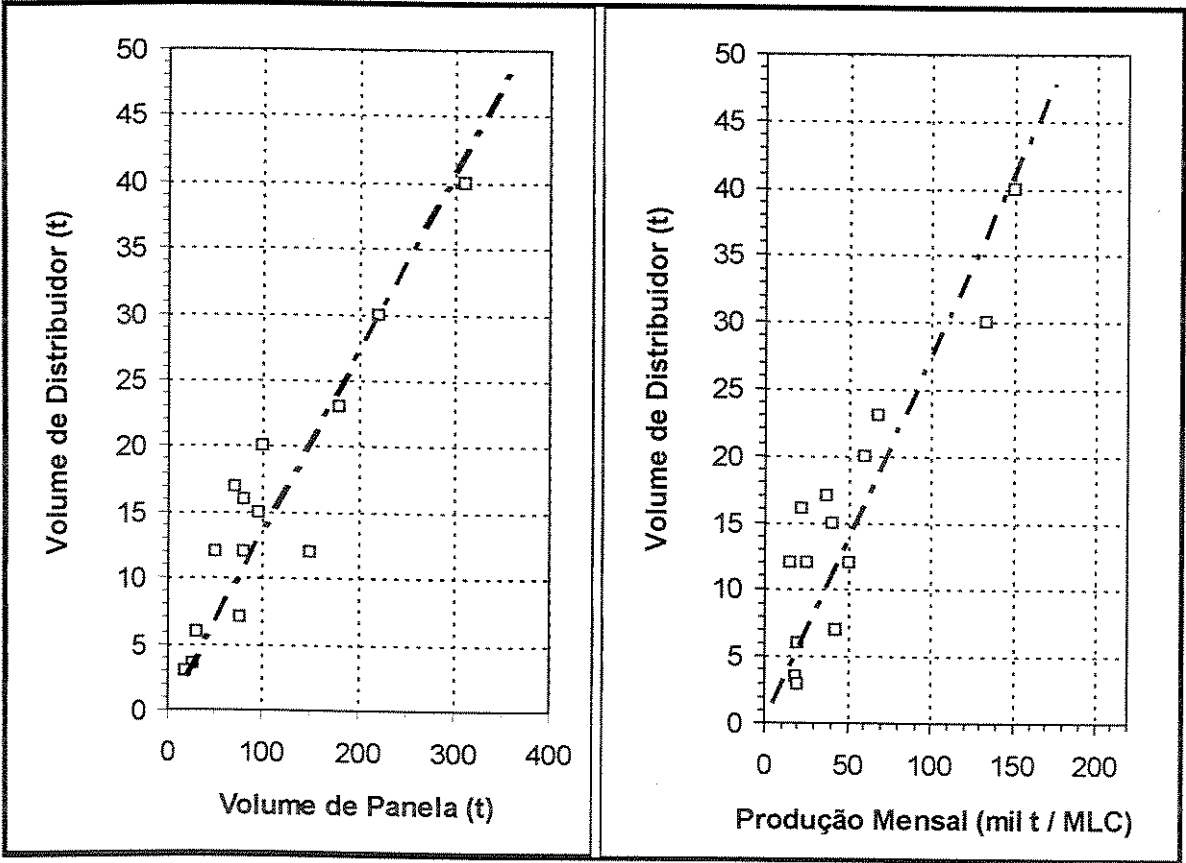
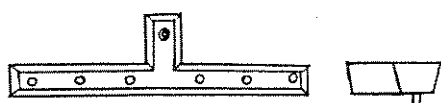
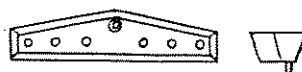


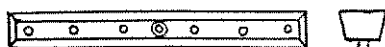
Figura 2.7 - Correlações de volume de distribuidor com volume de panela e volume de distribuidor com produção mensal.



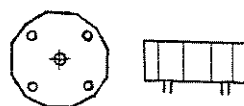
Em T, seis veios.



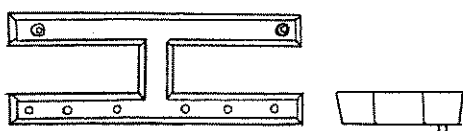
Delta, seis veios.



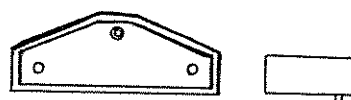
Retangular, seis veios.



Circular, quatro veios.



Em H, duas panelas, seis veios.



Delta, dois veios.



Em V, dois veios.



Retangular, veio único.

Figura 2.8 - Projetos de distribuidores. Adaptação a partir dos trabalhos de MOMMERTS (1987) e SZEKELY (1988).

⊙ Entrada de aço proveniente da panela

○ Veios de saída.

Capítulo 3

SIMULAÇÃO DO ESCOAMENTO DE AÇO NO DISTRIBUIDOR

3.1 - CONSIDERAÇÕES TEÓRICAS

O princípio da modelagem tem origem em equações diferenciais que governam o fluxo fluido associadas a equações de transferência de calor e massa. Considerando o fluxo de um fluido de massa específica e viscosidade constantes, isotérmico, pode-se descrever esse fluxo através das equações 3.1 e 3.2.

Equação da Continuidade ou da conservação de massa de um fluido incompressível¹ :

$$\nabla \cdot \vec{V} = 0 \quad \dots\dots\dots 3.1$$

Equação de Movimento para fluido newtoniano, equação de Navier-Stokes:

Para condição laminar: $\rho \cdot \frac{D\vec{V}}{Dt} = -\nabla P + \mu \nabla^2 \vec{V} + \rho \cdot g \quad \dots\dots\dots 3.2a$

Para condição turbulenta: $\rho \cdot \frac{D\vec{V}}{Dt} = -\nabla P + \nabla(\mu_{ef} \cdot \nabla \vec{V}) + \rho \cdot g \quad \dots\dots\dots 3.2b^2$

A partir da equação de Navier-Stokes, multiplicando os termos por $\left(\frac{L}{\rho \cdot V^2}\right)$ e reorganizando a equação, SZEKELY & ILEGBUSI (1988) chegaram aos seguintes números adimensionais:

Reynolds: $Re = \left(\frac{L \cdot V \cdot \rho}{\mu}\right) \quad \dots\dots\dots 3.3$

Froude: $Fr = \left(\frac{V^2}{g \cdot L}\right) \quad \dots\dots\dots 3.4$

O número de Reynolds, conforme equação 3.3, representa a razão entre forças inerciais e viscosas e o número de Froude, conforme equação 3.4, representa a razão entre forças inercial

¹ Esta equação é ainda conhecida como condição de incompressibilidade. Expressa o fato de que o balanço entre saída e entrada para um dado elemento de volume é nulo a qualquer tempo, KREYSZIG (1993).

² $\mu_{ef} = \mu + \mu_t$ - viscosidade efetiva é igual à viscosidade molecular somada a uma viscosidade hipotética, associada ao fluxo turbulento.

e potencial. O número de Froude será usado para garantir a similaridade na construção do modelo físico utilizado neste trabalho.

A similaridade entre modelo e industrial pode incluir similaridades geométrica, mecânica, térmica ou química. A similaridade mecânica é subdividida em estática, cinemática e dinâmica. No caso de distribuidores, dois sistemas, o industrial e o modelo, são geometricamente similares, se as dimensões chave possuem a mesma razão e o mesmo número de Froude é mantido entre modelo e industrial. Quanto ao número de Reynolds, conforme SINGH & KORIA (1993), é assegurado regime turbulento no modelo, pois a razão 1:1 é muitas vezes inviável para experimentos.

MAZUMDAR et alii (1995) pesquisaram a importância relativa do número de Froude e de Reynolds para a modelagem física de distribuidores. Utilizaram modelos em escala 1:6, 1:3 e 1:1 de distribuidores de 2, 5 e 6 veios, em formatos retangular e delta. Foi demonstrado que o número de Froude é um fator chave para manter a similaridade cinemática entre o distribuidor modelo e o distribuidor em escala 1:1. Foi feita demonstração experimental de que o fluxo é largamente dominado por forças de gravidade e inerciais, sendo as forças viscosas relativamente menos importantes.

Para representação de maiores complexidades existentes na escala industrial, tais como a entrada do fluxo de aço arrastando gases e formando bolhas, o choque e a coalescência de partículas de inclusões, o movimento de ondas na superfície do banho, outros números adimensionais devem ser considerados. A Tabela 3.1 apresenta alguns destes números adimensionais.

Tabela 3.1 - Números adimensionais na modelagem de distribuidor, SZEKELY & ILEGBUSI (1988).

Grupo	Símbolo	Definição	Aplicação
Reynolds	Re	$\rho LV / \mu$	Fluxo fluido
Froude	Fr	V^2 / gL	Vazamento em jato
Froude modificado	Fr _m	$\rho_s V^2 / [(\rho_L - \rho_g)gL]$	Comportamento do sistema líquido/gás
Peclet	Pe	$LV / \alpha, LV / D$	Convecção forçada ou transferência de massa
Weber	We	$\rho LV^2 / \sigma_s$	Formação de bolha, atomização de jatos
Morton	Mo	$g\mu L^4 / \rho L \sigma_s^3$	Velocidade de bolhas em líquidos
Schmidt	Sc	$\mu / \rho \cdot D_s$	Transferência de massa
Prandtl	Pr	$\mu \cdot C_p / k$	Convecção livre ou forçada

3.2 - MODELO FÍSICO

O objetivo da modelagem física é representar um sistema através da troca de materiais a serem manuseados assim como da escala de operação, atingindo condições realísticas de operação e permitindo a execução de medidas a custos moderados. Modelos físicos são projetados de modo que a similaridade entre os dois sistemas seja mantida e que informações importantes possam ser transpostas para a escala industrial.

A água é um bom fluido para modelar o aço líquido, a viscosidade cinemática e as linhas de fluxo são comparáveis. Confrontação de propriedades é apresentada na Tabela 3.2, tabela retirada do trabalho de BRIMACOMBE (1995). Fatores geométricos são postos em escala para assegurar que a razão entre comprimentos dos dois sistemas seja uma constante, enquanto a similaridade dinâmica é mantida assegurando regime turbulento no modelo. SZEKELY & ILEGBUSI (1988) apresentaram números adimensionais para distribuidores de dimensões idênticas para aço a 1600°C e água a temperatura ambiente, tomando como base os valores do sistema com aço, Tabela 3.3, onde os números de Reynolds e Froude são iguais. Para o caso de escala diferente de 1:1, o número de Reynolds também varia. Se for desejo modelar problemas de fluxo no distribuidor tais quais coalescência e flotação de inclusões, entrada de gases e formação de bolhas, transferência de calor e dissolução de ligas, os resultados de modelos físicos devem ser interpretados com muita cautela.

Tabela 3.2 - Comparação entre propriedades do aço e da água, BRIMACOMBE (1995)³.

Propriedade	Unidade	Símbolo	Água a 25°C	Aço a 1600°C
Viscosidade	<i>Pa.s</i>	μ	$1 \cdot 10^{-3}$	$6,4 \cdot 10^{-3}$
Massa específica	<i>kg/m³</i>	ρ	$1 \cdot 10^3$	$7,08 \cdot 10^3$
Viscosidade cinemática	<i>m²/s</i>	ν	$1 \cdot 10^{-6}$	$0,9 \cdot 10^{-6}$
Tensão superficial	<i>J/m²</i>	σ_s	0,728	160

Modelos físicos são construídos em acrílico e utilizam água como fluido. Corantes e resinas são utilizados para visualização do fluxo. Adição de traçador e medidas de condutividade são realizadas para quantificação de resultados. Para similaridade de fluxo, os critérios governantes são dados através dos números adimensionais de Froude (Fr) e de

³ Dados de massa específica de aço e inclusão, de viscosidade e de perda de calor foram listados no Anexo 01.
pág. 19

Reynolds (Re). A similaridade pelo número de Froude é indicada para estudo de padrões de fluxo e de distribuição do tempo de residência (DTR).

Como traçadores são utilizados sais como cloreto de potássio (KCl), hidróxido de potássio (KOH) e cloreto de sódio (NaCl). Como corantes são usados permanganato de potássio (KMnO₄), anilina e azul de metileno. Outros elementos são ainda usados para visualização de fluxo tais como resinas ou fitas plásticas.

Tabela 3.3 - Valores calculados de números adimensionais para distribuidores com aço e modelo em água 1:1, SZEKELY & ILEGBUSI (1988).

Número	Símbolo	Água a 25°C	Aço a 1600°C
Reynolds	Re	1,1	1
Froude	Fr	1,0	1
Weber	We	3,1	1
Morton	Mo	44,0	1
Froude modificado	Fr _m	7,0	1

Para o caso de um distribuidor com fator de escala λ, equação 3.5, pode-se deduzir, a partir do número de Froude, as relações entre áreas, volumes, velocidades, vazões e tempos para o modelo e o equipamento industrial, equações 3.6 a 3.11. Outras equações de correlação de diâmetro, número e massa específica de inclusões entre modelo e industrial foram sugeridas por SAHAI & EMI (1996).

$$Fr_I = Fr_M$$

..... 3.5

$$\lambda = \frac{L_M}{L_I}$$

..... 3.6

$$\lambda^2 = \frac{A_M}{A_I}$$

..... 3.7

$$\lambda^3 = \frac{V_M}{V_I}$$

..... 3.8

$$\lambda^{1/2} = \frac{v_M}{v_I}$$

..... 3.9

$$\lambda^{5/2} = \frac{Q_M}{Q_I}$$

..... 3.10

$$\lambda^{1/2} = \frac{t_M}{t_I}$$

..... 3.11

3.2.1 - CURVA DISTRIBUIÇÃO DO TEMPO DE RESIDÊNCIA (DTR)

O fluxo de aço no distribuidor pode ser visto como consistindo de três volumes: fluxo pistonado, volume morto e mistura total. Para o entendimento do significado desses três volumes é necessário introduzir o conceito de curva Distribuição do Tempo de Residência, curva DTR.

A idéia da utilização da distribuição do tempo de residência em análise de desempenho de reatores químicos foi proposta pela primeira vez por MacMULLIM & WEBER (1935). A distribuição do tempo de residência de um reator é uma característica da mistura que ocorre nesse reator.

Os resultados de estudos em modelo a água em escala, onde curvas de tempo-concentração são obtidas através de injeção em pulso de sal ou tinta, são usados para determinar as quantidades desses três regimes. Um esquema de uma curva DTR é dado na Figura 3.1. Essas curvas DTR são gráficos simples de concentração-tempo em unidades convencionais ou adimensionais.

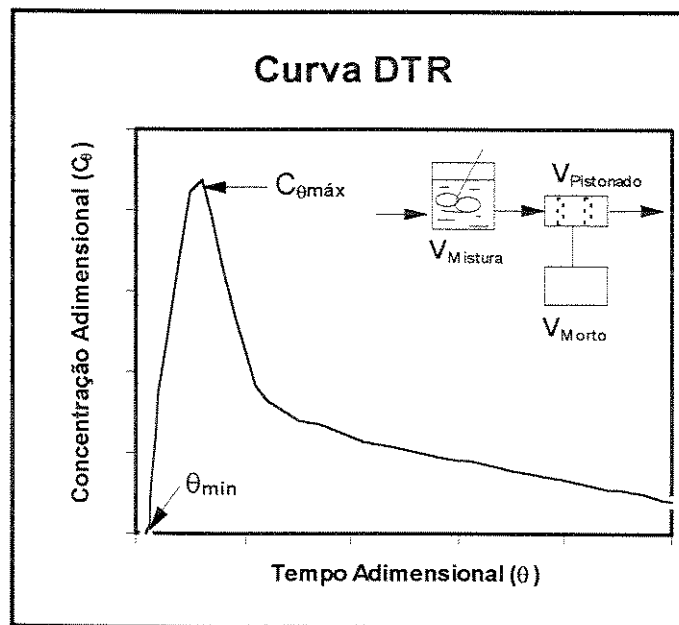


Figura 3.1 - Esquema de Curva Distribuição do Tempo de Residência -DTR- e dos três volumes: pistonado, morto e mistura.

Na curva da Figura 3.1, normalmente é normalizada, ou seja, a área abaixo da curva é unitária. Pode-se associar o valor do tempo adimensional mínimo, θ_{min} , à fração de volume pistonado; a área abaixo da curva, após o valor de duas vezes o tempo de residência médio, é a fração de volume morto; sendo a fração de volume de mistura o complemento para a unidade.

A fração de volume de mistura ainda pode ser correlacionada ao inverso da concentração máxima, $C_{0\text{máx}}$.

LEVENSPIEL (1972) mostrou o uso pertinente da técnica de estímulo e resposta através da curva distribuição do tempo de residência (DTR) para estudo de reatores. De acordo com CHARTERJEE & SAHAI (1992), a DTR é uma representação estatística do tempo gasto por um volume arbitrário do fluido no distribuidor e é obtida por uma perturbação na entrada, com medida na saída da resposta do sistema, ao longo do tempo. O estímulo é a injeção, normalmente em pulso, de traçador no fluido que entra no recipiente, enquanto que a resposta é o registro da concentração de traçador, que deixa o recipiente ao longo do tempo.

VASSILICOS & SINHA (1992) e vários autores, na compilação de publicações sobre metalurgia de distribuidor da IRON AND STEEL SOCIETY (1990), usaram a curva DTR para estudar aspectos da metalurgia no distribuidor. Os problemas abordados incluíram a eficiência na utilização do volume do distribuidor, obtenção de aços limpos, flotação de inclusões não-metálicas, efeitos térmicos, comportamento de fluxos transientes e misturas de aços em sequência.

A função distribuição do tempo de residência, $E(t)$, é definida para um experimento de injeção de sal em pulso, com vazão constante, como sendo:

$$E(t) = \frac{C(t)}{\int_0^\infty C(t).dt} \tag{3.12}$$

Um modo alternativo de interpretar esta função é na forma integral:

$$F(t) = \int_{t_1}^{t_2} E(t).dt = \text{fração de sal que deixa o reator entre os tempos } t_1 \text{ e } t_2. \tag{3.13}$$

Para a saída de todo o traçador, $t_1 = 0$ e $t_2 = \infty$, a área abaixo da curva é unitária:

$$\int_{t=0}^{t=\infty} E(t).dt = 1 \tag{3.14}$$

A curva $F(t)$, forma integral de $E(t)$, pode ser utilizada na previsão dos efeitos de misturas de aços no distribuidor ou na produção de pequenos lotes de aço cuja liga é feita no distribuidor em parte da corrida, conforme trabalho de HE, TRANELL & CAREY (1992).

O tempo de residência médio pode ser dado em função de $E(t)$, como segue:

$$\tau = \frac{\int_0^\infty t.E(t).dt}{\int_0^\infty E(t).dt} = \int_0^\infty t.E(t).dt \tag{3.15}$$

O tempo adimensional, θ , é calculado em função do tempo de residência médio.

$$\theta = t / \tau \quad \dots\dots\dots 3.16$$

$$\theta^* = t / t_{NOMINAL} \quad \dots\dots\dots 3.17$$

A dimensão de $E(t)$ decorrente da definição é tempo^{-1} . Assim, para obtenção da concentração adimensional pode ser feito o produto da função $E(t)$ pelo tempo de residência médio, τ ou $t_{NOMINAL}$. Observa-se que a área sob a curva C_θ vs. θ ou sob a curva C_{θ^*} vs. θ^* permanece igual à unidade.

$$C_\theta = E(t) \cdot \tau \quad \dots\dots\dots 3.18$$

$$C_{\theta^*} = E(t) \cdot t_{NOMINAL} \quad \dots\dots\dots 3.19$$

A fração de volume que pode ser considerada como de fluxo pistonado está relacionada ao tempo mínimo. A fração morta é o volume inútil em cujas áreas cascões podem ser depositados para corridas frias. Este volume morto está relacionado à demora na saída de traçador e é calculado como a área abaixo da curva para um dado tempo, maior que o tempo médio, usualmente para $\theta > 2$. O volume de mistura pode ser relacionado ao pico de concentração máxima ou ao complemento dos volumes morto e pistão.

$$V_{Pistonado} + V_{Morto} + V_{Mistura} = I \quad \dots\dots\dots 3.20$$

$$V_{Mistura} = I - (V_{Pistonado} + V_{Morto}) \quad \dots\dots\dots 3.21$$

$$V_{Pistonado} = \theta_{min} \quad \dots\dots\dots 3.22$$

$$V_{Morto} = \int_{\theta=2}^{\infty} E(t).dt \quad \dots\dots\dots 3.23$$

Uma vez que inclusões só separam do aço na interface, é necessário direcionar o fluxo de metal para a superfície. Entretanto, deve-se ter certeza que a interação de fluxo fluido com a superfície não causa excessiva turbulência, o que poderia resultar no arraste de inclusões da escória líquida. Infelizmente, não há nenhum método simples de determinação do nível aceitável de turbulência. O principal ponto de ocorrência de turbulência é junto ao jato de entrada, sendo indicado o isolamento desta região.

O posicionamento correto de barragens e diques causa variações nas proporções de fluxo pistonado, morto e mistura, além de evitar os circuitos diretos e conter regiões de turbulência na superfície.

O nível para o qual vórtices iniciam em um distribuidor varia com o diâmetro de saída, se a condição é estacionária ou não-estacionária, e ainda se o distribuidor está sendo preenchido ou esgotado. Para o enchimento do distribuidor, o nível é maior que durante o dreno.

FOGLER (1995) mostra que a concentração de traçador na saída pode ser dada em função do número de Peclet, equações 3.24 e 3.25. O número de Peclet fornece uma idéia do nível de dispersão. Quanto maior o número de Peclet tanto menor é a dispersão no reator, Figura 3.2.

$$Pe = \frac{U \cdot L}{Da} = \frac{\text{taxa de transporte por convecção}}{\text{taxa de transporte por difusão ou dispersão}} \dots\dots\dots 3.24$$

$$C_{\theta} = \frac{I}{2\sqrt{\rho \cdot \theta^3 / Pe}} \cdot \exp\left[\frac{(1-\theta)^2}{4 \cdot \theta / Pe}\right] \dots\dots\dots 3.25^4$$

ROBERTSON & PERKINS (1986) construíram modelos físicos 1:4 e 1:6 de distribuidores industriais para medidas dos tempos de residência por veio, Figura 3.3. Com base nesses tempos de residência, calcularam a queda de temperatura por veio e propuseram configurações otimizadas para plantas industriais, Figuras 3.4.

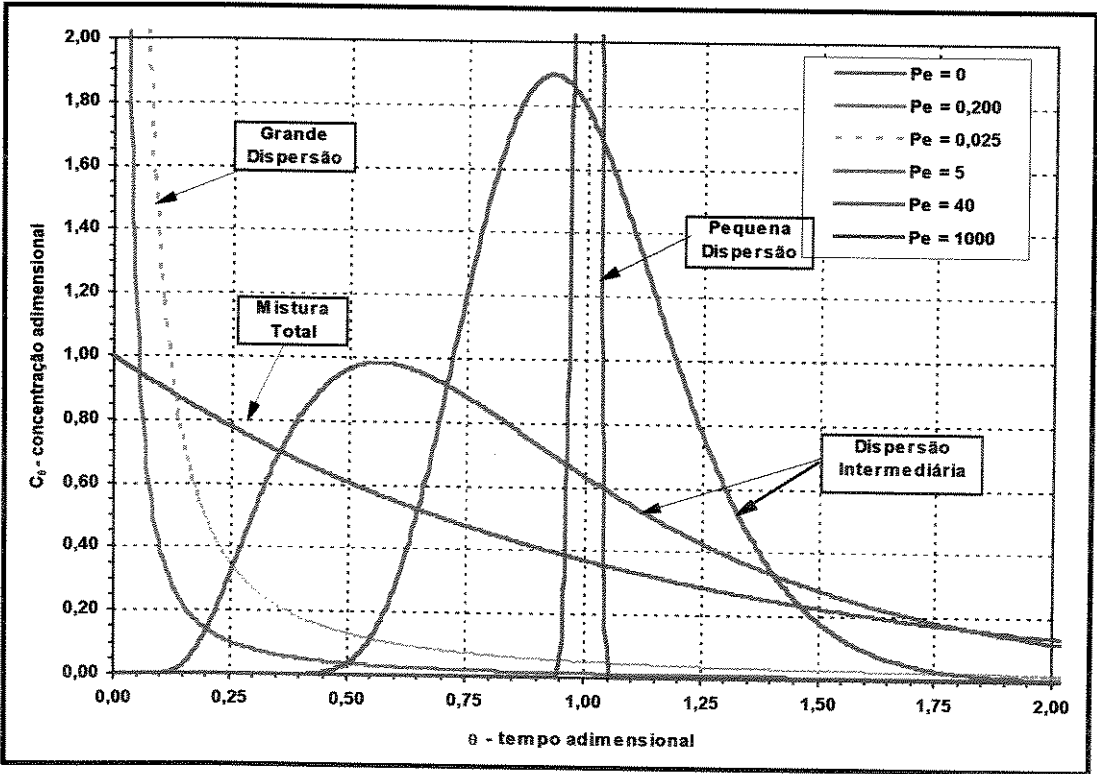
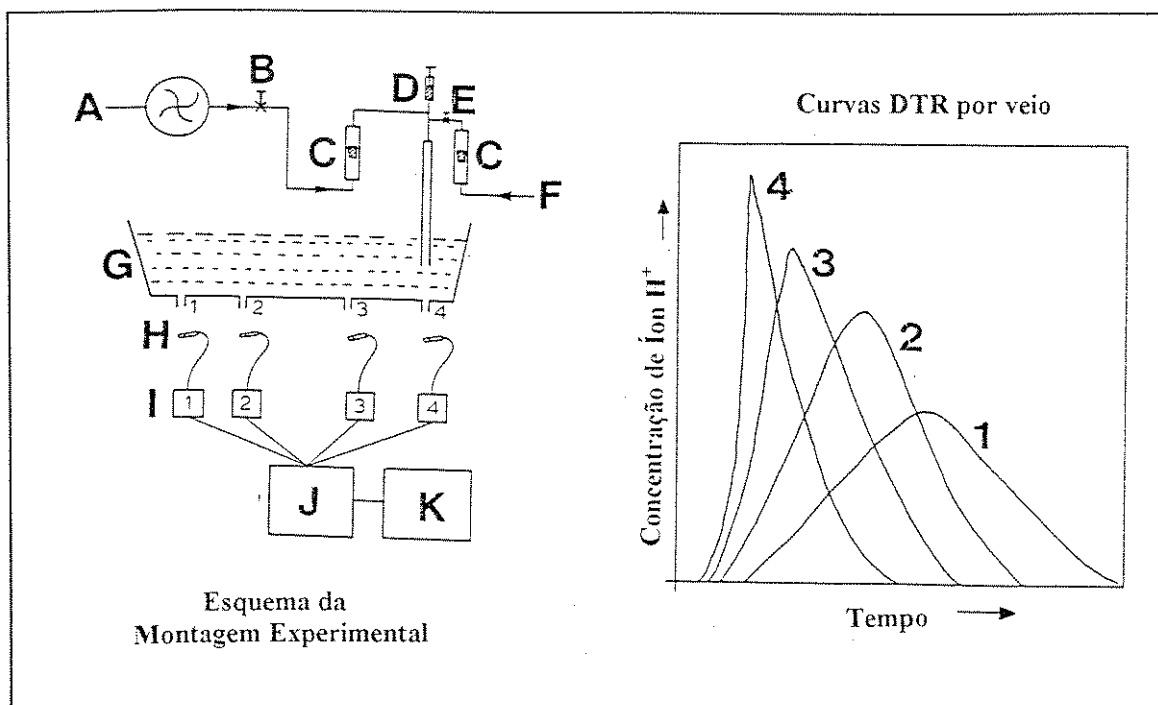


Figura 3.2 - Efeito da dispersão do efluente sobre a concentração de traçador. Adaptado a partir do trabalho de FOGLER (1995).

⁴ Esta equação é, às vezes, encontrada com erro ortográfico, onde o primeiro teta não está ao cubo. pág. 24



A- água deionizada, B- válvula de controle, C- medidor de fluxo, D- traçador HCl, E- válvula de controle, F- ar comprimido, G- distribuidor, H- sondas de pH, I- medidores de pH, J- sistema de aquisição de dados, K- computador e impressora.

Figura 3.3 - Diagrama esquemático de montagem experimental com esquema de curva DTR por veio, ROBERTSON & PERKINS (1986).

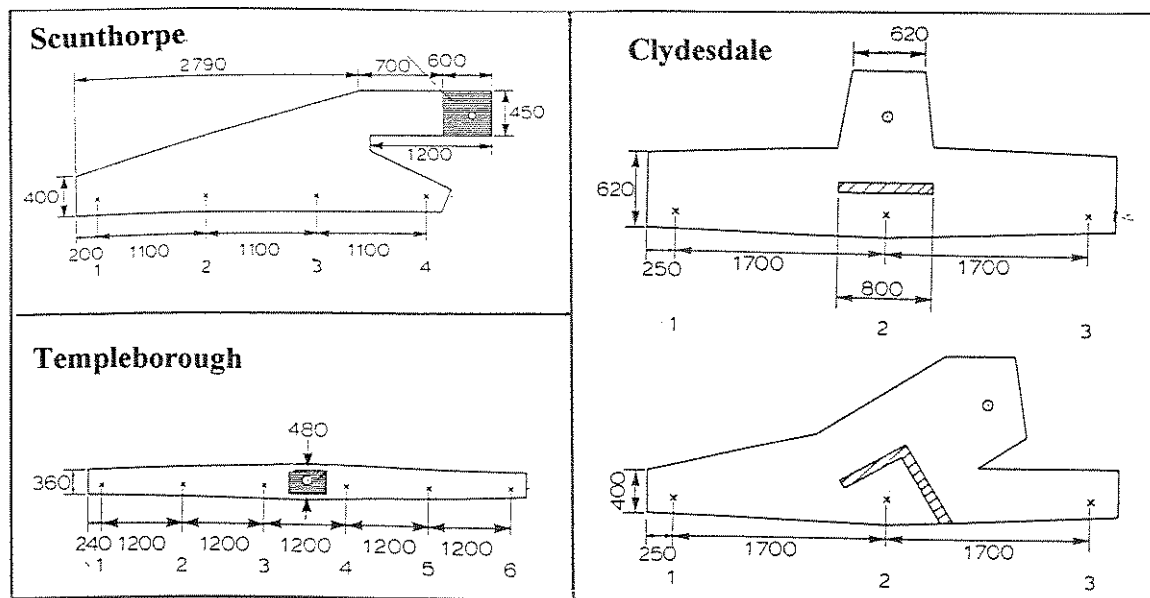


Figura 3.4 - Configurações otimizadas de distribuidores industriais, aciarias de Scunthorpe, Templeborough e Clydesdale, ROBERTSON & PERKINS (1986). Medidas em mm.

SAHAI & EMI (1996) apresentaram modelo combinado que considera a vazão através das regiões de volume morto. Afirmaram que o cálculo do volume morto pela área sob a curva Concentração vs. Tempo para o tempo adimensional maior que 2 é incorreto. Chegaram a resultados que aumentaram a fração de volume morto em relação a dados de literatura.

Para a otimização de fluxo de aço em distribuidor, os seguintes critérios foram considerados por BRIMACOMBE (1995) a partir de resultados em modelos físicos:

- 1 - Maximizar tempo de residência;
- 2 - Minimizar volume morto;
- 3 - Minimizar turbulência na interface metal-escória;
- 4 - Maximizar regiões de mistura;
- 5 - Eliminar vórtices devido a baixo nível de fluido;
- 6 - Eliminar circuitos diretos.

3.2.2 - RESULTADOS DE MODELOS FÍSICOS

MOMERTZ, REINECKE, RÖDL & SUCKER (1987) mediram o tempo de residência mínimo para diferentes configurações de barreiras colocadas no bico de um distribuidor em T com 6 veios, e concluíram que maiores tempos de residência e, portanto a configuração mais indicada, seria para a configuração D da Figura 3.5.

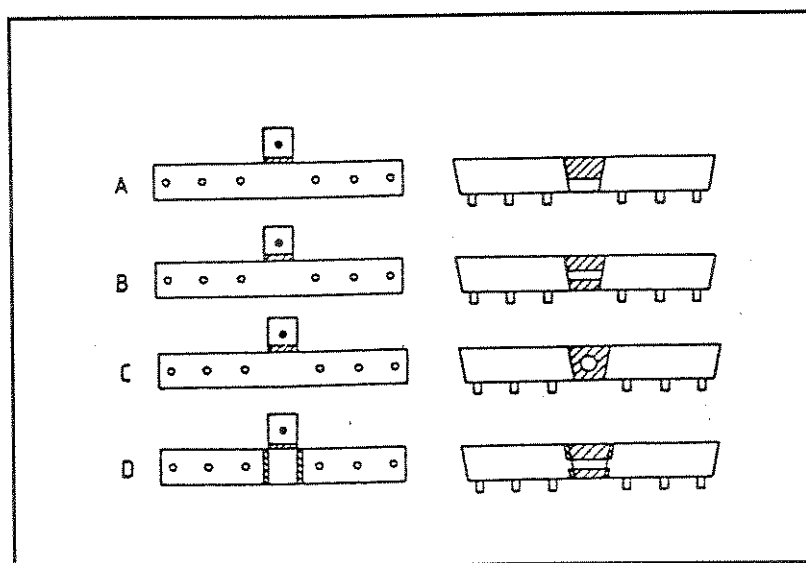


Figura 3.5 - Esquemas de barreiras no bico de distribuidor T, 6 veios, segundo MOMERTZ et alii (1987).

Enquanto os trabalhos com base em curvas DTR são comuns, raros são os trabalhos de modelagem direta do comportamento das inclusões. Uma dessas propostas foi realizada por NAKAJIMA et alii (1986) onde apresenta um método para contagem de inclusões por medidas elétricas⁵. Estes autores utilizaram microesferas de vidro e água em modelos 1:1 e 1:5,3 dos distribuidores da Stelco Inc. Lake Works e da McGill. Chegaram a uma relação exponencial entre a fração retirada de inclusões do banho ($N_{saída}/N_{entrada}$) e a velocidade de ascensão dessas partículas (V_s), sendo que a velocidade de ascensão, calculada a partir da lei de Stokes, é função do diâmetro da partícula (ϕ) e da diferença de massa específica entre as duas fases microesfera e água (inclusão e aço) ($\Delta\rho$), conforme as equações 3.26 e 3.27. Nessas equações, λ corresponde a fatores de escala 1,00 e 0,19, k_p é uma constante empírica, g é a aceleração da gravidade e μ a viscosidade molecular (0,0068Pa.s para o aço a 1600°C).

$$\frac{N_{saída}}{N_{entrada}} = \exp \left(-k_p \cdot \lambda^{0.5} \cdot V_s \right) \qquad \qquad \qquad 3.26$$

$$V_s = \frac{\Delta\rho \cdot g \cdot \phi^2}{18 \cdot \mu} \qquad \qquad \qquad 3.27$$

GOVINDARAJAN, DUTTA & CHATTERJEE (1990) utilizaram modelagem física 5:3 do distribuidor retangular 6 veios da Tata Steel , Índia, para otimização de posicionamento de barreiras. A configuração ótima é dada na Figura 3.6, onde foram apresentadas frações de volume morto, pistonado e mistura⁶. Vórtices aconteceram durante o dreno a partir de 200mm de altura. Os parâmetros limites estabelecidos para o lingotamento de aço baixo teor de carbono (0,14 a 0,17%C) foram velocidade de 2,5 a 3,3m/min e temperatura de 1550 a 1575°C (superaquecimento de 30 a 50°C).

HINTIKKA & KONTTINEN (1991) estudaram o distribuidor de 20 t com 1 veio de 1,5 t/min da Raahe Steel Works de Rautaruukki, Finlândia. A configuração otimizada com um dique e uma barragem é apresentada na Figura 3.7. A formulação utilizada na análise das curvas DTR, equações 3.28 a 3.32, é distinta das apresentadas nas equações 3.20 a 3.23.

$$V_{Pistonado} + V_{Morto} + V_{Mistura} = I \qquad \qquad \qquad 3.28$$

$$V_{Mistura} = I - (V_{Pistonado} + V_{Morto}) \qquad \qquad \qquad 3.29$$

$$V_{pistonado} = (\theta_{Minimo} + \theta_{Pico}) / 2 \qquad \qquad \qquad 3.30$$

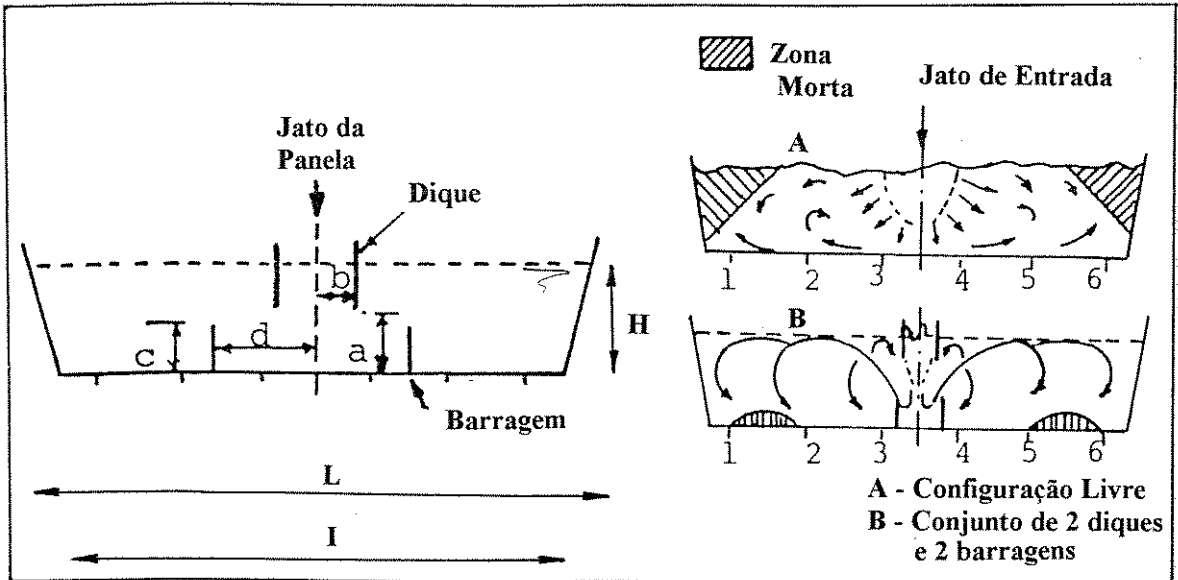
$$V_{Morto} = I - \theta_{Médio} \qquad \qquad \qquad 3.31$$

⁵ Método E.S.Z., “Electric Sensing Zone”.
⁶ Não é apresentado se estes volumes são para o distribuidor em geral ou para algum veio em específico.

pág. 27

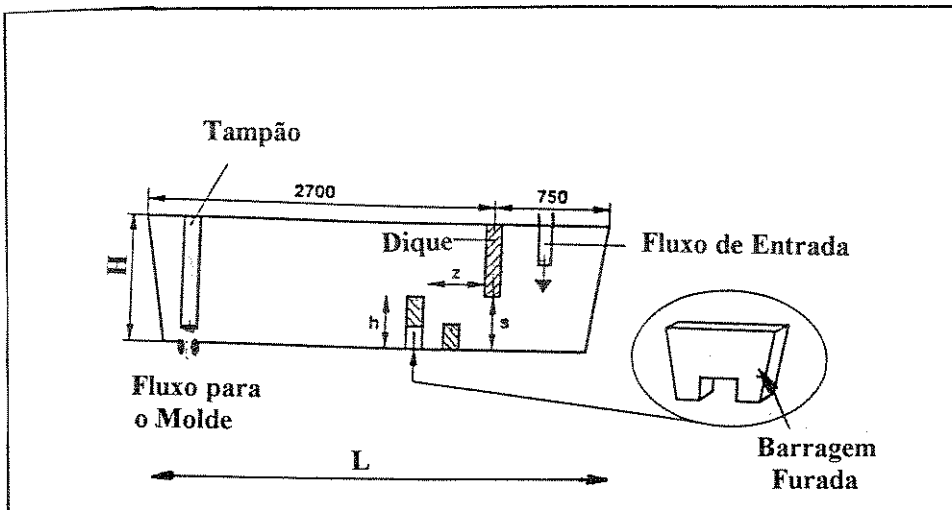
$$\theta_{\text{Médio}} = \frac{\sum(C_{\theta} \cdot \theta)}{\sum C_{\theta}}$$

3.32



a-190, b-120, c-195, d-230, l-5690, L-5910, H-480mm, 15t/h. $V_{\text{Morto}} = 7\%$, $V_{\text{Pistonado}} = 43\%$ e $V_{\text{Mistura}} = 50\%$.

Figura 3.6 - Configuração ótima de barreiras para distribuidor retangular, 6 veios, Tata Steel, Índia, segundo GOVINDARAJAN, DUTTA & CHATTERJEE (1990).



$Z=500$, $h=500$, $s=300$, $L=3452$, $W=1100$, $H=1100\text{mm}$

Figura 3.7 - Configuração otimizada para distribuidor 1 veio, Raahé Steel, Finlândia, HINTIKKA & KONTINEN (1991).

Q. L. HE et alii (1991) empregaram modelagem física no distribuidor da BHP Steel, Whyalla, Austrália, para estudo de outros fatores na distribuição do tempo de residência que não o uso de barreiras. Utilizaram como critério de escolha a maximização do tempo de residência mínimo e o aumento no grau de uniformidade entre veios. O trabalho destaca a importância das condições do fluxo de entrada tais quais o projeto e operação do tubo longo entre panela e distribuidor, a altura entre panela e distribuidor e o uso ou não de válvula gaveta. Sobre a utilização da técnica de injeção de gás inerte pelo fundo do distribuidor, concluíram que ela melhora o padrão do fluxo de aço.

Na USIMINAS, ANDRADE, SANTOS & RIBEIRO (1993) foram os primeiros no Brasil a construir modelo físico de distribuidor. Desenvolveram experimentos em modelo 1:3 com 2 veios, e realizaram confirmação em planta industrial de melhor configuração de barreiras. A montagem experimental é reproduzida na Figura 3.8. Utilizou-se como traçador uma solução de 300mg/ml de NaCl, as medidas de condutividade foram feitas por sensor de fabricação própria, e testes de visualização foram realizados com partículas de cânfora. Variações nas posições e alturas das barreiras no modelo levaram a alterações de 13 a 17% no volume pistonado. Em escala industrial, foi utilizado o método Yawata de contagem de inclusões em amostras na entrada do distribuidor e no produto, consideradas as inclusões de alumina maiores que $20\mu m$. A configuração após otimização implantada na USIMINAS é dada na Figura 3.9. Como ilustrado na Figura 3.10, os melhores resultados foram atingidos para a configuração de 4 barragens na condição C. Para permitir o escoamento do aço, preferencialmente ao de escória durante a troca de panela e no final de lingotamento, passou-se a utilizar as duas barragens furadas. Foram acompanhados índices de controle de qualidade por ultra-som e defeitos no produto.

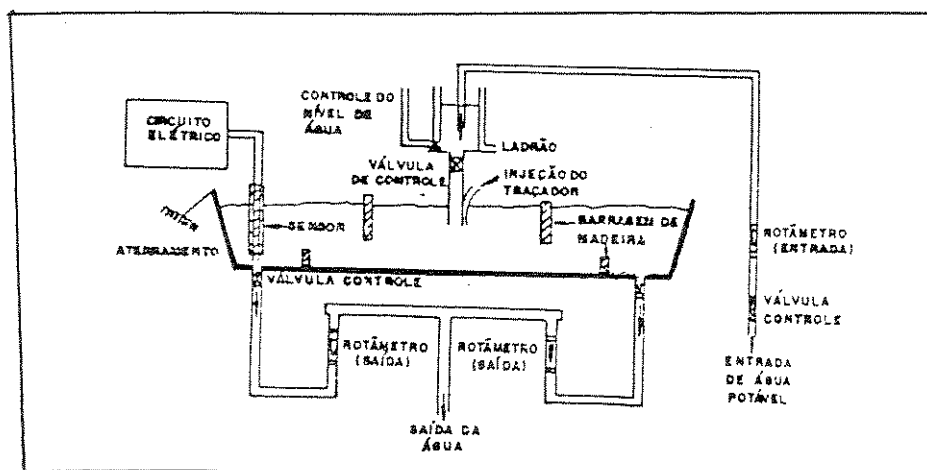


Figura 3.8 - Montagem experimental para distribuidor dois veios da USIMINAS, ANDRADE, SANTOS & RIBEIRO (1993).

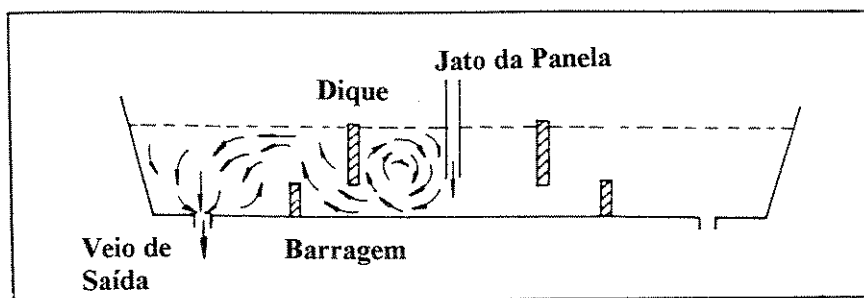


Figura 3.9 - Configuração otimizada de barreiras para o distribuidor da USIMINAS, ANDRADE, SANTOS & RIBEIRO (1993).

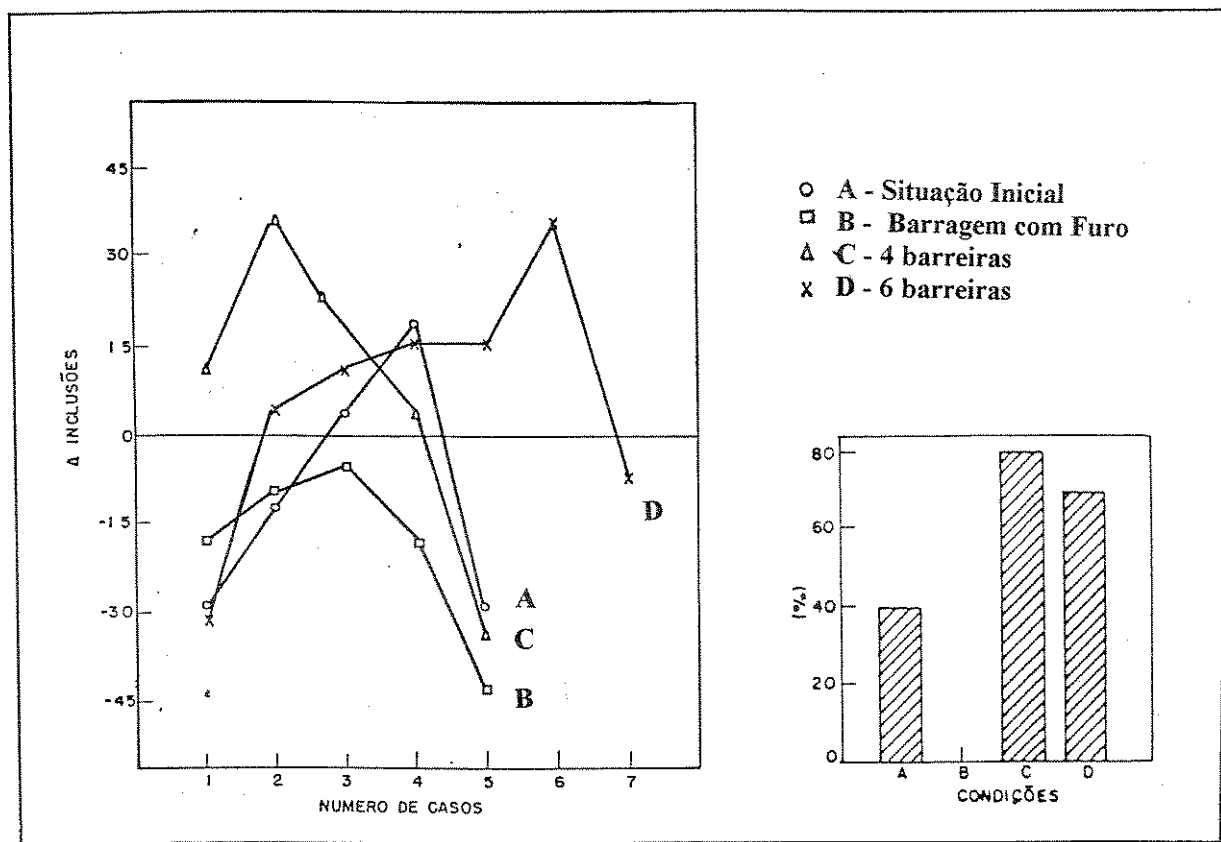


Figura 3.10 - Resultado da contagem de inclusões em placas para quatro configurações de barreiras para distribuidor dois veios da USIMINAS, adaptado do trabalho de ANDRADE, SANTOS & RIBEIRO (1993).

Na Companhia Siderúrgica Nacional, CSN, Furtado et alii (1994), através de visualização e curvas DTR em modelo 1:3 detalhado na Figura 3.11, observaram que as melhores condições para flotação das inclusões se encontram na região de saída, devido ao fluxo de baixa intensidade junto à superfície. Na região de entrada do distribuidor, a intensa recirculação observada nas duas configurações pode provocar a coalescência das inclusões. Entretanto, na presença de escória, essa turbulência favorece a reoxidação. A configuração de barragens e diques apresentou resultados superiores ao uso de barragem com multifuros, evidenciados pela maior fração de fluxo pistonado e pela ausência de circuito direto.

FURTADO, MELLO & AZEVEDO (1995) ressaltaram a falta de consenso na literatura sobre a melhor forma de se avaliar quantitativamente a eficiência dos modificadores de fluxo, barreiras, por meio de simulações experimentais e numéricas. Diques e barragens aumentaram a fração de fluxo pistonado e reduziram a agitação no distribuidor. Três configurações de barreiras foram indicadas como as de melhor resultado: Figura 3.12: A- maior fração de fluxo pistonado; B- Maior agitação; e C- maior tempo para aparecimento do pico de concentração máxima.

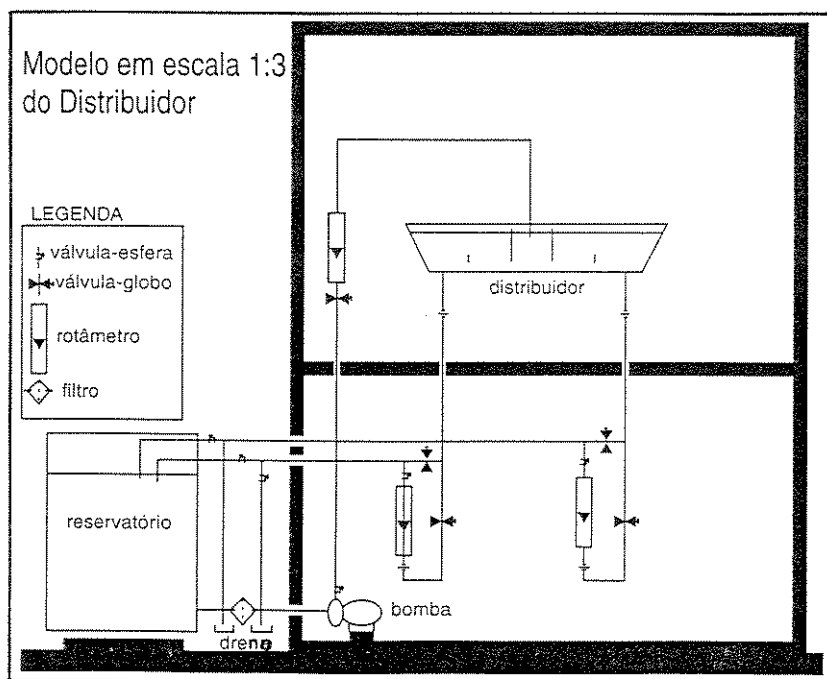
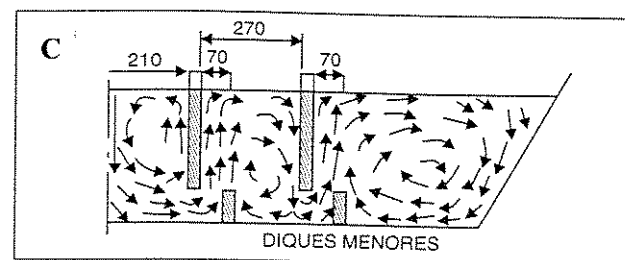
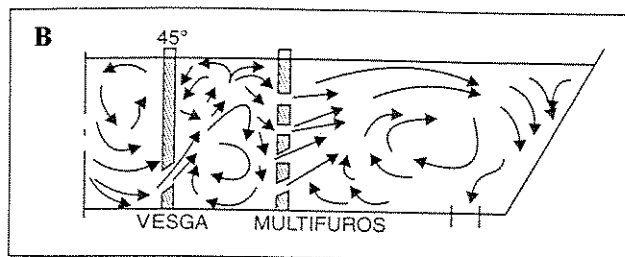
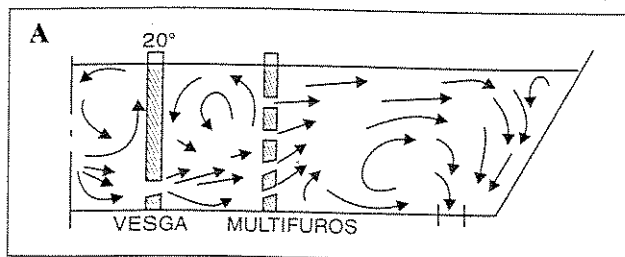


Figura 3.11 - Modelo de distribuidor dois veios da CSN, FURTADO et alii (1994).



	Configurações		
	A	B	C
tempo de residência médio (s)	126	128	129
tempo de residência mínimo (s)	14	13	27
tempo de residência para pico de composição máximo (s)	77	86	83
% Volume Morto	12,3	11,0	10,0
% Volume Pistonado	9,7	9,0	19,0
Variância (s^2)	5368	5042	4122

Figura 3.12 - Configurações de barreiras de melhores resultados para modelo de distribuidor dois veios da CSN, FURTADO, MELLO & AZEVEDO (1995).

SINGH & KORIA (1993), através de uma série de fotos, mostraram a influência do uso de barreiras em distribuidor com uma saída. Estudaram a influência da distância da entrada e da altura de barreiras. Mostraram que a presença de pico duplo nas curvas DTR indica a existência de circuito direto. Análises estatísticas demonstraram que tempos de residência independem do fator de escala, de 1:6 a 1:1.

O distribuidor 6 veios da Tata Steel, Índia, foi estudado por CHATTERJEE & AJMANI (1994). Os problemas operacionais encontrados foram formação de cascões nas extremidades do distribuidor resultando em perda de produtividade e excessiva irregularidade nos jatos dos dois veios do centro e perfurações. A Figura 3.13 apresenta as configurações estudadas. A configuração B foi adotada como a melhor. Abaixo da altura de metal de 120mm (200mm no industrial) foi observada a formação de vórtices. Estudos com base nas curvas DTR, mostraram alterações nos volumes da configuração livre (40% pistonado, 43% mistura, 17% morto) para a configuração otimizada com um par de diques e barragens (43% pistonado, 50% mistura, 7% morto). Observações industriais mostraram a melhoria da macroestrutura dos tarugos em termos de porosidade central, bolhas subcutâneas, trincas e nível de inclusões.

Após o trabalho, houve alteração da geometria do distribuidor 6 veios da Tata Steel de retangular para delta.

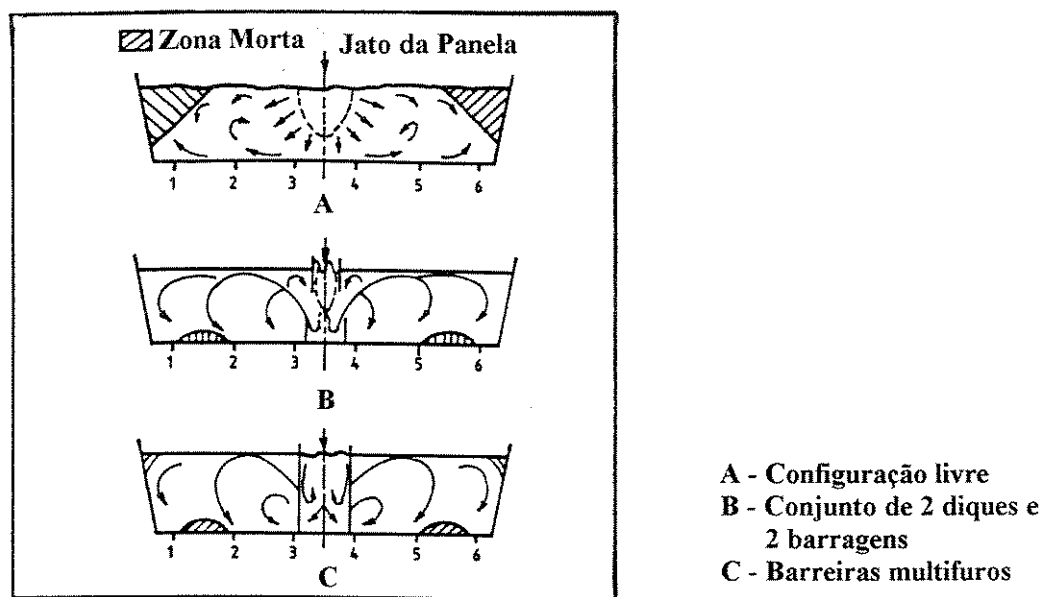


Figura 3.13 - Configurações estudadas de distribuidor 6 veios da Tata Steel, Índia, por CHATTERJEE & AJMANI (1994).

GODIWALLA, SINHA & SIVARAMAKRISHNAN (1994) simularam, em distribuidor 70 litros, 4 veios, problemas operacionais como interrupção de fluxo da panela, inversões térmicas devido à falta de isolamento em panela e agitação pneumática próxima à parede do distribuidor. A utilização de injeção de gás inerte pelo fundo pode levar à eliminação de zonas mortas, aumento da mistura e dispersão, homogeneidade de temperatura e composição. Em seus estudos incorporaram um número de dispersão adimensional, VDN , que apresentou valores da ordem de 11 a 15%, correspondendo a Pe de 6,5 a 9,0.

$$VDN = \frac{1}{Pe} \dots\dots\dots 3.33$$

onde:

VDN - número adimensional de dispersão; e
 Pe - número de Peclet.

JORGE MADIAS et alii (1994), na SIDERAR, Argentina, empregaram visualização em modelo físico para definição de posicionamento e altura de barreiras, determinação de nível mínimo na troca de panela, profundidade de imersão do tubo longo e velocidade de

lingotamento, assim como critérios de aprovação e recusa de produto em relação às condições operacionais de lingotamento.

DORRICOT, HEASLIP & HOAGLAND (1990) estudaram distribuidores 4 e 6 veios, com formatos retangular, em V, em T e delta. Determinaram que o melhor desempenho foi do distribuidor delta com barreiras multifuros, pela eliminação de contaminação por escória da panela, aumento na uniformidade do fluxo, aumento no tempo de residência e eliminação de zonas mortas, Figura 3.14.

K. vo THANH & M. RIGAUD (1986) consideraram no projeto de distribuidores quatro caixas de processo, discriminadas na Figura 3.15. Uma primeira caixa para o jato de entrada que é o lugar favorável para adição de ligas devido à mistura causada pela turbulência e separação do corpo do distribuidor. A caixa de orientação do fluxo, forçando o fluxo de baixo para cima devido à diferença de nível, age como barreira para produtos de desoxidação e reoxidação e eliminação de volume morto no distribuidor. A caixa de flotação, onde há a menor profundidade de metal e fluxo pistonado e a camada de escória, é menos perturbada. Por último, a caixa anti-vórtices, que está a uma profundidade maior que a caixa de flotação, evita turbulência mesmo para o caso de dreno completo da caixa de flotação.

HE, O'KANE & MEDINA (1980) mostraram que o uso de boca de sino no tubo longo de entrada aumenta o tempo mínimo de residência, e leva a um fluxo mais pela superfície que pelo fundo do distribuidor, sendo que a influência foi minimizada quando empregada barreira multi-furos, Figura 3.16.

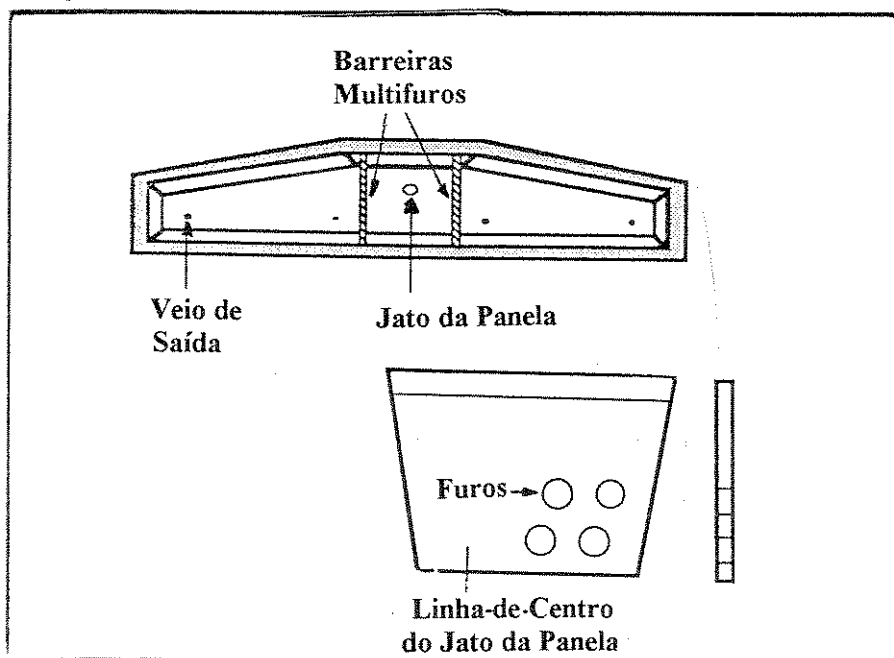


Figura 3.14 - Formato de melhor desempenho, distribuidor em delta, DORRICOT, HEASLIP & HOAGLAND (1990).

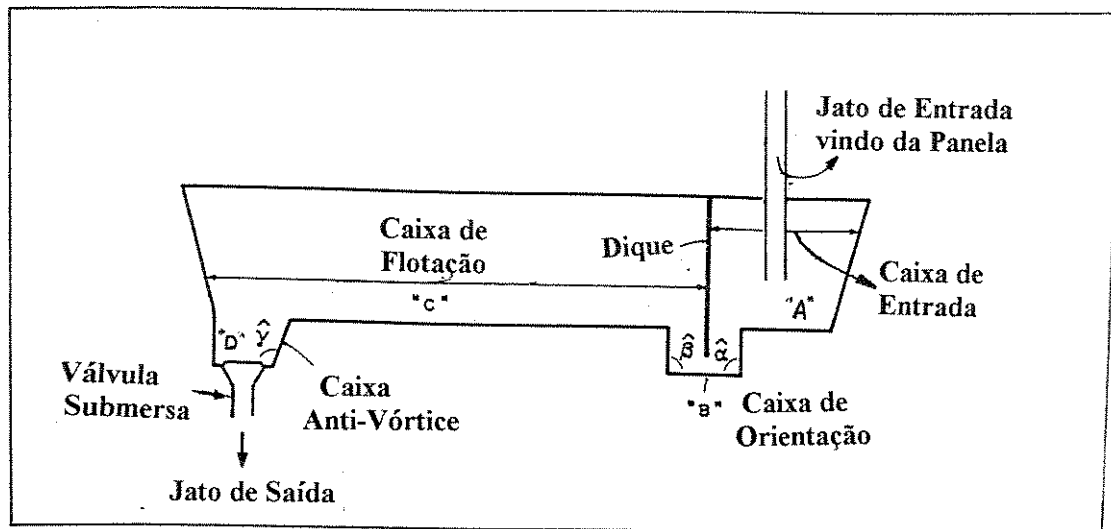


Figura 3.15 - Projeto de distribuidor com quatro unidades de processo. Adaptação do trabalho de K. vo THANH & M. RIGAUD (1986).

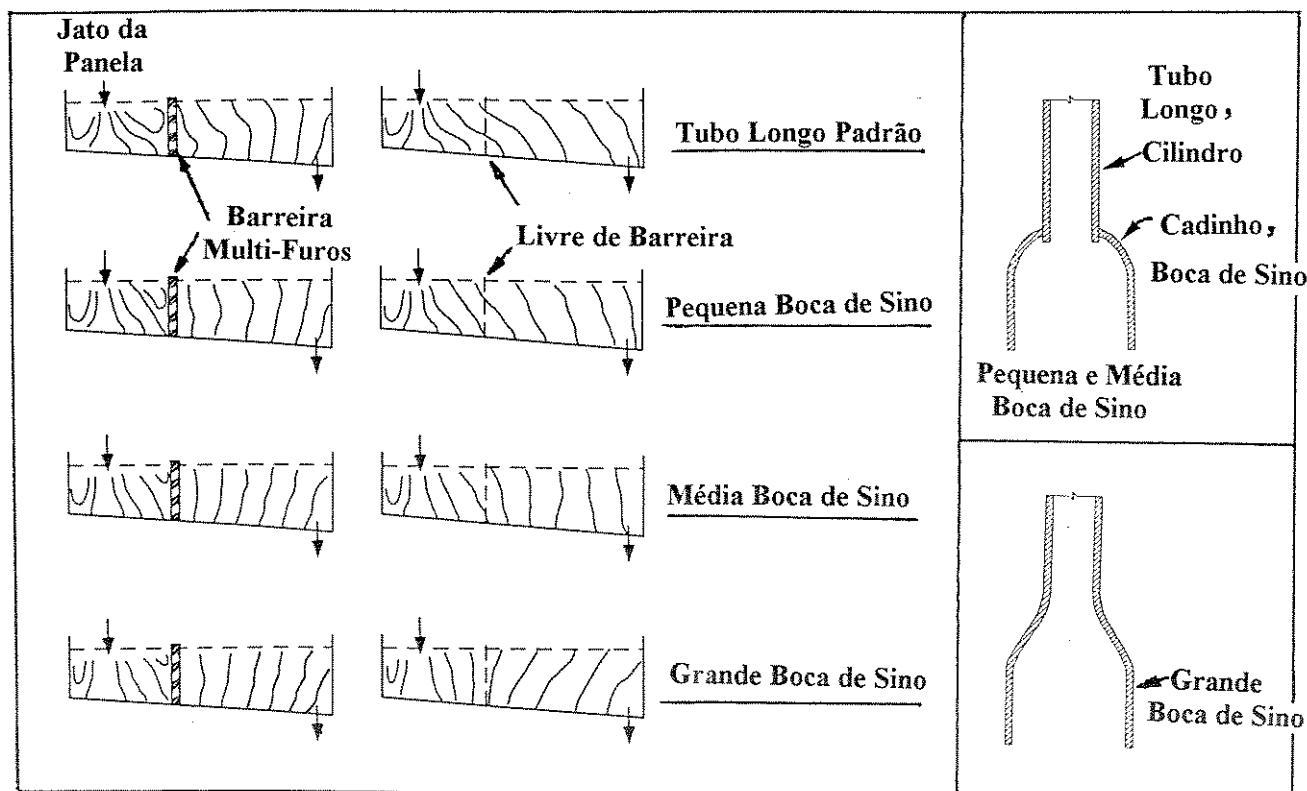


Figura 3.16 - Influência do projeto do tubo longo sobre o fluxo de aço no distribuidor, conforme HE, O'KANE & MEDINA (1980).

Através de modelagens físicas dos efeitos de barreiras sobre a dinâmica de fluxo de aço em um distribuidor, KORIA & SINGH (1994) determinaram equações de correlação entre os tempos de residência adimensionais (médio, do pico e mínimo) e a variância com dimensões do distribuidor, distância entre a entrada e saída, número de Froude e configuração, tamanho e tipo de barreiras. Assim como FURTADO et alii (1994), encontraram que o uso de um dique causa circuito direto, enquanto a utilização de barragem elimina o circuito direto e contém a turbulência de entrada.

JOHN J. J. CHEN et alii (1995), após experimentos de visualização de fluxo em modelo 1:3 de distribuidor 18 t, retangular, 1 veio, introduziram fundo mais alto de distribuidor, exceto na área do veio de saída, em 100 dos 750mm de altura, para redução do lastro de aço após lingotamento, obtendo 44% de redução em peso do lastro.

3.3 - MODELO NUMÉRICO

Ainda hoje, a modelagem matemática apresenta dificuldades para uso, tais como a interação entre modeladores e experimentadores físicos, síndrome “in-house”⁷, tempo de processamento alto, não disponibilidade de *software* e *hardware*, necessidade de modeladores experientes, além da necessidade de experimentos físicos de validação.

CHATTERJEE & CHANDRA (1996) afirmaram que o modelador mais competente é, quase sempre, o próprio metalurgista. O êxito da modelagem raramente depende da matemática sobre a qual foi construído, porém da profundidade do conhecimento básico do processo que serviu para a construção do modelo. Com a adoção da modelagem matemática, a siderurgia passa cada vez mais de uma arte para se tornar uma ciência exata.

SZEKELY (1989) observa que o crescente desenvolvimento de pacotes de *softwares*, aliado ao aumento da capacidade de processamento dos computadores, têm mostrado o grande potencial de modelagens matemáticas na otimização do projeto de distribuidores. A cada dia os bancos de dados, com valores de massa específica, viscosidade, condutividades térmica e elétrica, módulo de Young e coeficiente de difusão são aumentados, e a melhoria de *softwares*, através do uso de inteligência artificial, vem dando novas direções às modelagens matemáticas.

Desde que construir modelos físicos de distribuidor é uma tarefa longa e laboriosa, modelos tridimensionais matemáticos têm sido desenvolvidos para ajudar aos projetistas de distribuidor. Pela utilização de modelos matemáticos é possível calcular campos de velocidade, distribuição de temperatura e parâmetros de turbulência sob determinadas configurações de distribuidor. Alguns pacotes numéricos profissionais para simulação de fluxo de fluido estão disponíveis para compra, Tabela 3.4. Os preços variam de US\$5,000.00 a US\$50,000.00 em função de aplicação e tempo de licença. Estes preços são uma parcela do custo de desenvolvimento de um *software* que está em torno de US\$150,000.00, enquanto modelo físicos são construídos a US\$30,000.00 e experimentos industriais atingem US\$500,000.00.

⁷ Alguns especialistas em computadores insistem no isolamento, tornando-se trabalhadores virtuais nas empresas e universidades.

Tabela 3.4 - Lista de softwares usados em simulações de fluxo. SZEKELY (1989).

PHOENICS		FIDAP
FLUENT		FLOWTRAN
NEKTON		NISA
FLOW 3D		GENMIX
TEACH 3D		METFLO 3D

Observa-se que a modelagem matemática deve sempre ser acompanhada de trabalhos experimentais, indicando caminho de convergência e validando as respostas encontradas. Esta necessidade decorre da facilidade dos computadores e *softwares* gerarem números sem sentido físico, já que os métodos numéricos e as condições de contorno não conseguem reproduzir totalmente as condições reais e são aproximações matemáticas. Por exemplo, o modelo $K-\epsilon$ ⁸ tem sido duramente criticado pelos especialistas em Mecânica dos Fluidos. No entanto, esse parece ser de grande utilidade para descrever fenômenos em distribuidor.

Para CHATTERJEE & SAHAI (1992), as equações governantes que devem ser resolvidas para a modelagem matemática de um fluxo em distribuidor são a equação da continuidade, equações do balanço do momentum, equações para a energia cinética turbulenta e a da taxa de dissipação da energia turbulenta. Essas equações estão descritas em vários trabalhos, como por exemplo em SZEKELY & ILEGBUSI (1988), LEE et alii (1990) e B. G. THOMAS (1992).

DEBROY & SYCHTERZ (1985) publicaram trabalho baseado na tese de SYCHTERZ (1984). Para esses autores, um importante problema operacional em lingotamento contínuo é a deposição de alumina nas válvulas do distribuidor, resultando em redução da vazão ou completa obstrução. Para evitar a obstrução, deve-se prevenir a reoxidação do aço através de proteção do jato e modificar o processo de desoxidação ou ainda proceder à remoção de partículas de alumina no distribuidor através de flotação das mesmas. Esses autores propuseram um fator limpeza, F' , função do tempo de residência, t , e do gradiente de velocidades no distribuidor, $Grad V$, como dado na equação 3.34. Observaram que a redução no nível de metal em 50% levou à aceleração do fluxo de aço e fortes recirculações com piora do fator limpeza. Notaram também que, para redução na taxa de lingotamento em 40%, houve aumento no tempo de residência, mas não houve ganho para o fator limpeza. A configuração

⁸ Em condições de turbulência, os coeficientes de transportes, tais como viscosidade, difusividade e condutividade, são propriedades que devem ser deduzidas de “modelos de turbulência”. O modelo mais conhecido é o modelo $K-\epsilon$. Nesse modelo, K é a energia cinética turbulenta e ϵ é a taxa de dissipação de energia nas correntes turbulentas através de efeitos de viscosidade, SZEKELY & ILEGBUSI (1988).

ótima encontrada pelos autores é dada na Figura 3.17. Valores adotados nos cálculos desses autores são reproduzidos na Tabela 3.5.

$$F' = t \cdot \int_0^x \int_0^y |Grad V| \cdot dy \cdot dx$$

..... 3.34

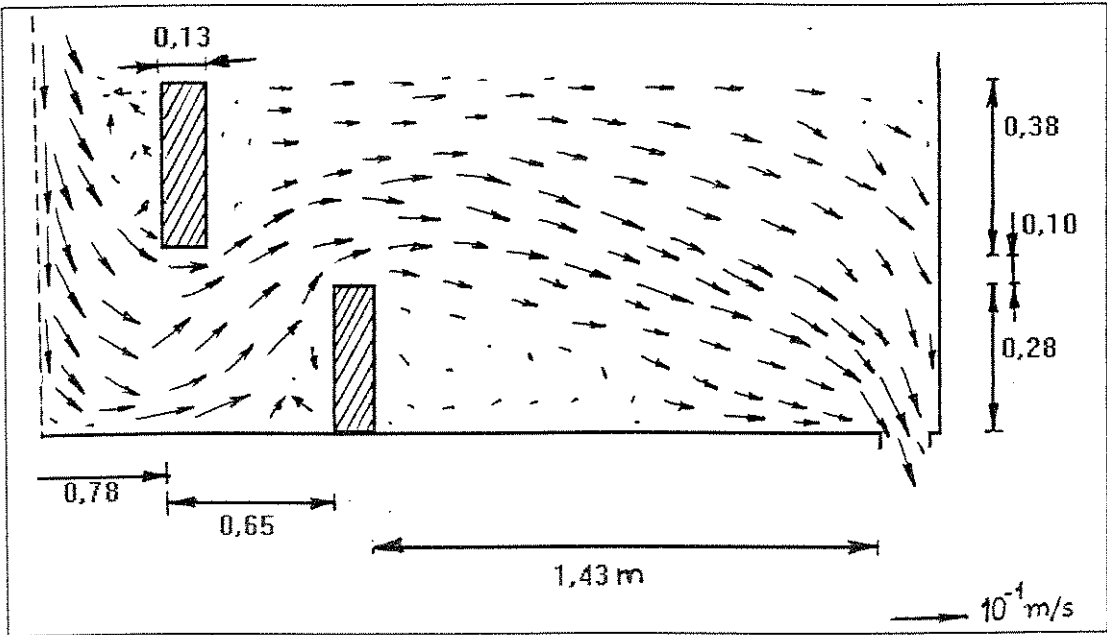


Figura 3.17 - Configuração otimizada para um distribuidor de duas saídas, redesenhada a partir de DEBROY & SYCHTERZ (1985).

Tabela 3.5 - Parâmetros usados nos cálculos de DEBROY & SYCHTERZ (1985).

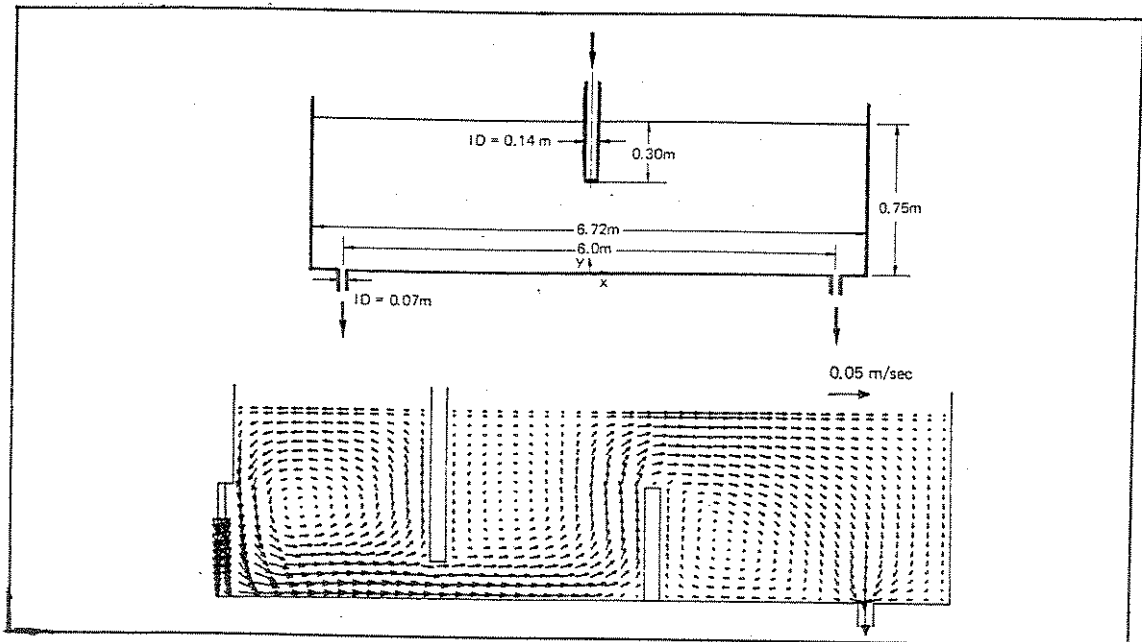
Característica	Símbolo	Valor	Unidade
Comprimento	L _D	3,38	m
Altura de aço no distribuidor	H _D	0,76	m
Velocidade de entrada	V _{ENTRADA}	1,54.10 ⁻¹	m/s
Altura da barragem	h _{Barragem}	0,28	m
Profundidade de imersão do dique	h _{Dique}	0,38	m

ILEGBUSI (1994) realizou comparação crítica entre cálculos de fluxos em distribuidor pela utilização de modelos de turbulência, usando o convencional K-ε e o proposto por ele, bifásico⁹. Para o autor, o modelo K-ε prevê relativamente altas velocidades na maior parte do domínio devido aos altos valores de viscosidade efetiva. O modelo bifásico parece ser capaz de

⁹ Two-Fluid Model.

capturar melhor a física do sistema, considerando interação de uma região altamente turbulenta próxima à entrada e uma região essencialmente laminar no restante do sistema.

HSU & CHOU (1988) apresentaram modelo matemático para representar o fluxo, calculando perfil de velocidades, tempo de residência, trajetória de inclusões e taxa de remoção de inclusões em distribuidor retangular de dois veios. Mostraram que zonas de recirculação ocorrem próximas à região de entrada e atrás das barreiras. Segundo esse trabalho, uma conveniente configuração de barreiras leva a padrão de fluxo favorável, aumento do tempo de residência e maior remoção de inclusões. Menor velocidade de lingotamento aumenta o tempo de residência e melhora o nível de separação de inclusões. Maior nível de metal líquido também aumenta o tempo de residência, mas a melhoria na remoção de inclusões é muito limitada. A melhor configuração de barreiras foi um par de diques e barragens, Figura 3.18, que levou a tempo de residência de 337 segundos e 100% de remoção de partículas maiores que $60\mu m$.



Dique 0,07x0,45m e barragem 0,07x0,15m (altura de abertura).

Figura 3.18 - Diagrama esquemático para distribuidor 2 veios e perfil de velocidade para seção do distribuidor com um par de dique e barragem, para baixa velocidade de lingotamento. HSU & CHOU (1988).

ILEGBUSI et alii (1988) apresentaram comparação entre resultados de medidas de traçador cobre na escala industrial e resultados de previsão por modelagem matemática no Phoenix. Para o caso de distribuidor retangular sem barreiras, a concordância foi melhor que quando incorporado um par de diques e barragens, Figura 3.19. Esses autores mostraram, através de experimentos industriais, que o uso de barreiras no distribuidor levou à redução no número de defeitos detectados por magnaflux em placa fina.

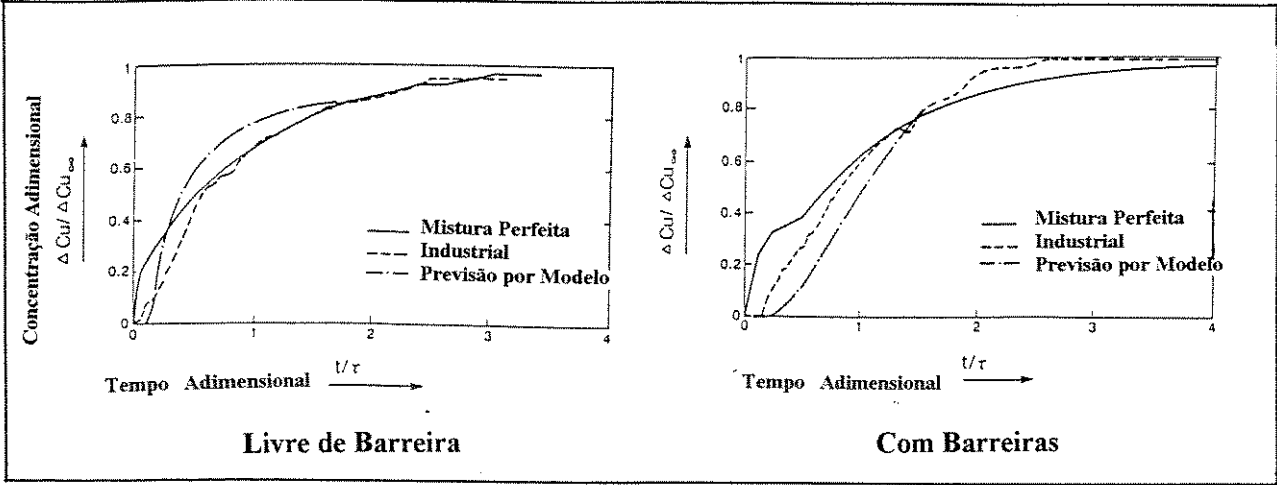


Figura 3.19 - Confrontação de medidas de traçador em escala industrial e previsão de modelo numérico, ILEGBUSI et alii (1988).

S. JOO, GUTHRIE & DOBSON (1989), utilizando o programa METFLO, modelaram duas geometrias de distribuidor em uso na Port Kembla Works da BHP, Austrália. Esse trabalho mostrou que modificadores de fluxo (barreiras) podem levar à melhoria na qualidade do aço para inclusões maiores que 50 μ m. A razão na quantidade de inclusões no molde (saída do distribuidor) entre distribuidor com e sem barreiras melhoraram em torno de 50%, sendo que a redução foi para 5% em relação ao nível de inclusões na entrada no distribuidor.

DUNCOMBE, JIANG & PRESHAW (1991) empregaram modelagens matemática e física (1:4) de distribuidor 55 t, com tempo de residência superior a 7 minutos da British Steel Corporation. Esses autores mostraram que uma eficiência de 95% na remoção de inclusões no distribuidor é prevista para partículas acima de 130 μ m e aglomerados acima de 750 μ m de diâmetro. Afirmaram que há tendência de concentração de inclusões no quarto superior da espessura da placa. A maior influência no teor de inclusões do produto é a limpeza do aço proveniente do tratamento. O cálculo da taxa de remoção de inclusões (r, %) é função da velocidade de ascensão da partícula (V_s na equação 3.27, m/s), da área do fundo do distribuidor (A , m²) e da vazão volumétrica do aço (Q , m³/s) sendo dado pela equação 3.35. Essa última equação é similar àquela dada em 3.26. Configuração sugerida após otimização é vista na Figura 3.20.

$$r = \left[1 - \exp \left(-V_s \cdot A / Q \right) \right] \cdot 100 \tag{3.35}$$

JOO, HAN & GUTHRIE (1993) trabalhando sobre um modelo 1:1 de distribuidor da Stelco, Canadá, desenvolveram, através do programa METFLO 3D previsões de padrões de fluxo, perfis de temperatura e comportamento de inclusões. Os autores incorporaram a

influência de correntes de convecção natural térmica para estudo da influência da queda de temperatura durante o lingotamento de uma corrida, ~10°C. Determinaram que barreiras podem levar à melhoria na qualidade do aço em especial em relação a inclusões maiores que 50µm. Propuseram equações de cálculo da remoção de inclusões em função da velocidade de ascensão, dada pela lei de Stokes. Para o caso de fluxo pistonado indicaram, dentre outras, a equação 3.36.

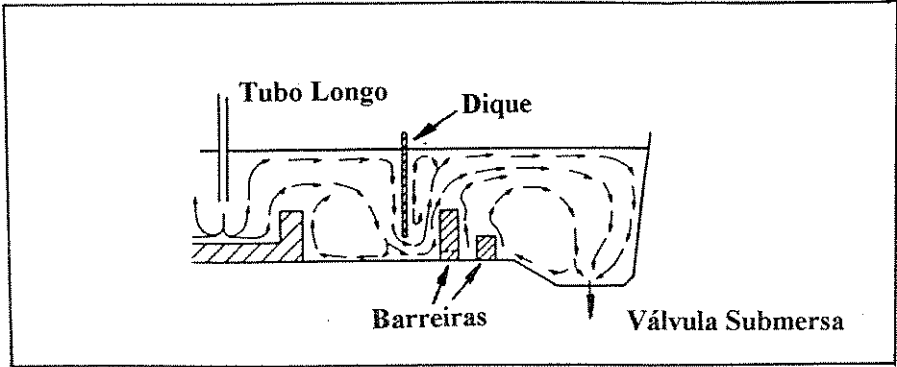


Figura 3.20 - Projeto otimizado de distribuidor 2 veios, 55 t, da British Steel, segundo DUNCOMBE, JIANG & PRESHAW (1991).

$$r = \left[1 - \exp \left(V_s \cdot L / V_y \cdot H \right) \right] \cdot 100 \tag{3.36}$$

onde:

- r - taxa de remoção;
- V_s - velocidade dada pela lei de Stokes (m/s), (equação 3.18);
- V_y - componente de velocidade na direção do comprimento do distribuidor (m/s);
- L - comprimento do distribuidor (m); e
- H - profundidade do distribuidor (m).

Equação semelhante às equações 3.26, 3.35 e 3.36 foi indicada no trabalho de WOLF (1996), onde a taxa de remoção é função do tempo de residência mínimo, t_{min} , da velocidade de ascensão, V_s , e da profundidade do distribuidor, H .

$$r = \left[1 - \exp \left(-V_s \cdot t_{min} / H \right) \right] \tag{3.37}$$

Essas equações, que envolvem dimensões do distribuidor, são normalmente deduzidas a partir da relação volume do distribuidor e vazão volumétrica que significa o tempo médio de residência. TACKE & LUDWIG (1987) e ILEGBUSI & SZEKELY (1987) plotaram comparação entre valores experimentais e calculados para taxas de remoção de inclusão em

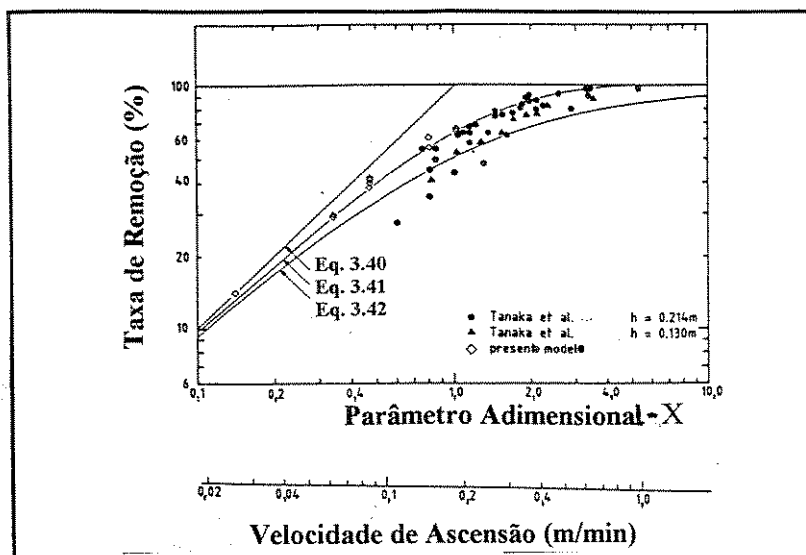


Figura 3.21 - Comparação entre valores experimentais e previstos em equações teóricas. TACKE & LUDWIG (1987).

Na implantação do lingotamento contínuo na BHP Steel, Whyalla, Austrália, J. M. CAMPLIN et alii (1990) realizaram modelagens matemáticas no METFLO e físicas de duas geometrias possíveis para distribuidor de três veios, Figura 3.22, retangular e trapezoidal. Quanto a questões operacionais, a forma retangular apresentou vantagens, tais como segurança, peso de lastro de aço e custos com refratário e com barreiras. Os autores concluíram que o nível de metal no distribuidor é mais importante que o uso de barreiras. Consideraram, também, que a melhoria de qualidade com a utilização de barreiras é maior na operação industrial do que aquela prevista nas modelagens devido aos fenômenos de aglomeração de inclusões e aderência às paredes do distribuidor.

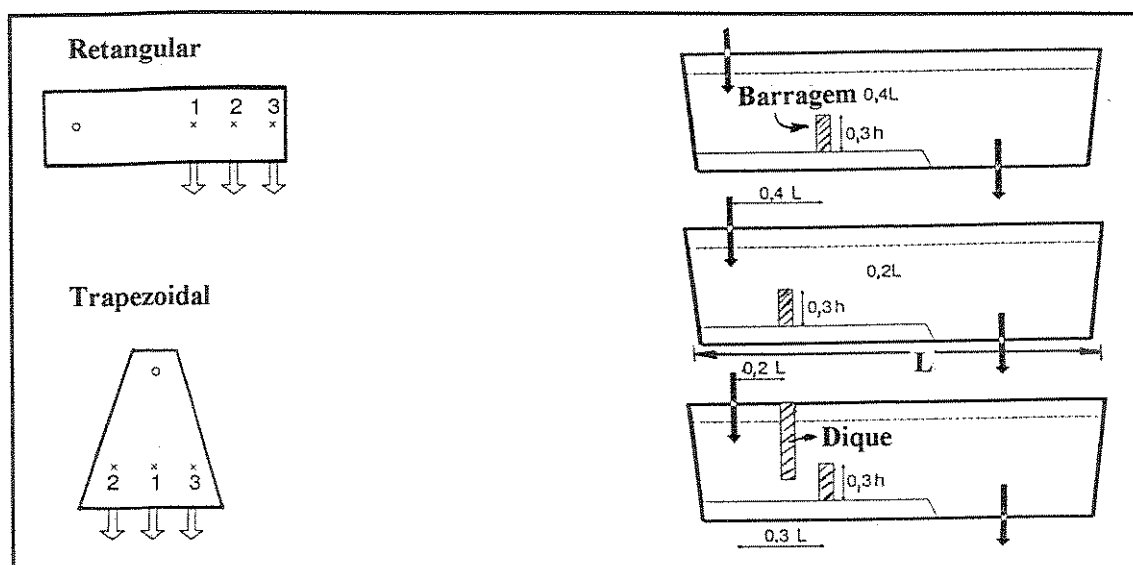


Figura 3.22 - Vista em planta das opções de geometria de distribuidor e configuração de barreiras estudadas para a BHP Steel, Whyalla, Austrália. CHAMPLIN et alii (1990).

CHAKRABORTY & SAHAI (1990) fizeram simulações numéricas para um distribuidor retangular com uma entrada e uma saída, para regimes estacionário e transiente. Mostraram que o nível de inclusões aumenta durante o período de enchimento do distribuidor e que, para uma troca eficiente de panela de ~5 minutos, o perfil de temperatura não se altera significativamente, 2 a 3°C. Na prática, a temperatura do aço na panela pode variar durante a operação de lingotamento em até 15°C.

S. M. LEE et alii (1990) do Instituto de Pesquisa de Ciência e Tecnologia Industrial da Coréia (RIST), trabalhando sobre modelo 1:3 de distribuidor 2 veios, 25t, da Pohang Works, POSCO, mostrou, através de simulações numéricas e físicas, que o uso de um par de diques e barragens na região de entrada do distribuidor confina a área de turbulência e aumenta o tempo de residência do aço, levando a maior eficiência na flotação de inclusões.

HINTIKKA & KONTTINEN (1991) utilizaram o FLUENT na determinação do perfil de velocidade e trajetórias de inclusão. Determinaram que o fator mais importante afetando a flotação de inclusões foi a velocidade de lingotamento. Para um aumento de 1,0 para 2,5 t/min, há um decréscimo na remoção de inclusões de 50µm de 67 para 48%. Os resultados desses autores mostram que as barreiras atuam em inclusões de diâmetros entre 50 e 100µm. Inclusões maiores são sempre flotadas, independente de configuração de barreiras, enquanto as menores que 20µm tendem a não flutuarem.

Na PUC-RJ¹⁰, NIECKELE, BIANCHI & DIEUX (1995) desenvolveram modelo matemático que envolve o método de volume finitos para resolver as equações tridimensionais turbulentas de Navier-Stokes, incorporando o modelo de turbulência de duas equações K-ε. Validaram o modelo, comparando resultados de perfil de velocidades com resultados da literatura apresentados por SZEKELY & EL-KADDAH (1986), conforme Figura 3.23. O comportamento geral foi considerado semelhante embora o primeiro modelo apresentasse maior turbulência e recirculação. MELLO, FURTADO & NIECKELE (1994) compararam resultados de visualização em modelo físico do distribuidor da CSN¹¹ com perfil de velocidades obtido por simulação numérica. No trabalho de NIECKELE et alii (1995), foi realizada a comparação com os resultados de modelagem numérica e de modelagem física para distribuidor piloto com barreiras de multifuros e barreira dupla. Encontraram curvas DTR semelhantes e tempos de residência próximos para as duas configurações. A Figura 3.24

¹⁰ PUC- RJ - Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

¹¹ CSN - Companhia Siderúrgica Nacional, Volta Redonda - RJ.

mostra o perfil de velocidades para a metade do distribuidor para o caso de barreira multifuros e barreira dupla. O plano de corte coincide com o veio de saída e com o fluxo de entrada.

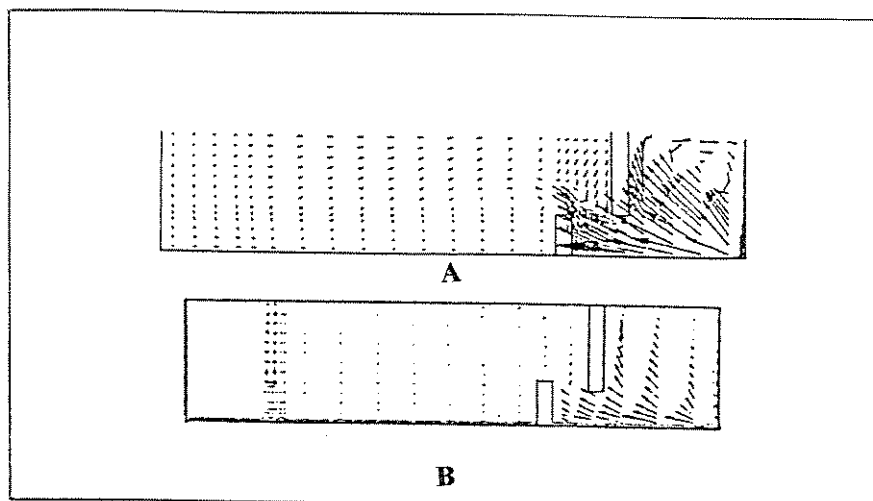


Figura 3.23 - Comparação de perfil de velocidades para distribuidor retangular.
A -NIECKELE, BIANCHI & DIEUX (1995) e B - SZEKELY & EL-KADDAH (1986).

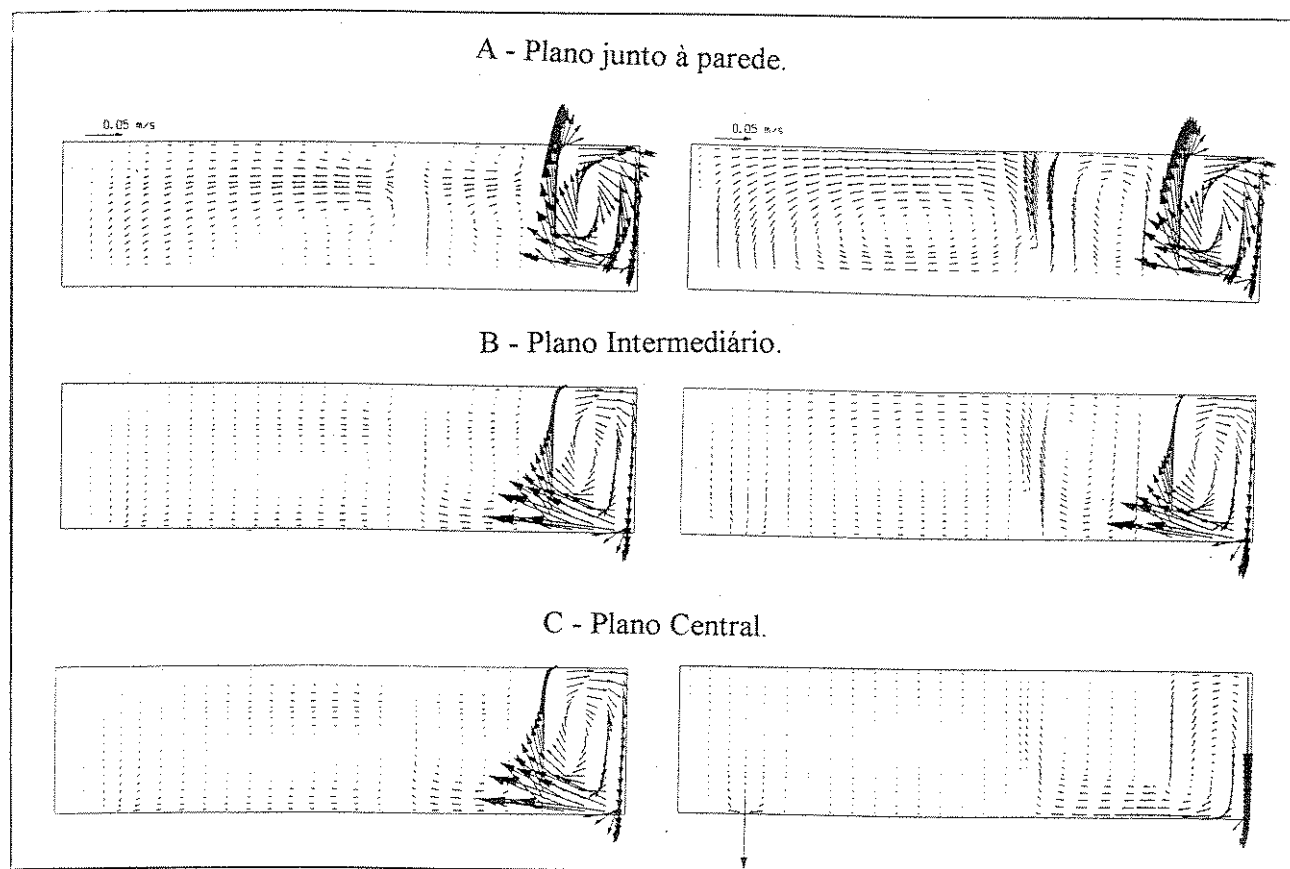


Figura 3.24 - Perfil de velocidades para barreiras múltifuros e barreira dupla (barragem/dique) para distribuidor dois veios da CSN, NIECKELE et alii (1995).

M. L. LOWRY & Y. SAHAI (1991) fizeram modelagens física e matemática além de experimentos industriais em distribuidor em T, seis veios. A configuração otimizada é mostrada na Figura 3.25, sendo utilizado um par de filtros. A utilização de filtros multifuros levou a aumento de 35% no tempo médio de residência para os veios próximos à entrada (de 0,62 para 0,84 no tempo adimensional do modelo, ou seja, de 6,1 para 7,4 minutos no industrial). A Figura 3.26 mostra resultados de modelagem matemática, onde se vê que o uso de filtro leva a maior similaridade entre veios do centro e extremos, além de aumentar o tempo médio de residência para os veios do centro. A utilização dos filtros, segundo visualização em modelo, levou também à redução de volume inativo, que passou a ocorrer somente junto à superfície sobre os veios extremos. A comparação das curvas DTR para as modelagens matemática, física e experimento industrial é vista na Figura 3.27. A discrepância entre os modelos é explicada como diferença de massa específica da solução salina e gradiente de temperatura no distribuidor industrial.

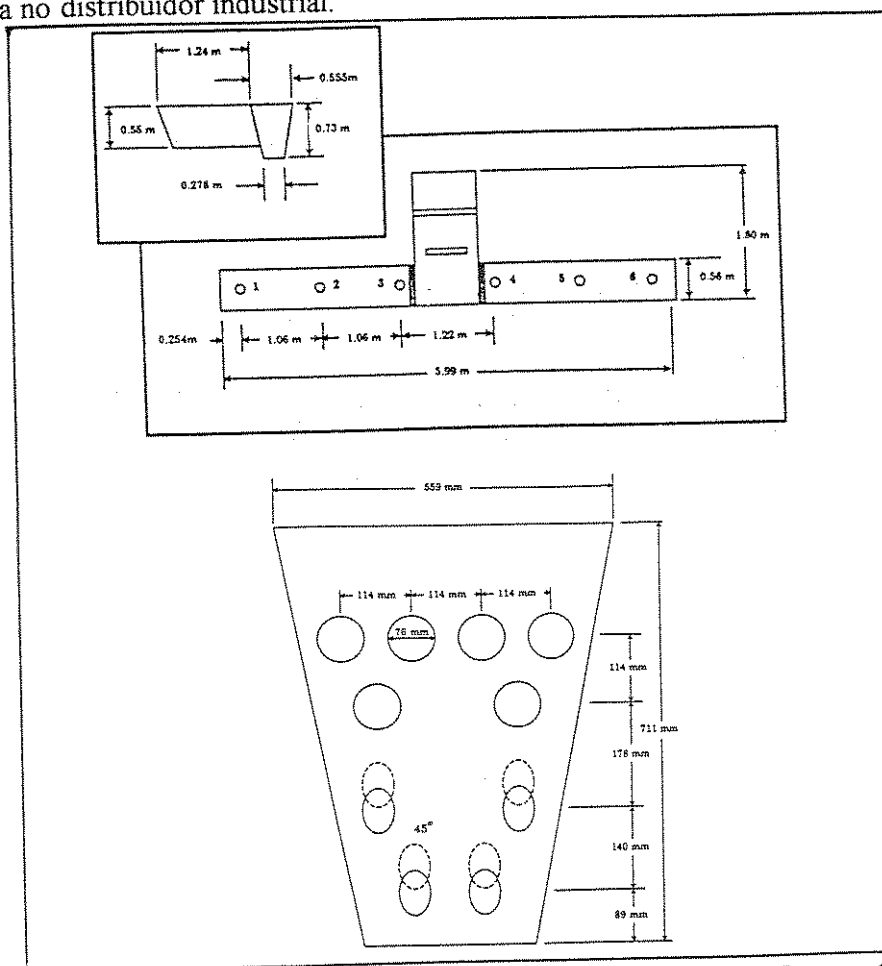


Figura 3.25 - Diagrama esquemático do distribuidor da Armco Kansas City Works, e detalhe do filtro utilizado, conforme M. L. LOWRY & Y. SAHAI (1991).

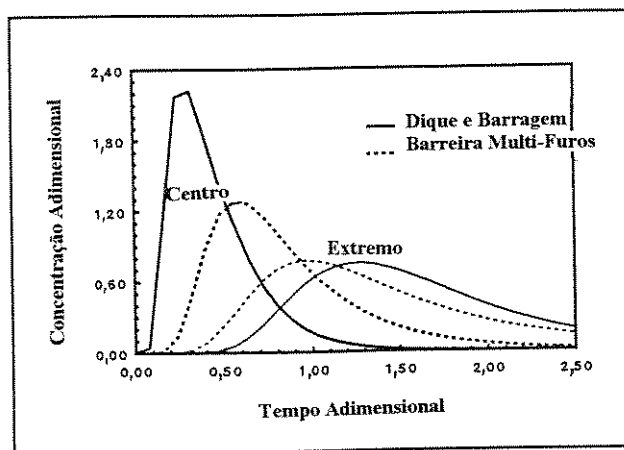


Figura 3.26 - Comparação entre tempos de residência, calculados por modelo matemático, para veios do centro e extremos, no caso de utilização de filtros ou não, conforme M. L. LOWRY & Y. SAHAI (1991).

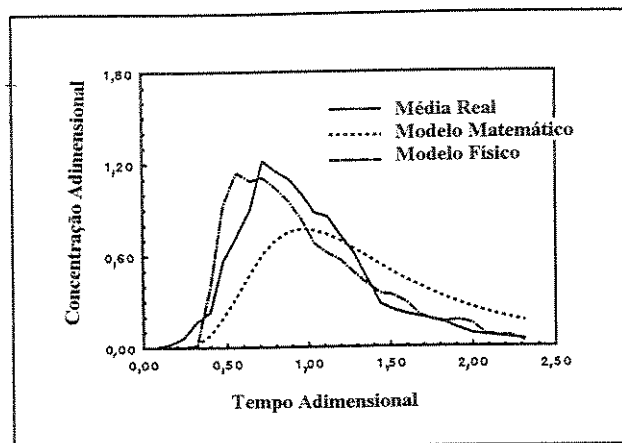
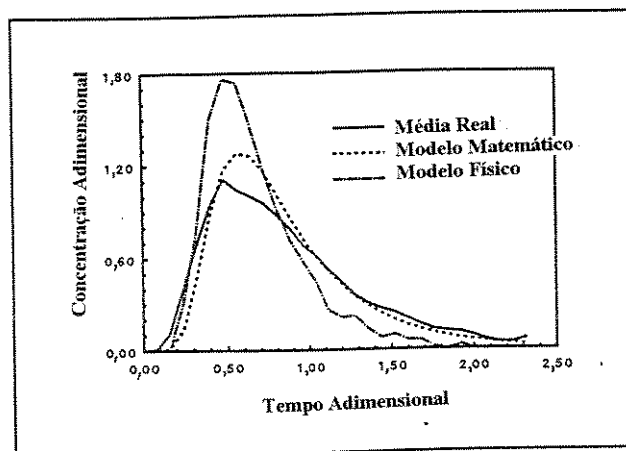


Figura 3.27 - Comparação entre resultados de modelagens física e matemática e experimento industrial para veios do centro e extremos, conforme M. L. LOWRY & Y. SAHAI (1991).

3.4 - EXPERIMENTOS INDUSTRIAIS

Nos últimos anos, a utilização de modelagens matemáticas e físicas levaram a projetos ótimos de distribuidores. Entretanto, segundo trabalho de BRIMACOMBE (1995), é muito difícil provar se os projetos melhoraram a qualidade do aço ou não.

Trabalhos para validação das simulações em modelos são realizados através de adição de traçador em escala industrial e obtenção de curvas dispersão do tempo de residência (DTR), por exemplo %cobre vs. tempo. Assim como pela contagem de inclusões no aço no distribuidor e no produto. Exemplos desse tipo de validação são dados por SZEKELY & ILEGBUSI (1988) e por FURTADO, MELLO & AZEVEDO (1996).

K. IWATA, T. SHUMIYA, A. SHIRAISHI et alii (1991) utilizaram modelo físico 1:7 do distribuidor de 4 veios da Wakayama Steel para visualização dos padrões de fluxo. Foram testados grandes tubos longos¹² e posicionamento de barreiras. A maior parte do trabalho foi desenvolvida em escala industrial, onde foi produzido aço limpo (10 ppm de oxigênio) para rolamentos. O processo utilizado incluiu a desgaseificação a vácuo, prevenção de reoxidação pela utilização de selagem a gás do jato e remoção de inclusões no distribuidor através de fluxo ascendente. O fluxo ascendente foi, em parte, produzido pelo aquecimento a indução, que inicialmente era utilizado apenas para manter o superaquecimento em $17 \pm 2^\circ\text{C}$ durante as 2 horas de lingotamento das 160 toneladas da panela, evitando a macro-segregação no blocos, 410x530mm, por superaquecimento alto e a obstrução de válvula por baixo superaquecimento. O aço lingotado foi de %C = 0,90 e foram obtidos 9 ppm de O₂ total (o processo convencional era 20 ppm).

McPHERSON (1986) descreve o aumento da capacidade dos distribuidores da British Steel Corporation, Ravenscraig, Motherwell/Scotland. Nessa usina foram trabalhados dois distribuidores, o primeiro de um veio e 6 toneladas e o outro de 25 toneladas e dois veios, foram utilizados modelos em água 1:1 e 1:4. Passou-se de 6 para 12 toneladas no primeiro distribuidor, eliminando problemas de vórtices e aumentando o tempo de residência mínimo de 5 para 100 segundos. Para o distribuidor de dois veios houve uma evolução na configuração que é apresentada na Figura 3.28. A configuração A era a original, a B foi a melhor configuração após testes em modelo, e a C teve posição dos diques mudada devido ao fato que, na posição inicial, esses desprendiam-se da estrutura. Segundo esse trabalho, houve ganhos na incidência de tarugos livres de inclusões de alumina na impressão de Baumann, decréscimo no tamanho médio das inclusões de alumina e redução do teor de oxigênio total

¹² Tubos cerâmicos usados para proteção contra a reoxidação do jato de aço na entrada do distribuidor.

nos tarugos. Para o autor, para obtenção de aços mais limpos, existe uma tendência de aumento das alturas dos distribuidores, incorporação de borbulhamento de argônio pelo fundo do distribuidor, instalação de barreiras, além de injeção de cálcio no distribuidor.¹³

SCHMIDT, RUSSO & BEDERKA (1990) utilizaram barreira no distribuidor, injeção de argônio para selagem da válvula gaveta e do tubo entre a panela e o distribuidor para impedir a reoxidação do aço. A configuração ótima encontrada por esses pesquisadores para o distribuidor de um veio da Sparrows Point é apresentada na Figura 3.29, onde se vê uma região de impacto do fluxo de entrada inclinada e um filtro com furos de $\varnothing 50$ a 85 mm e inclinações de 0 a 30° .

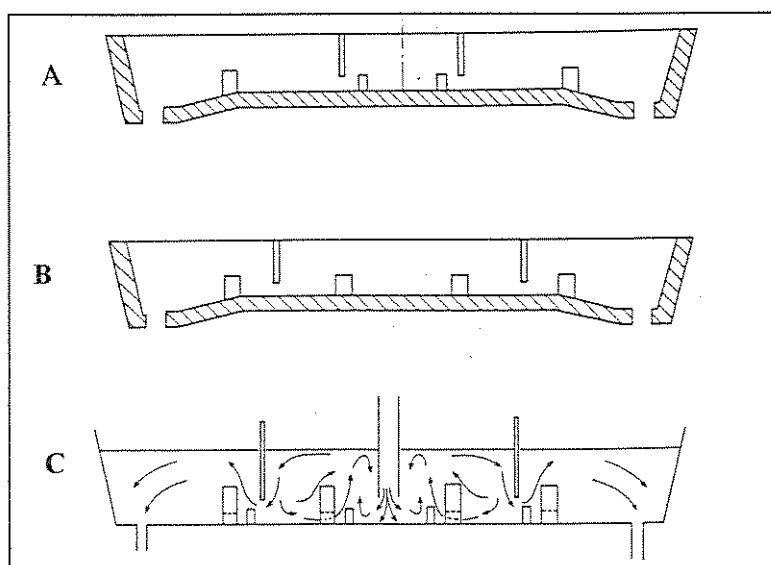


Figura 3.28 - Evolução de configurações para distribuidor 2 veios British Steel, Ravenscraig. de 25 para 45 t, segundo McPHERSON (1986).

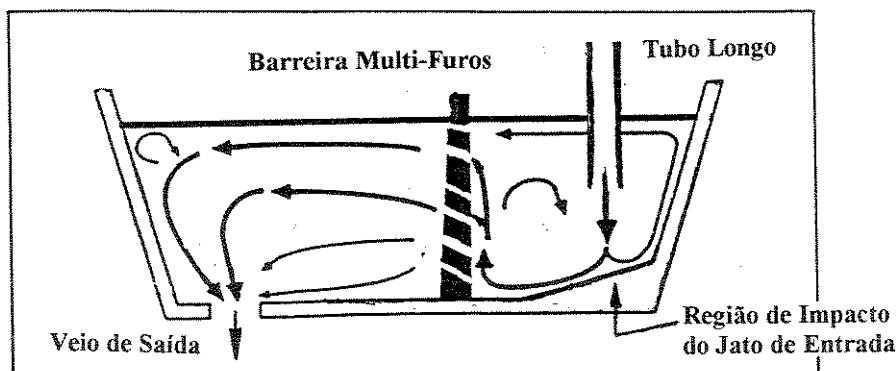


Figura 3.29 - Configuração otimizada do distribuidor 1 veio da Sparrows Point, SCHMIDT, RUSSO & BEDERKA (1990).

¹³ Observa-se o distribuidor assumindo funções hoje destinadas ao Forno Panela.

MARIQUE, DONY & NYSSSEN (1990) apresentam projeto de distribuidor 60t, 2 veios, da C.R.M., Liège, Bélgica. Nesse trabalho é mostrada redução de cerca de 25% no teor de inclusões em blocos de aço alto teor de carbono através de utilização de borbulhamento de argônio pelo fundo do distribuidor. Para possibilitar a captação e fixação de inclusões, pela escória de cobertura do distribuidor, foram posicionadas barreiras conforme Figura 3.30.

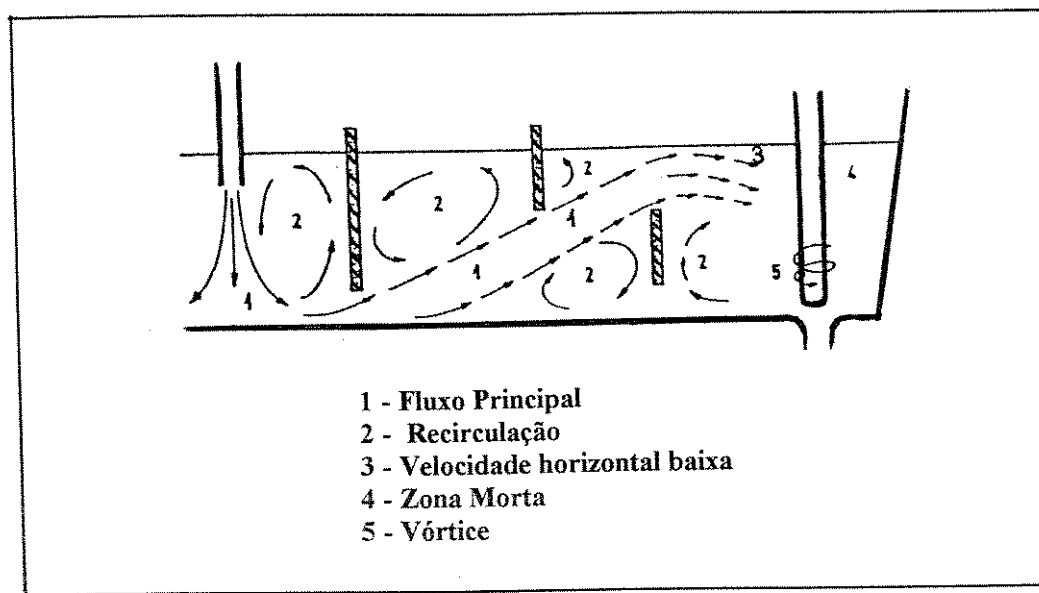


Figura 3.30 - Configuração proposta para distribuidor 2 veios da C.R.M., MARIQUE, DONY & NYSSSEN (1990). $V_{\text{Pistonado}} = 21\%$, $V_{\text{Morto}} = 3\%$, $Pe = 6$.

Capítulo 4

DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL DE MODELO FÍSICO

4.1 - CONSTRUÇÃO DO MODELO FÍSICO

As principais características da Máquina de Lingotamento Contínuo da Belgo-Mineira, apresentadas no trabalho de W. J. RIBEIRO (1991) e mais recentemente em H. J. FERNANDES et alii (1997), foram listadas na Tabela 4.1. Observa-se a capacidade do distribuidor de 20 toneladas e altura de 0,70m.

Foi construído um distribuidor piloto 1:3 do distribuidor da Companhia Siderúrgica Belgo-Mineira, conforme parâmetros na Tabela 4.2. O distribuidor foi construído em acrílico com estrutura de aço e o volume d'água do equipamento foi de até 150l. A Figura 4.1 apresenta uma visão geral do equipamento. A escolha da escala 1:3 foi baseada em dados de literatura, custos menores de testes, facilidade de operação do modelo e precisão de medida para vazões menores.

Tabela 4.1 - Características da Máquina de Lingotamento Contínuo da Belgo-Mineira, João Monlevade-MG, H. J. FERNANDES et alii (1997).

CARACTERÍSTICA	ESPECIFICAÇÃO
Projeto	Paul Wurth, 1988
Tipo	Curvo com raio de 10m
Seção do Molde	quadrado 150mm
Nº de Veios	6
Distribuidor	retangular 20t, 0,70m de altura
Comprimento Metalúrgico	18m
Velocidade de Lingotamento	1,3 a 2,8m/min
Controle de Nível	Automático
Oscilação do Molde	Amplitude: 0 a 12mm
Resfriamento Secundário	3 zonas; 0,5 a 4,0l/kg; 500 a 1000l/min
Capacidade de Produção	800mil t/ano
Tipos de Lingotamento	Jato Aberto e Válvula Submersa
Tipos de Aço	BTC, MTC, ATC, Baixa Liga e Microligados ¹

¹ BTC, MTC E ATC são baixo, médio e alto teor de carbono, respectivamente.

A garantia da simetria, entre a metade do distribuidor constituída pelos veios 1, 2 e 3 e aquela composta pelos veios 6, 5 e 4, é obtida pelo nivelamento do distribuidor e colocando vazões idênticas para os veios. Essa simetria foi observada durante os experimentos de visualização com permanganato de potássio, KMnO_4 .

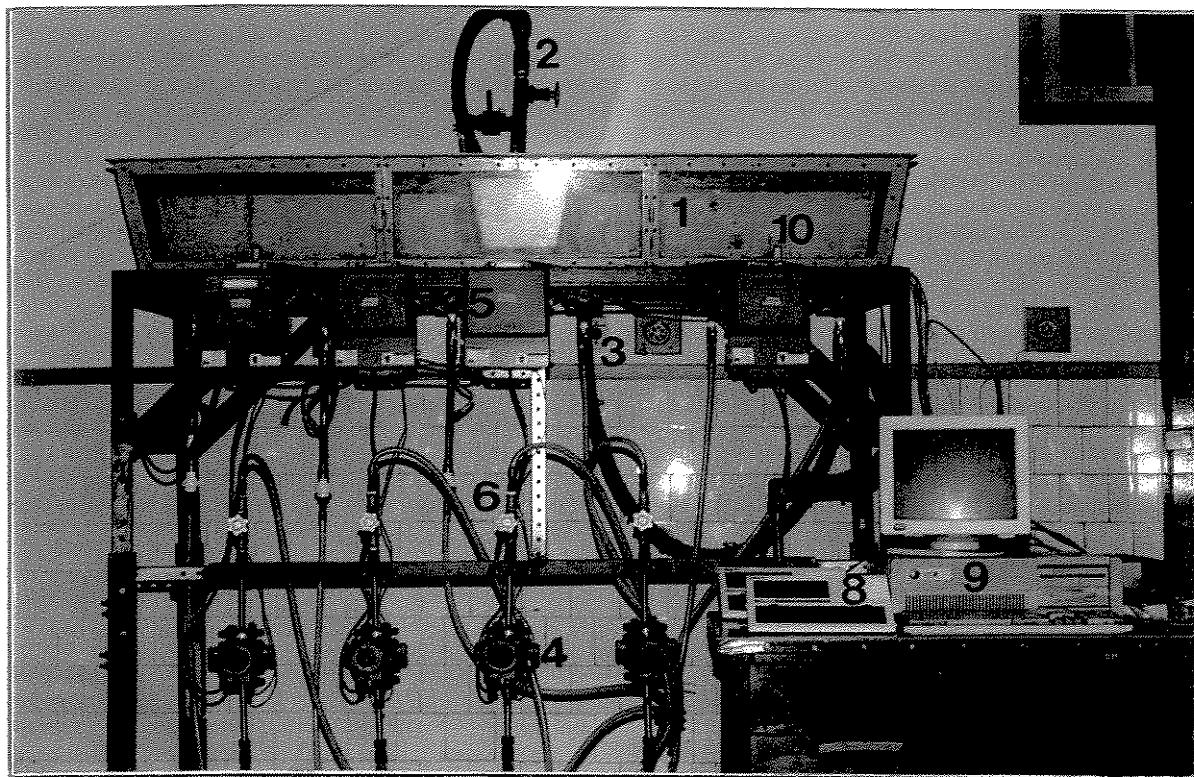


Figura 4.1 - Modelo Físico de Distribuidor 1:3, formato em T, seis veios e capacidade de 150 litros.

Os componentes do distribuidor modelo identificados na Figura 4.1 são:

- 1- Corpo do distribuidor com 320 x 2130 x 260mm na largura.
- 2 - Tubo longo a 100mm do fundo do distribuidor e ϕ 22mm, controle de vazão por registro gaveta de 1".
- 3 - Saída do veio 04, com controle de vazão por válvula de esfera de 1/2".²
- 4 - Sensor do medidor de vazão do veio 03.
- 5 - Medidor de vazão do veio 03.
- 6 - Controle de vazão de saída, válvula agulha de 1/2".
- 7 - Posição da sonda do condutivímetro do veio 02.
- 8 - Condutivímetro do veio 02.
- 9 - Micro-computador 286 com placa para aquisição de dados.
- 10- Exemplo de barreira entre veios 05 e 06.

² Os veios são numerados da esquerda para a direita, de 1 a 6.

Tabela 4.2 - Parâmetros de similaridade entre modelo físico e distribuidor industrial com velocidade de lingotamento de 1,75m/min.

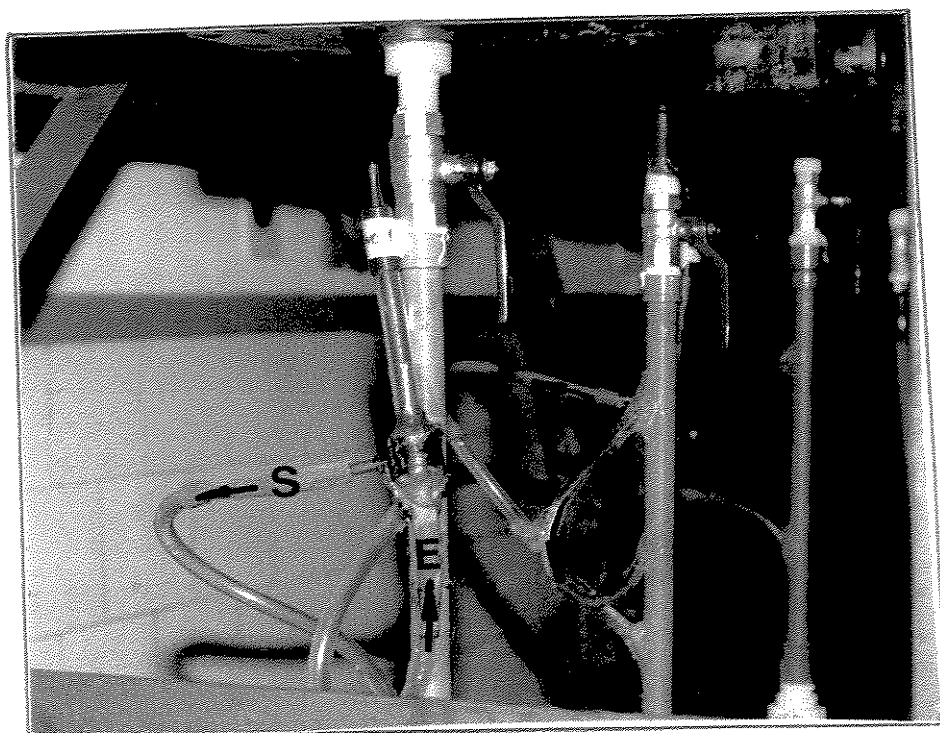
Parâmetro	Industrial	Modelo
Vazão de entrada (m^3/min)	0,230	0,015
Diâmetro de entrada (mm)	66	22
Número de Froude	2,00	2,00
Comprimento (m)	6,400 / 6,000	2,130 / 1,990
Altura de trabalho (m)	0,70	0,23
Largura (m)	0,780 / 0,450	0,260 / 0,150
Volume útil (m^3)	2,800	0,116

Para obtenção da similaridade de fluxo entre o aço no distribuidor industrial e a água no modelo físico poderia ser interessante ter o modelo físico em escala 1:1. No entanto, quanto maior a escala, tanto mais difícil fica a simulação devido aos grandes volumes de água, grandes vazões, tempos de experimento e espaço físico para alocação do modelo. Como visto no capítulo anterior, tem sido comum a escolha da escala 1:3. Essa decisão é conveniente devido à menor área ocupada, volumes e vazões menores, facilidade de transporte e custo de modelagem.

Os medidores de vazão usados, 1 para a entrada (escala de 0 a 20l/min, ϕ 1”) e 3 de saída para os veios 01, 02 e 03 (escala de 0 a 4 l/min, ϕ 1/2”) foram do tipo magnético - modelo 8712C/U da FISHER-ROSEMOUNT com sinal de saída de 4 a 20mA.

Foram utilizados dois condutivímetros do tipo OMEGA CDB70 com eletrodo OMEGA CDE-70X-01. Detalhe da montagem do eletrodo é dado na Figura 4.2. A maior parte do efluente passa pelo eletrodo. A placa de aquisição utilizada foi do tipo OMEGA WBFBI-16T.

Foram adaptados programas de computador em BASIC para gerenciar a placa de aquisição de dados e tratar os dados das curvas DTR obtidas. O programa de aquisição de dados foi listado no Anexo 01. O fluxograma da Figura 4.3 ilustra a sequência de operações para aquisição de dados. Dados de tempo, vazões e condutividades foram colocados em arquivos. Estes arquivos de dados foram tratados por um outro programa em BASIC que executou a transformação das medidas de vazão para litros/minuto e de condutividade para concentração (mol/m^3) ao longo do tempo (s). Estes valores foram então tornados adimensionais pela consideração da concentração média e tempo médio de residência. Por fim, foram feitos cálculos por veio de fração de volume morto, tempo de residência médio, integração da vazão média e massa de sal na saída. O programa de tratamento de dados foi listado no Anexo 02, sendo que o fluxograma de operações é dado na Figura 4.4.



E - entrada do fluxo e
S - saída para o eletrodo.

Figura 4.2 - Detalhe da região de posicionamento dos eletrodos para medida de condutividade nos veios 01, 02 e 03.

Barreiras foram construídas em isopor de $\sim 2,0\text{mm}$ de espessura, fixação e vedação foram feitas por silicone. Para visualização de fluxo foi feita injeção de 50g de permanganato de potássio, KMnO_4 , diluídos em ~ 2 litros d'água. Para levantamento de curvas DTR, foram feitas injeções em pulso, com tempos de 2 segundos. Estas soluções continham 6 gramas de cloreto de potássio, KCl , diluídos em 40ml d'água.

O custo básico de montagem do distribuidor piloto foi cerca de US\$20,000.00. Condutivímetro e sonda a US\$1,000.00 a unidade, medidor de vazão e sensor a US\$3,100.00 a unidade, placa de aquisição a US\$700.00, distribuidor em acrílico com estrutura a US\$3,000.00 e bombas, tubulações e conexões a US\$1,000.00.

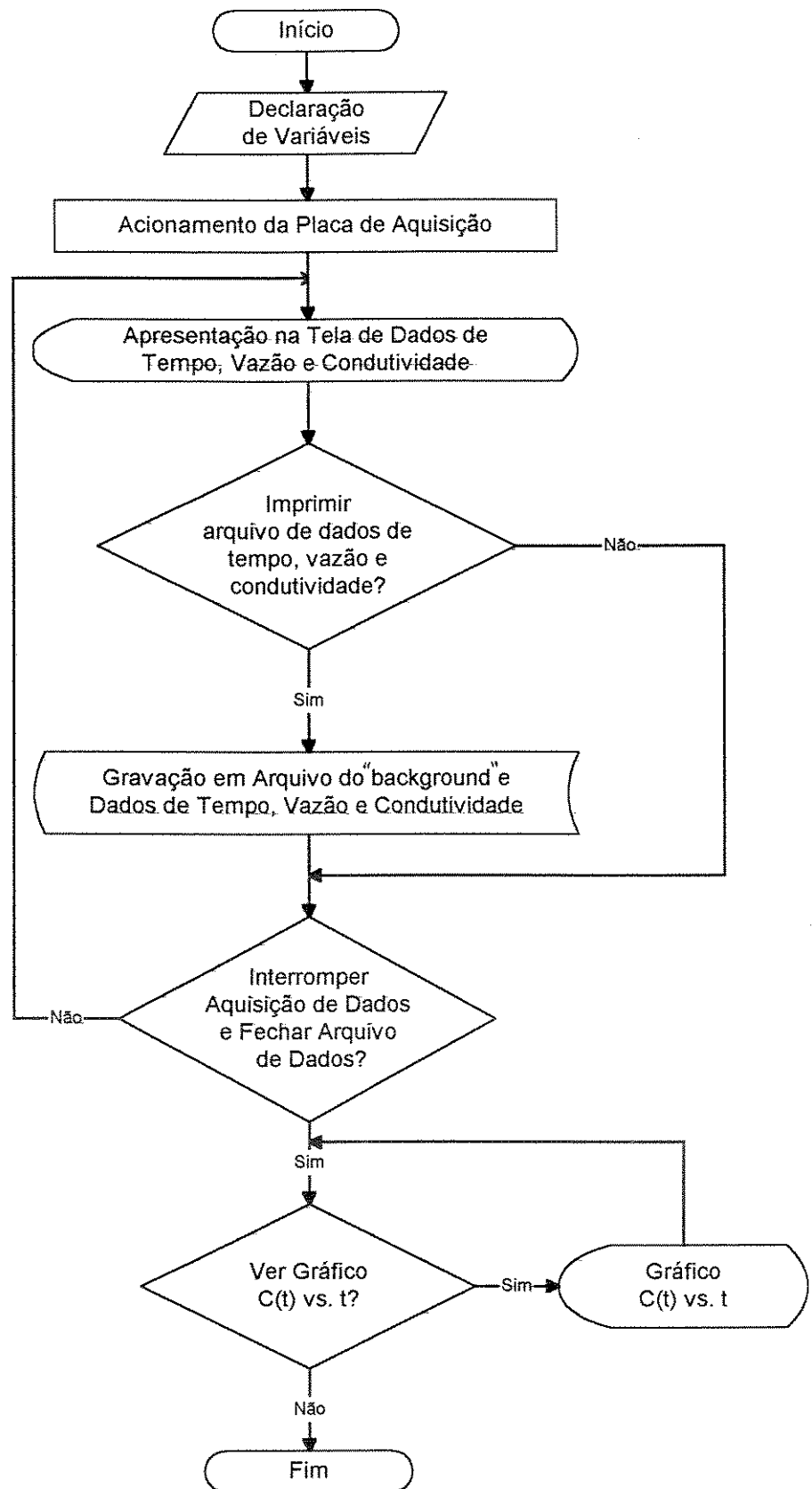


Figura 4.3 - Fluxograma de operações do programa de aquisição de dados.

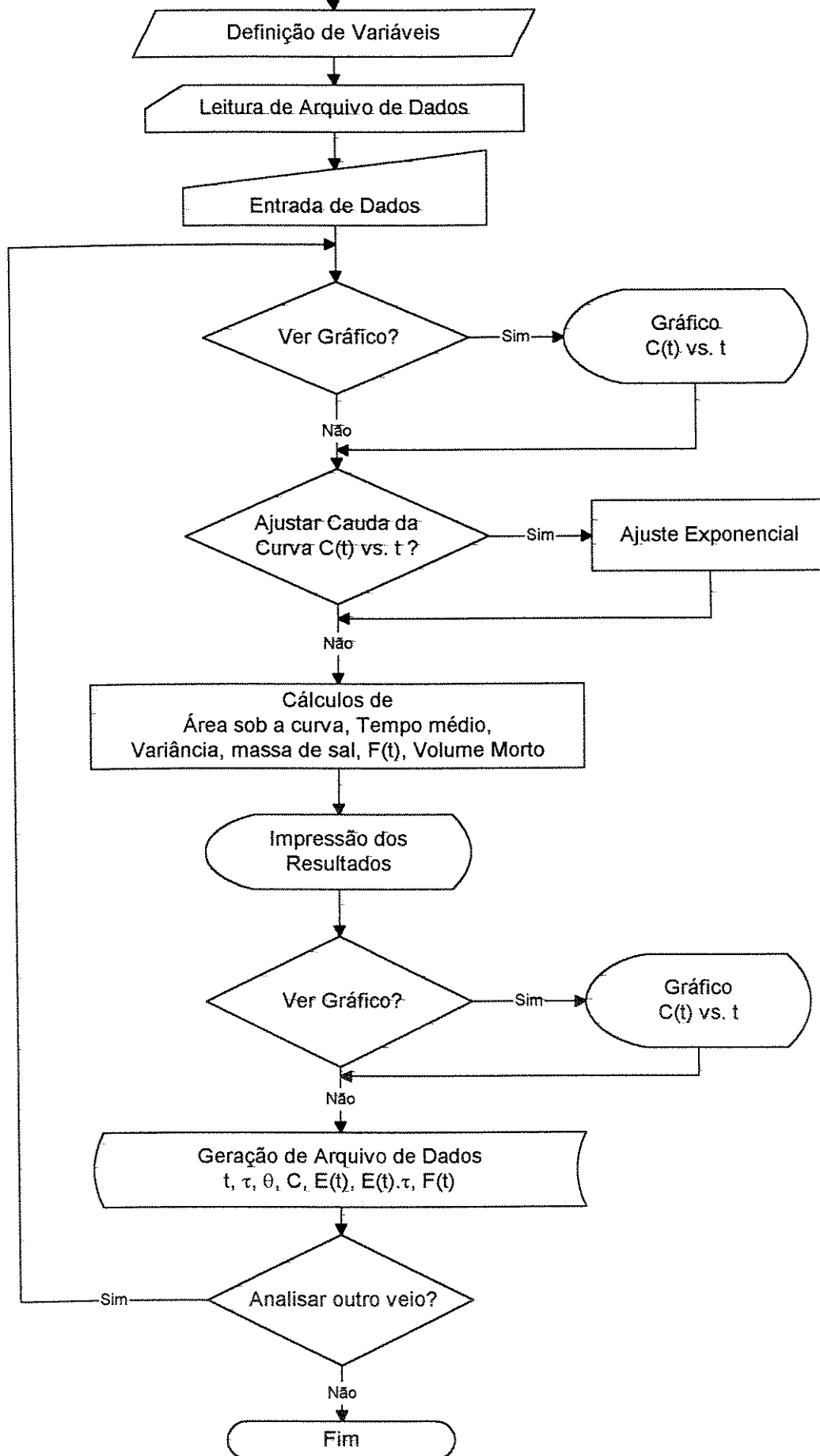


Figura 4.4 - Fluxograma de operações do programa de tratamento de dados.

4.2 - SIMILARIDADE ENTRE MODELO E INDUSTRIAL

A similaridade geométrica entre a escala industrial e o modelo de distribuidor foi dada pelo fator de escala λ , equação 4.1. A similaridade dinâmica foi dada pelo número de Froude, equação 4.2. Na máquina industrial o parâmetro característico que dá idéia da taxa de produção é a velocidade de lingotamento (que varia atualmente entre 1,4 e 2,5m/min). No modelo, a manutenção do nível de água no distribuidor foi feita assegurando igualdade entre a vazão de entrada e a soma das vazões de saída.

Para a área transversal do tarugo, A_I , de (0,150x0,150) m^2 e considerando os 6 veios, a vazão, Q_I (l/min), pode ser dada em função da velocidade de lingotamento, V_I (m/min), pela equação 4.5 ou equação 4.6. A produtividade da máquina industrial, M_I (t/h), é dada pela equação 4.7 e vista na Figura 4.5. A relação que fornece a vazão no modelo, Q_M (l/min), em função da velocidade de lingotamento industrial é dada na equação 4.6.

A adoção de experimentos com 15 l/min no modelo correspondeu ao valor de 1,75m/min para a velocidade de lingotamento no equipamento industrial. Esta relação leva a um tempo de residência nominal no distribuidor modelo de ~7 minutos (altura de 233 mm, volume de 106 l e vazão de 15 l/min).

$$\lambda = \frac{D_M}{D_I} = \frac{1}{3} \quad \dots\dots\dots 4.1$$

$$Fr_I = Fr_M \quad \dots\dots\dots 4.2$$

$$\frac{v_I^2}{g \cdot D_I} = \frac{v_M^2}{g \cdot D_M} \quad \dots\dots\dots 4.3$$

$$\frac{Q_M}{Q_I} = \lambda^{3/2} \quad \dots\dots\dots 4.4$$

$$Q_I = V_I \cdot A_I \cdot 6 \cdot 10^3 \quad \dots\dots\dots 4.5$$

$$Q_I = 135 \cdot V_I \quad \dots\dots\dots 4.6$$

$$M_I = 61,56 \cdot V_I \quad \dots\dots\dots 4.7$$

$$Q_M = 8,66 \cdot V_I \quad \dots\dots\dots 4.8$$

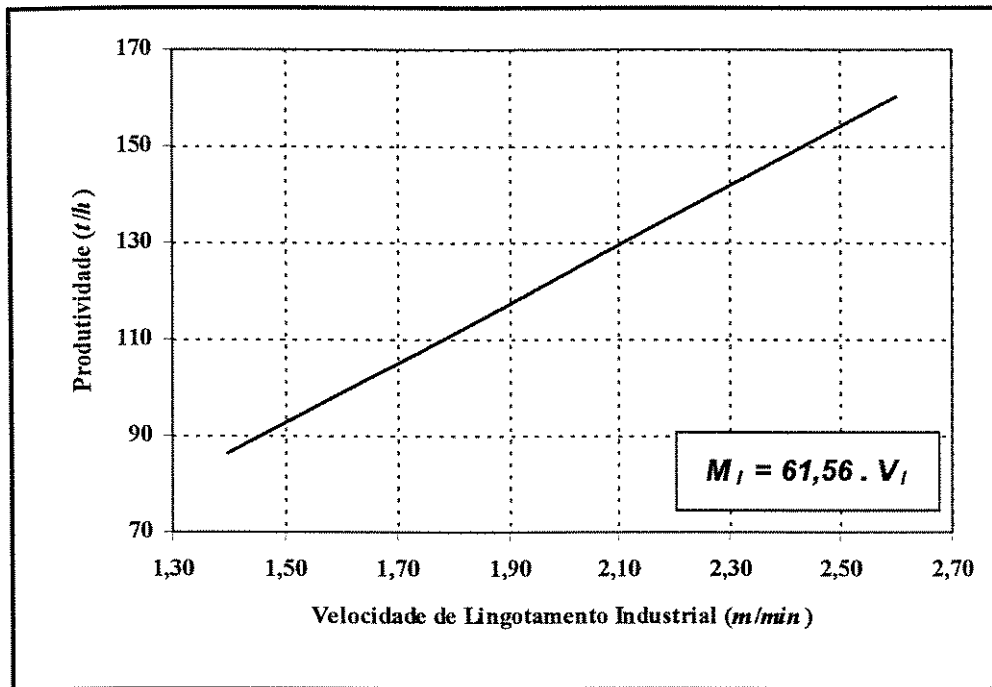


Figura 4.5 - Produtividade (t/h) prevista para a máquina de lingotamento contínuo da Belgo-Mineira em função da velocidade de lingotamento.

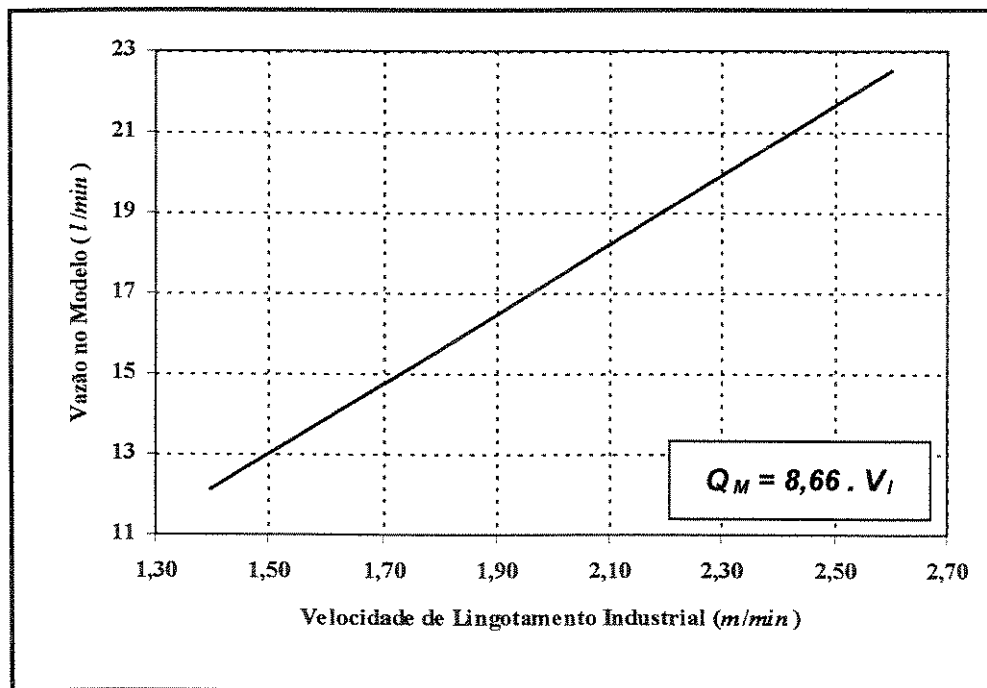


Figura 4.6 - Vazão no modelo em função da velocidade de lingotamento no industrial, para similaridade pelo número de Froude.

4.3 - CALIBRAÇÃO

Soluções de KCl possuem medidas de condutividade conhecidas, que são apresentadas nas Figuras 4.7 e 4.8. Nota-se que a relação condutividade e concentração molar é linear. Para o caso da montagem experimental foi feita calibração dos condutivímetros e as relações entre condutividade e concentração foram colocadas no programa de tratamento de dados para que as curvas DTR fossem traçadas. As relações encontradas são dadas nas equações 4.9 e 4.10. A concentração média para tornar as medidas de condutividade adimensionais foi 6 g de KCl por 106 l d'água, ou seja, $0,76 \text{ mol/m}^3$ (peso molecular de KCl igual a $74,55 \text{ g/mol}$).

$$\text{Conc.1 (mol / m}^3\text{)} = 7,07 \cdot \text{Cond.1 (S)} - 0,3490 \quad \dots\dots\dots 4.9$$

$$\text{Conc.2 (mol / m}^3\text{)} = 6,77 \cdot \text{Cond.2 (S)} - 0,3127 \quad \dots\dots\dots 4.10$$

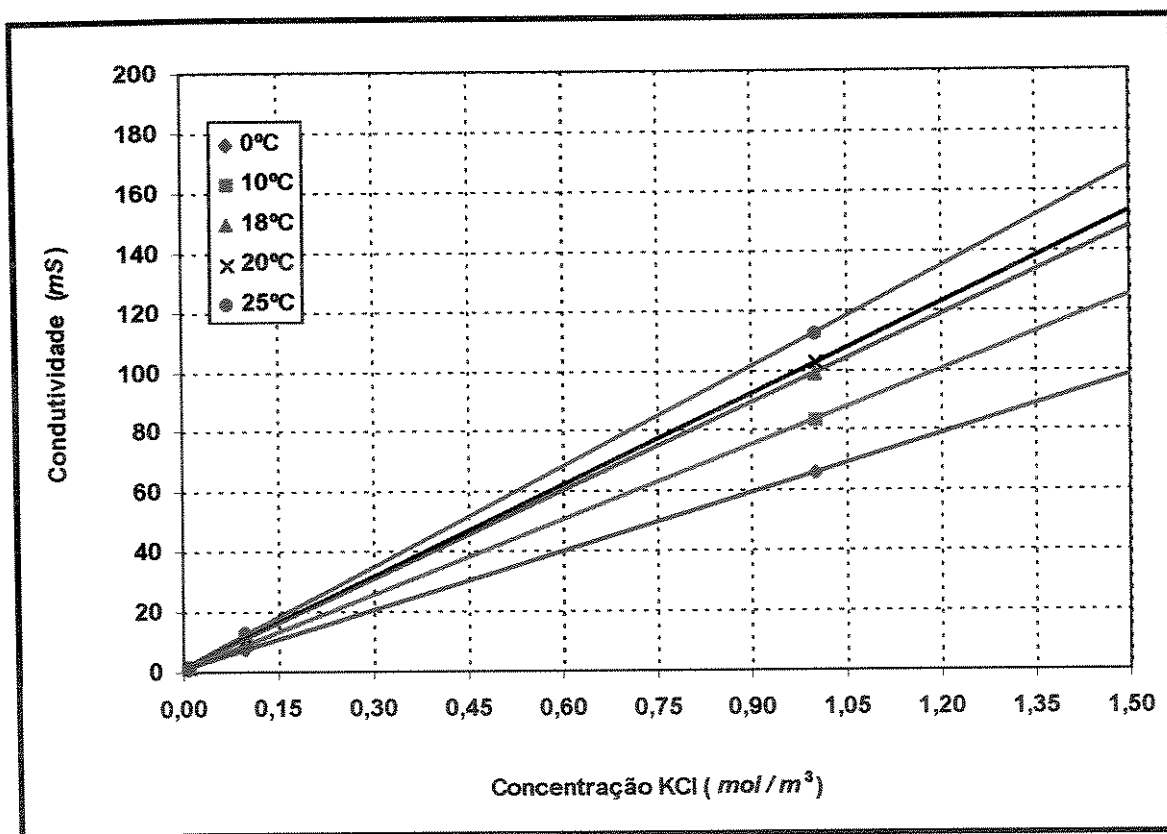


Figura 4.7 - Condutividades esperadas para soluções de KCl de 0,1 a 1,0 mol/l em função da temperatura.

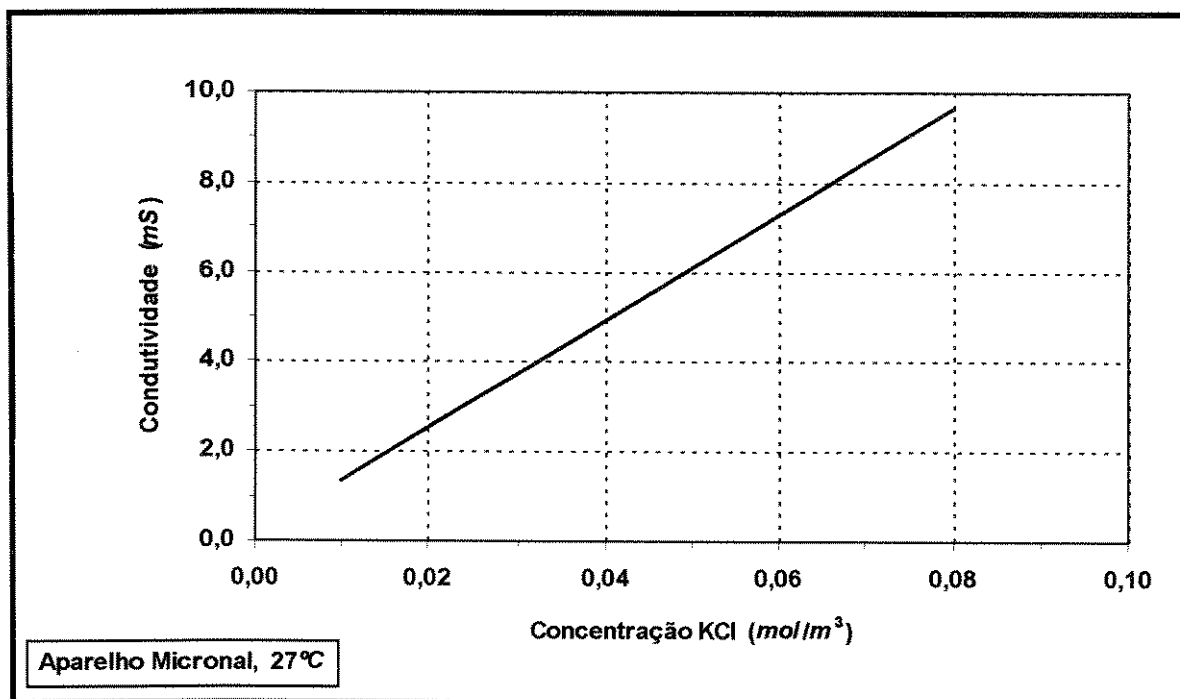


Figura 4.8 - Condutividades medidas para soluções de KCl de 0,01 a 0,10 mol/l .

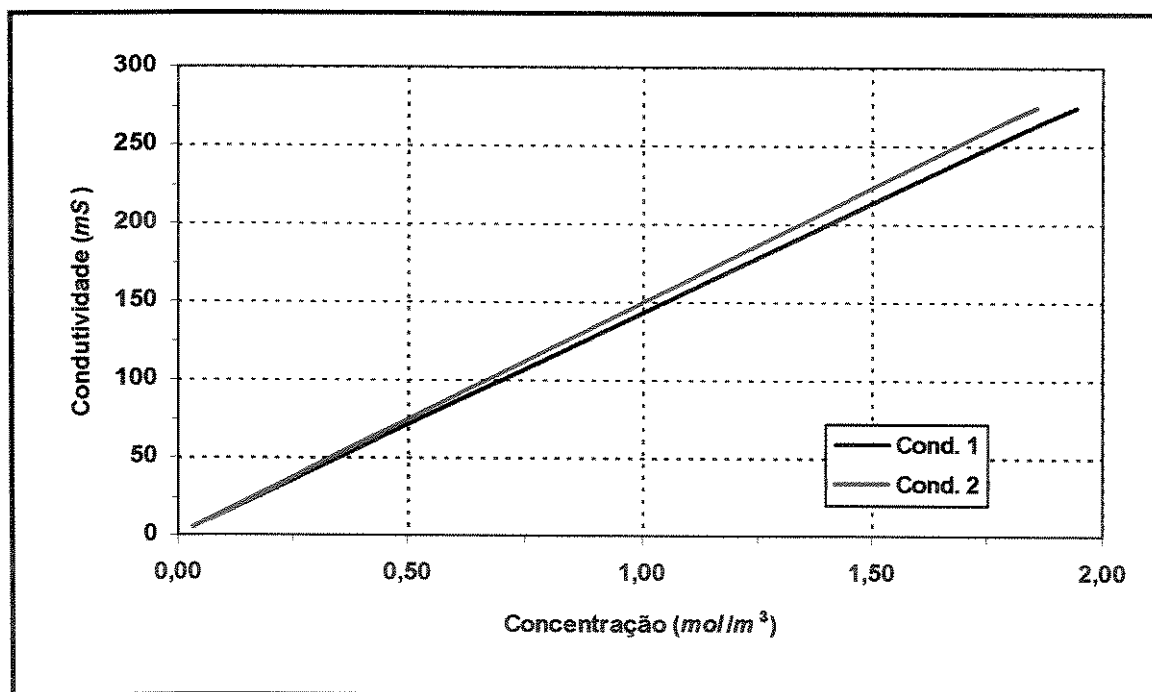


Figura 4.9 - Equações após calibração dos condutivímetros usados na montagem experimental.

4.4 - BALANÇOS DE MASSA

O fechamento do balanço de massa de sal, equações 4.11 e 4.12, não é visto nos trabalhos da literatura. Outra equação que pode ser usada para verificação da montagem é a relação entre as frações volumétricas e os tempos médios de residência, equação 4.13. Essa relação é citada por ROBERTSON & PERKINS (1986).

$$M_{KCl\ ENTRA} = M_{KCl\ SAI} \quad \dots\dots\dots 4.11$$

$$M_{KCl\ SAI} (g) = 74,55 (g / mol) * \int_0^{\infty} C(mol / m^3) \cdot Q(m^3 / s) \cdot t(s) \cdot dt \quad \dots\dots\dots 4.12$$

$$\frac{Q_{VEIO\ 01}}{Q_{TOTAL}} * \tau_{VEIO\ 01} + \frac{Q_{VEIO\ 02}}{Q_{TOTAL}} * \tau_{VEIO\ 02} + \dots = t_{NOMINAL} \quad \dots\dots\dots 4.13$$

Para validação de todo sistema de aquisição e tratamento de dados foram feitos balanços de massa utilizando dois veios e volume de 32 litros d'água, com injeção de 1,0g de KCl e vazões de 2,2 l/min por veio. Exemplo deste tipo de validação foi feito pelas curvas concentração vs. tempo dadas na Figura 4.10. O erro entre a massa de entrada e saída foi de 2% e aquele referente à equação 4.13 foi de 3,5%, Tabela 4.2. Estes erros foram considerados baixos.

No Anexo 03 são apresentados os balanços de massa para experimentos de levantamento das curvas DTR para as diferentes configurações de barreiras no distribuidor modelo. As medidas de vazão e condutividade foram feitas apenas para três dos seis veios. Para cada configuração de barreiras, o experimento foi repetido variando a posição do condutivímetro 02 entre os veios 02 e 03. A repetição das medidas para cada configuração serviu de confirmação da curva DTR obtida para o veio 01. Esta repetição é vista na Figura 4.11 e Tabela 4.3. O erro experimental entre volumes foi inferior a 6%.

As variações na condutividade da água usada foram acompanhadas no início de cada experiência. Esses valores foram utilizados como nível zero (*background*) e foram encontradas variações de 31 a 47mS entre experimentos.

Tabela 4.2 - Dados de experimento de validação da montagem experimental.

	Símbolo	Veio 01	Veio 02	Geral	Erro (%)
Massa de KCl (g)	$M_{KCl\ ENTRA}$	-	-	1,00	2,0
	$M_{KCl\ SAI}$	0,39	0,59	0,98	
Tempo de residência (s)	$t_{NOMINAL}$	-	-	436	3,5
	$t_{VEIO\ 01}\ t_{VEIO\ 02}$	445	398	422	
Vazões (l/min)	$Q_{VEIO\ 01}\ Q_{VEIO\ 02}$	2,23	2,21	-	-
	Q_{TOTAL}	-	-	4,44	
Volume no distribuidor (l)	$V_{DISTRIBUIDOR}$	-	-	32	-
Tempo de teste (min)	$t_{EXPERIÊNCIA}$	-	-	30	-

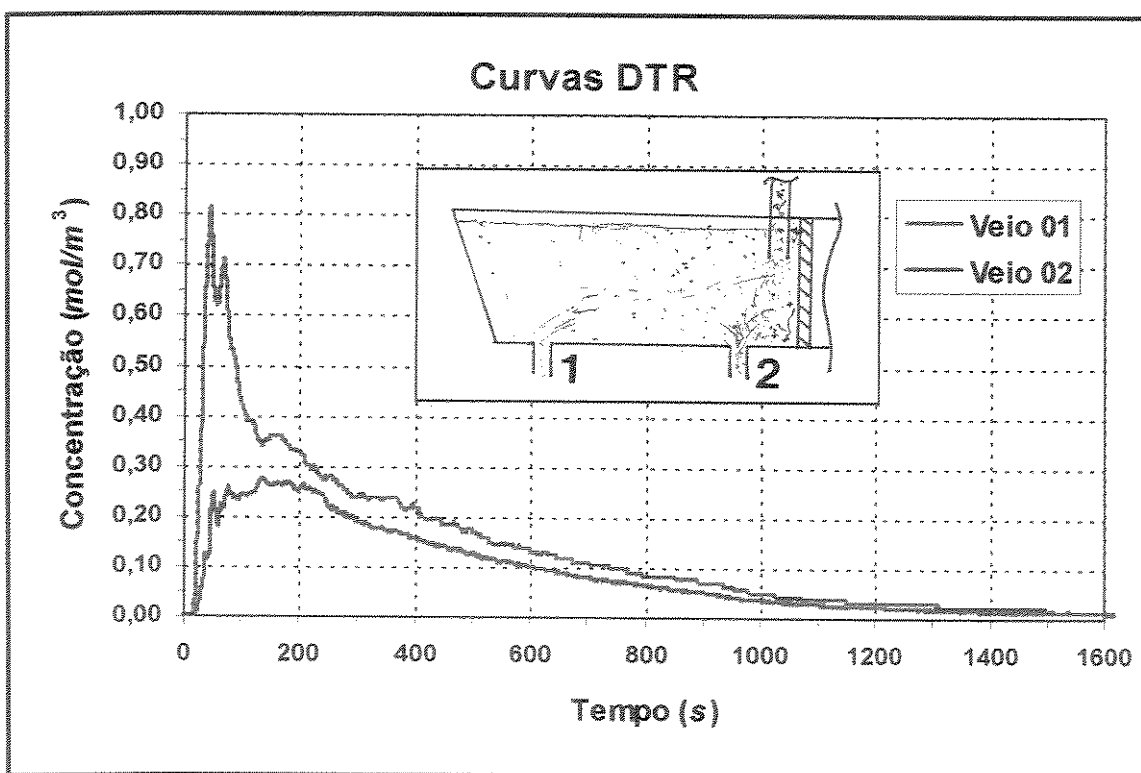


Figura 4.10 - Curvas DTR para os veios 01 e 02 em experimento de validação da montagem experimental.

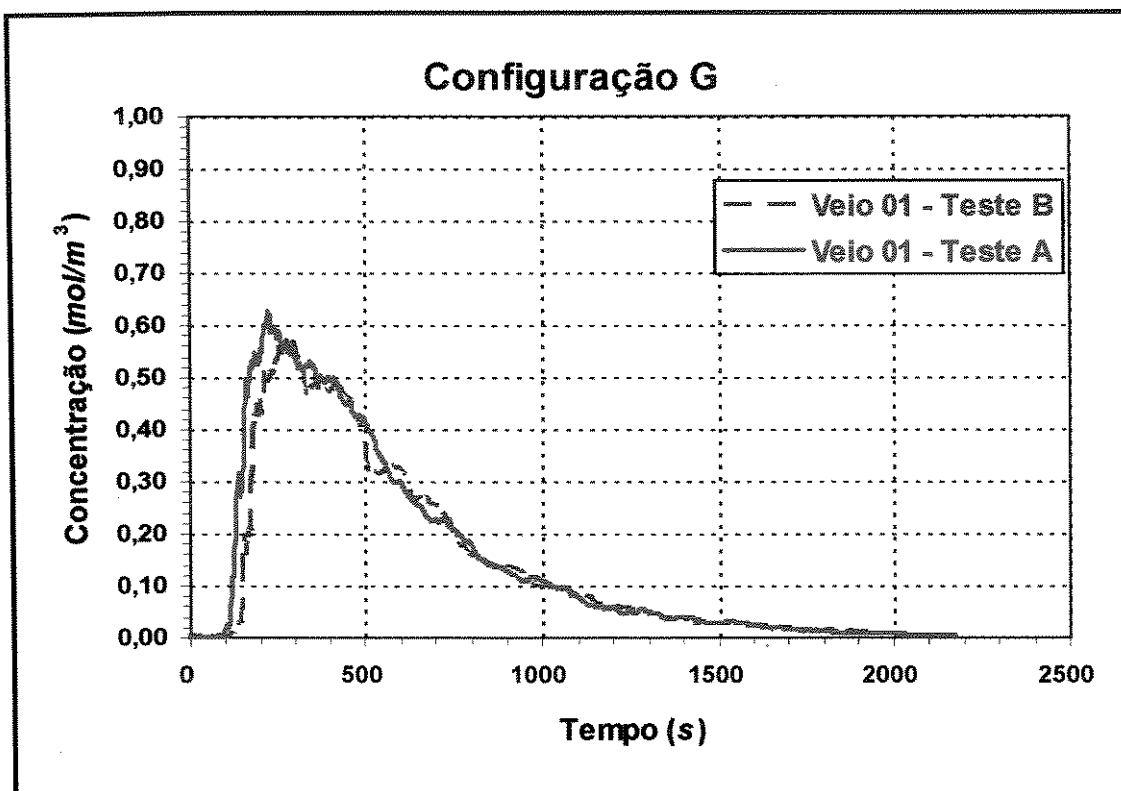


Figura 4.11 - Curvas DTR para o veio 01 em experimento repetido para uma mesma configuração de barreira.

Tabela 4.4 - Parâmetros das Curvas DTR do Veio 01, para experimentos repetidos para a Configuração G.³

		Teste A	Teste B	Diferença (%)
Massa de KCl (g)		1,04	0,96	-
Tempo médio de residência (s)		544	574	-
Variância		352	347	-
Concentração máxima	θ_{CMAX} (%)	41	48	-
	$E(t).1000$ (s^{-1})	1,913	1,854	-
Volume Pistonado (%)		20,8	21,7	4
Volume Morto (%)		8,4	7,9	6
Volume Mistura (%)		70,8	70,4	1

³ No Capítulo 5, foi feito desenho esquemático para a configuração de barreiras G.

Capítulo 5

RESULTADOS E DISCUSSÕES DAS SIMULAÇÕES EXPERIMENTAIS

5.1 - CONFIGURAÇÕES PARA SIMULAÇÕES EXPERIMENTAIS

A idéia foi determinar qual a melhor configuração de barreiras para o distribuidor em T, seis veios da Belgo-Mineira. As configurações para simulações foram escolhidas com base na literatura e em sugestões de assistências técnicas e de fornecedores, como ilustrado na Tabela 5.1 e Figura 5.1.

Não foram feitos experimentos com barreiras multifuros no distribuidor industrial para evitar deificuldades operacionais como entupimentos e desgastes das barreiras. Apenas um dique foi usado, evitando, durante a operação no distribuidor industrial, arrancamento de diques. Procurou-se trabalhar com barragens de pequenas alturas¹ para evitar que furos nas barragens fossem necessários, levando a circuitos diretos.

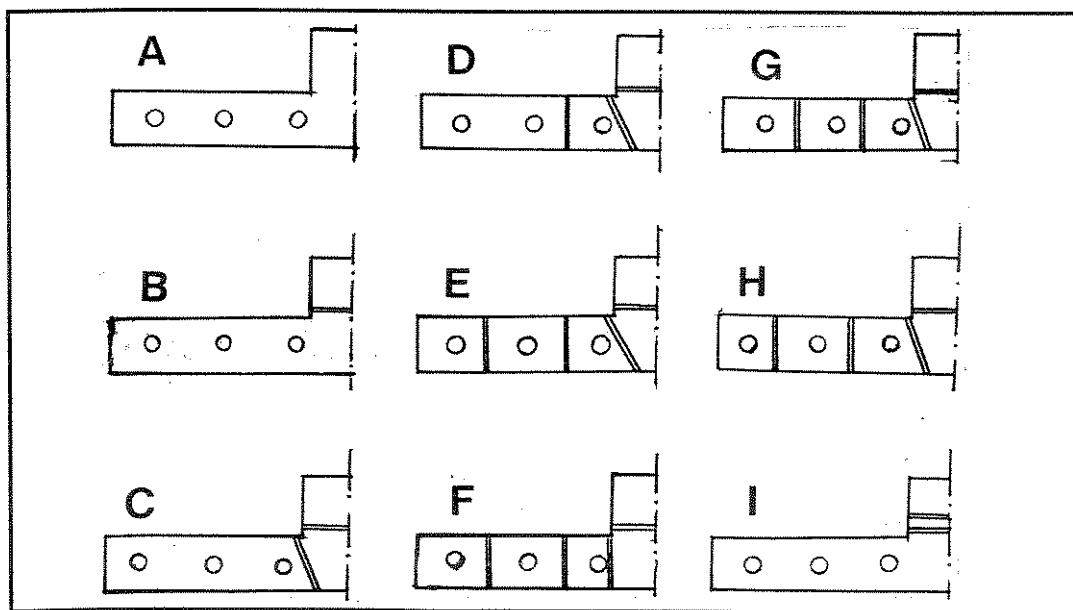
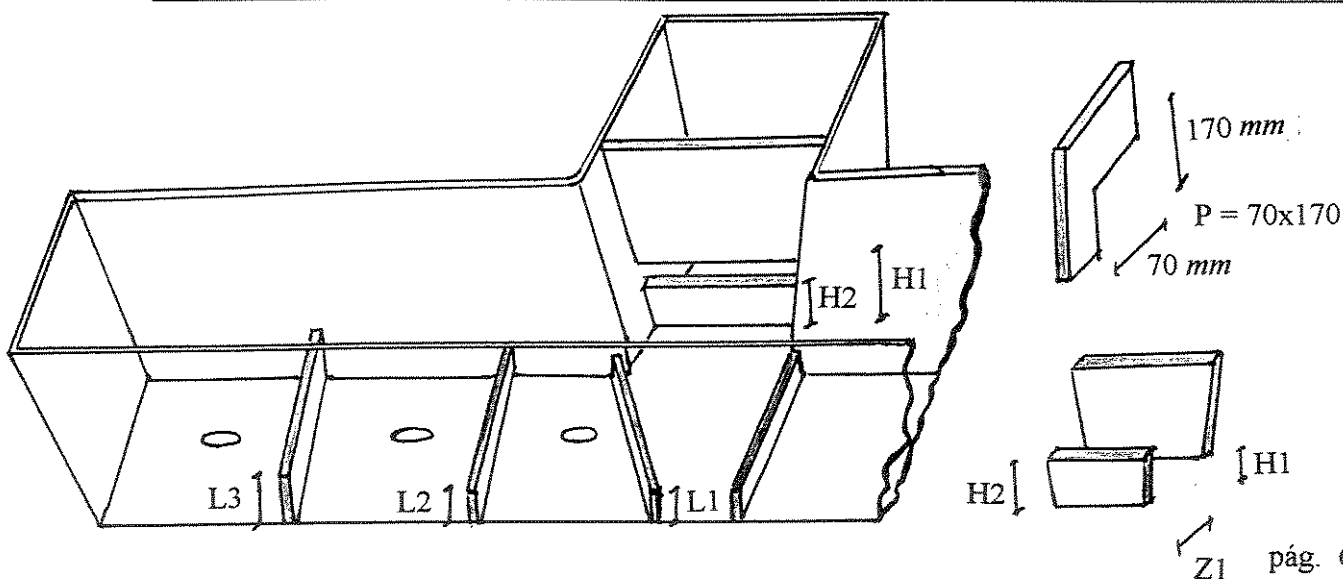


Figura 5.1 - Desenhos Esquemáticos para Configurações de Barreiras.

¹ 55mm máximo de altura de barragem para nível de 230mm no modelo, correspondente a 165mm para nível de 700mm no industrial.

Tabela 5.1 - Configurações de Barreiras para Experimentos em Distribuidor.

Conf.	Descrição	Experimento		Referência
		Visual	DTR	
A	Livre		X	
B	Dique no bico $H1 = 60 \text{ mm}$	X	X	Especificação do fabricante da MLC, Paul Wurth
C	Dique no bico e uma barreira na saída $H1 = 60, L1 = 30 \text{ mm}$	X	X	Eliminar circuito direto no veio 03.
D	Dique no bico e duas barreiras (uma na saída e outra entre veios 2 e 3) $H1 = 60, L1 = 30, L2 = 35 \text{ mm}$	X	X	Eliminar regiões mortas junto à superfície.
E	Dique no bico e três barreiras (uma na saída, uma entre veios 2 e 3 e outra entre veios 1 e 2) $H1 = 60, L1 = 30, L2 = 35, L3 = 55 \text{ mm}$	X	X	Eliminar regiões mortas junto à superfície. Figura 5.2, A.
F	Dique no bico e uma barreira em L na saída, uma barragem entre veios 2 e 3 e uma entre 1 e 2) $H1 = 60, P = 70 \times 170, L2 = 35, L3 = 55 \text{ mm}$	X	X	Assistência técnica da Pohang Works, POSCO. Figura 5.2, B.
G	Dique e barragem no bico e três barreiras $H1 = 88, H2 = 35, L1 = 30, L2 = 35, L3 = 55 \text{ mm}$		X	Com base no trabalho de MOMMERTZ et alii (1988).
H	Dique e barragem no bico e 3 barreiras de mesma altura $H1 = 35, H2 = 88, L1 = L2 = L3 = 55 \text{ mm}$	X		Variante da anterior para aumentar V_{PLUG} no veio 3.
I	Dique e barragem avançada no bico $H1 = 60, H2 = 90, Z1 = 70 \text{ mm}$	X		Forçar fluxo ascendente.



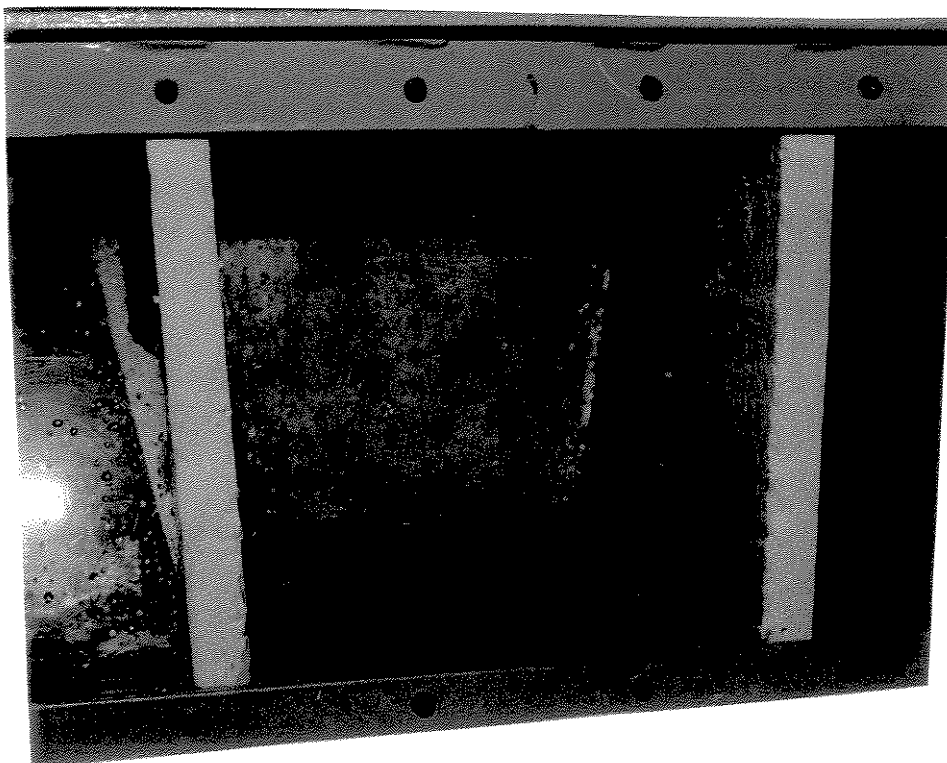


Figura 5.2- Montagens no modelo físico.

A: Configuração E, três barreiras em cada metade do distribuidor.

B: Configuração F, dique no bico e de barreiras em L antes dos veios centrais.

5.2 - RESULTADOS DOS EXPERIMENTOS DE VISUALIZAÇÃO

Foram feitas gravações em vídeo e fotografias dos experimentos com injeção de permanganato de potássio. As vazões de trabalho foram 15l/min com $2,5\text{l/min}$ em cada veio de saída, o tempo de injeção de KMnO_4 foi controlado e mantido igual a 10 segundos. De maneira geral, observou-se que o fluxo foi simétrico em relação ao plano central que separa veios 1, 2 e 3 dos veios 4, 5 e 6, notou-se que a saída do fluxo da região do bico sob o dique foi sempre na forma de V, foi visto ainda que o fluxo de saída nos veios extremos (1 e 6) foi mais regular que nos veios do centro (3 e 4).

Descrições de fluxo para as configurações B, C, D, E, F e I são apresentadas a seguir e ilustradas nas Figuras 5.3 a 5.8.

Configuração B - Dique no bico - Figura 5.3:

Fluxo pelo fundo deixando zona morta junto à superfície sobre os veios 1 e 2. O fluxo pelo fundo significa um não aproveitamento do volume do distribuidor, levando a menor tempo de residência, maior volume de zonas estagnadas e dificuldade de fixação das inclusões pela escória pela menor interação entre metal e escória.

Configuração C - Dique no bico e 1 barreira - Figura 5.4:

Quando comparada com a configuração B, o fluxo foi mais disperso na superfície entre veios 3 e 2, sendo que a maior parte do fluxo (região mais escura) continuou a ser pelo fundo do distribuidor.

Configuração D - Dique no bico e 2 barreiras - Figura 5.5:

Notou-se que em relação à configuração anterior, houve maior dispersão na região junto à superfície sobre os veios 1 e 2.

Configuração E - Dique no bico e 3 barreiras - Figura 5.6:

O comportamento do fluido levou a um maior escurecimento da região junto à superfície, ou seja, houve um maior aproveitamento do volume do distribuidor.

Configuração F - Uso de barreira em L - Figura 5.7:

Observou-se a ocorrência de circuito direto no veio 3 e a existência de zona estagnada na parte superior atrás da barreira em L.

Configuração I - Uso de barragem avançada em relação ao dique do bico - Figura 5.8:

Observou-se turbulência, ondas na superfície, a frente do bico na parte central do distribuidor.



Figura 5.3 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras B - Dique no bico - sequência em 7, 30, 90 e 240 segundos.

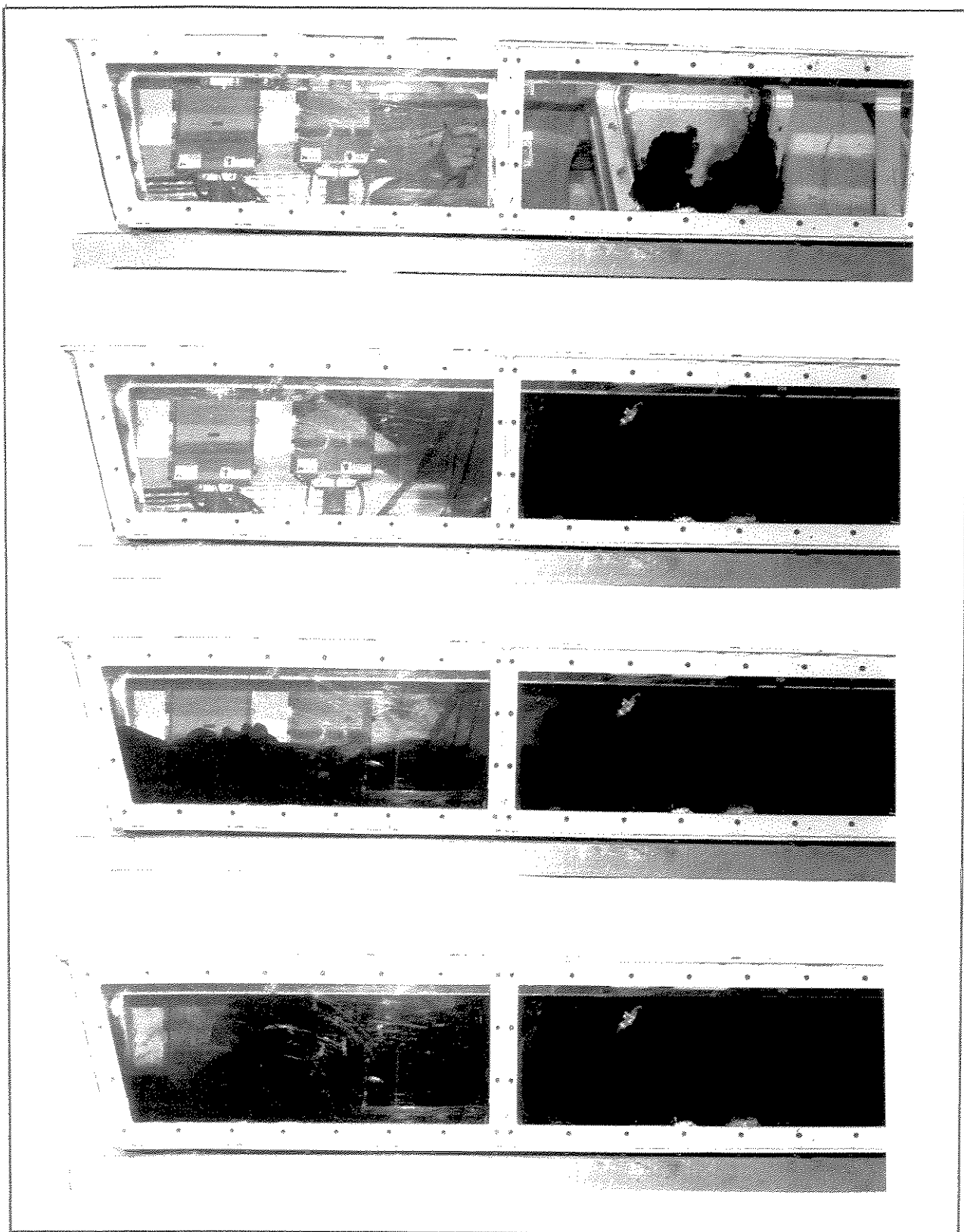


Figura 5.4 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras C - Dique no bico e uma barreira - seqüência em 1, 30, 90 e 240 segundos.

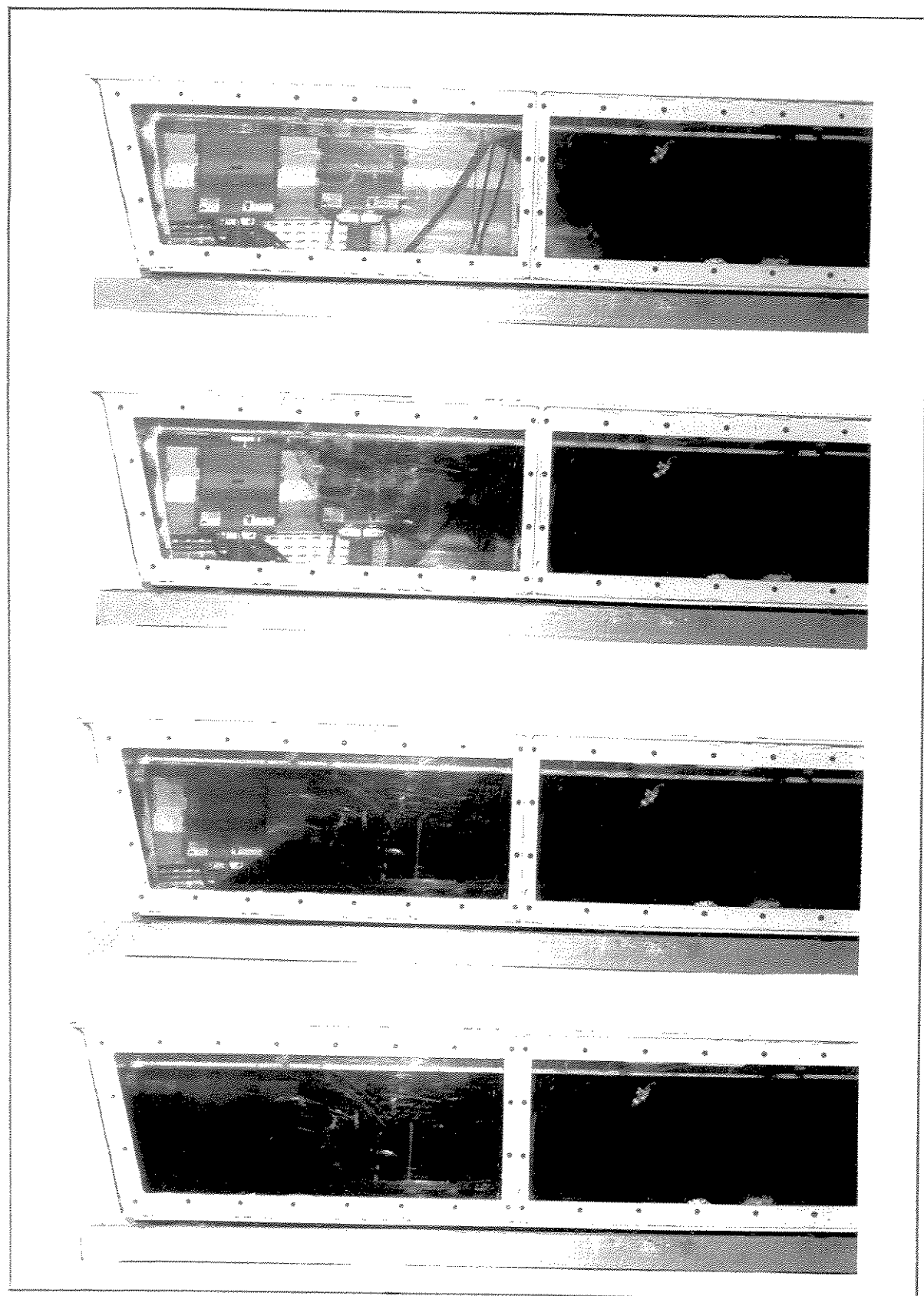
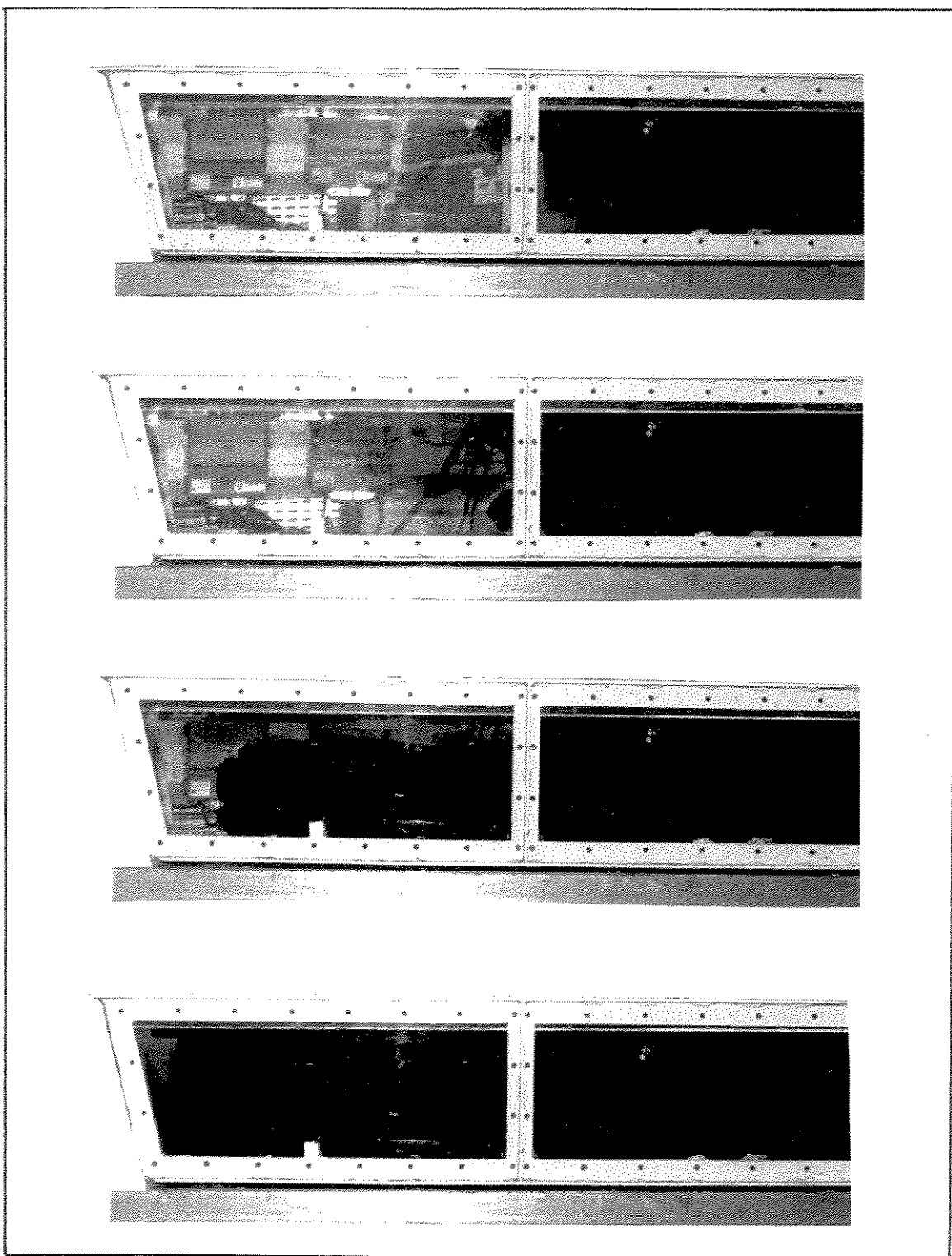
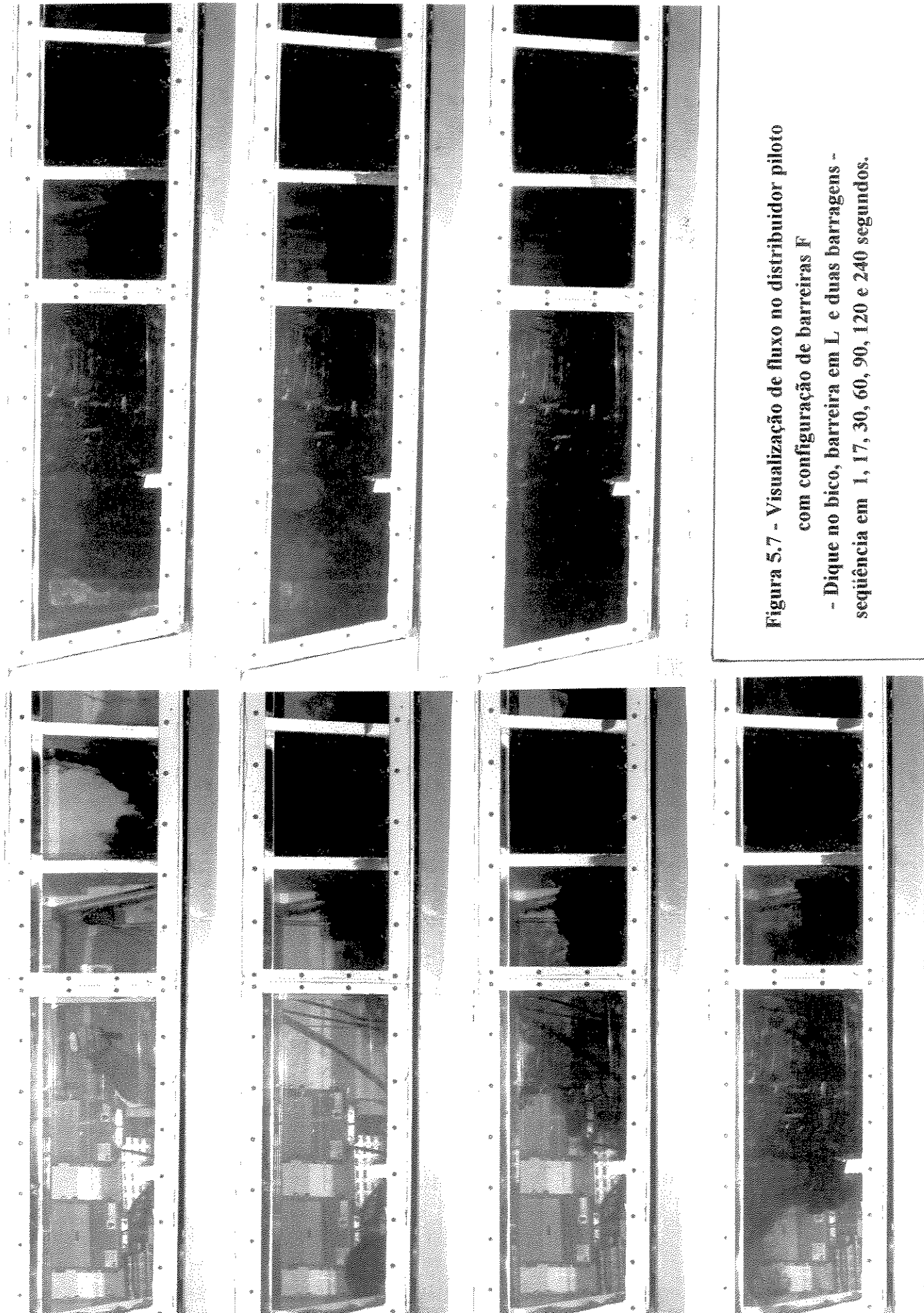


Figura 5.5 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras D - Dique no bico e duas barragens - sequência em 12, 30, 90 e 240 segundos.



**Figura 5.6 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras E
- Dique no bico e três barragens - sequência em 12, 30, 90 e 240 segundos.**



**Figura 5.7 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto
com configuração de barreiras F**
- Dique no bico, barreira em L e duas barreiras -
seqüência em 1, 17, 30, 60, 90, 120 e 240 segundos.

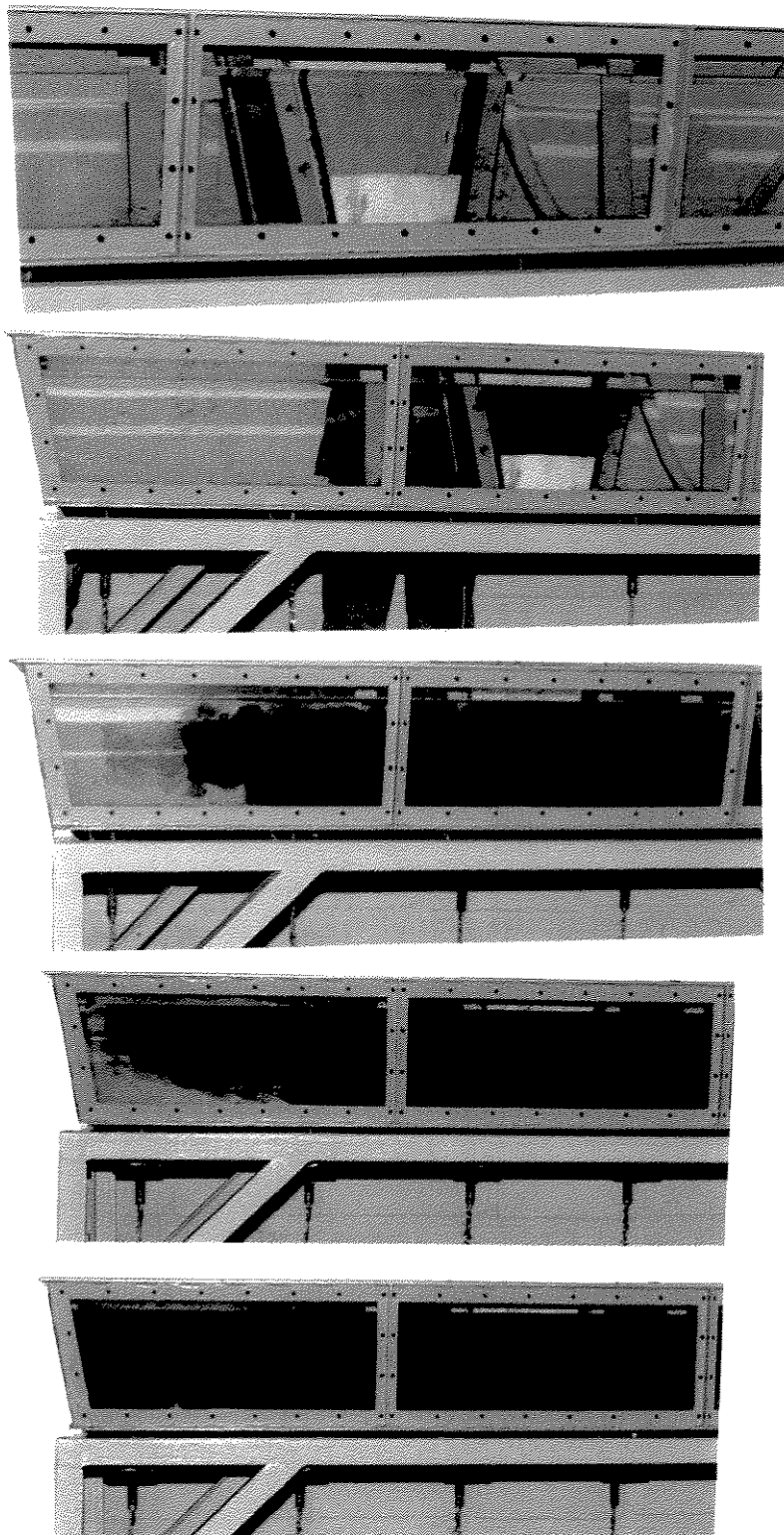


Figura 5.8 - Visualização de fluxo no distribuidor piloto com configuração de barreiras I - Uso de barragem avançada em relação ao dique do bico - sequência em 0, 5, 50, 90 e 120 segundos.

5.3 - CURVAS EXPERIMENTAIS DISTRIBUIÇÃO DO TEMPO DE RESIDÊNCIA

A evolução no tratamento dos dados de medidas de condutividade ao longo do tempo foi detalhada nos gráficos da Figura 5.9, considerando a Configuração A. No gráfico superior foram colocadas as curvas de condutividade ao longo do tempo. O valor inicial² mostrado é a condutividade da água, $\sim 35mS$. Os dados de condutividade foram transformados em concentração (mol/m^3) através das equações 4.9 e 4.10. Observou-se, pelas curvas, que o sal primeiro atingiu o veio 03, cerca de 15s, para então aparecer nos veios 02 e 01. Neste último, a 100s. A concentração foi tornada adimensional pela equação 3.18.

Nos gráficos (c) e (d) da Figura 5.9, as áreas sob as curvas são unitárias. A partir destas curvas, frações de volume pistonado, morto e mistura foram calculadas³. Os resultados foram listados na Tabela 5.2. As curvas concentração vs. tempo adimensionais com área unitária sob as curvas foram colocadas no Anexo 04. Conforme Figura 5.10, encontrou-se volume pistonado para o veio 03 próximo a 5%. O volume morto permaneceu constante e próximo a 10% para os três veios. O volume de mistura variou junto ao volume pistonado para os veios 02 e 01. Com base na Figura 5.10, é difícil dizer qual configuração entre C, D, E ou G apresentou maior similaridade entre veios para o distribuidor piloto. Diferenças de 3% para as frações de volume, como dadas na Figura 5.10, foram consideradas significativas.

O volume pistonado foi calculado novamente como uma média entre o tempo mínimo e aquele correspondente à concentração máxima de traçador⁴. Os novos valores foram plotados na Figura 5.11. Agora, as frações de volume para os três veios para as configurações F e G foram mais próximas, enquanto as configurações C, D e E continuaram a apresentar baixa fração de volume pistonado para o veio 03.

Para comparação das curvas DTR para os três veios em cada configuração, a escala de tempo e a concentração foram tornadas adimensionais pelo tempo médio de residência nominal, $t_{NOMINAL}$, equação 3.19. Assim, os três veios foram comparados na mesma escala de tempo, o que fisicamente faz mais sentido quando se deseja analisar os três veios em conjunto. As curvas DTR adimensionais pelo $t_{NOMINAL}$ são vistas nas Figuras 5.12 a 5.14 e Tabela 5.3.

² Background

³ conforme equações 3.20 a 3.23.

⁴ conforme equação 3.30.

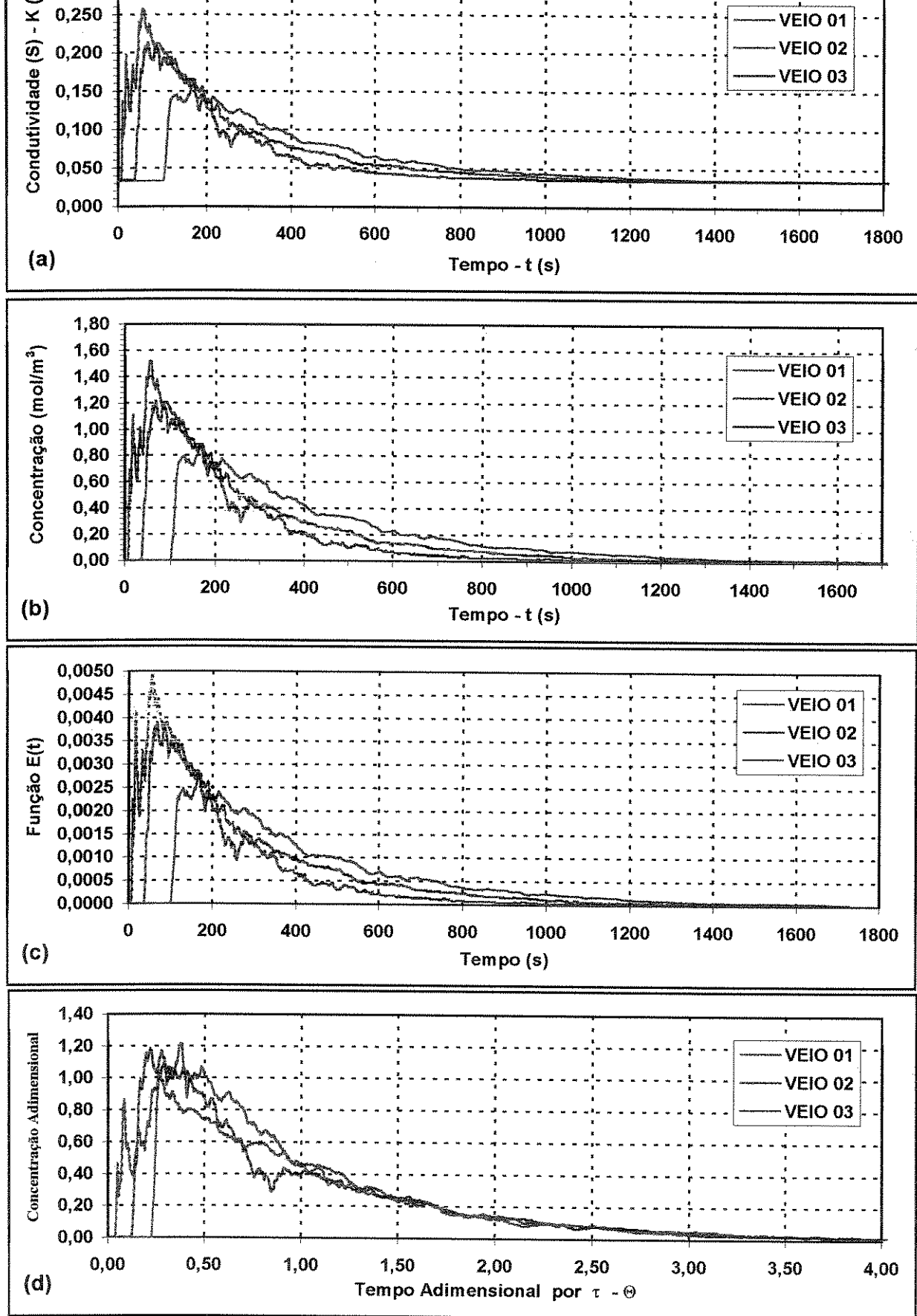


Figura 5.9 - Evolução no tratamento de dados de condutividade para Configuração A.

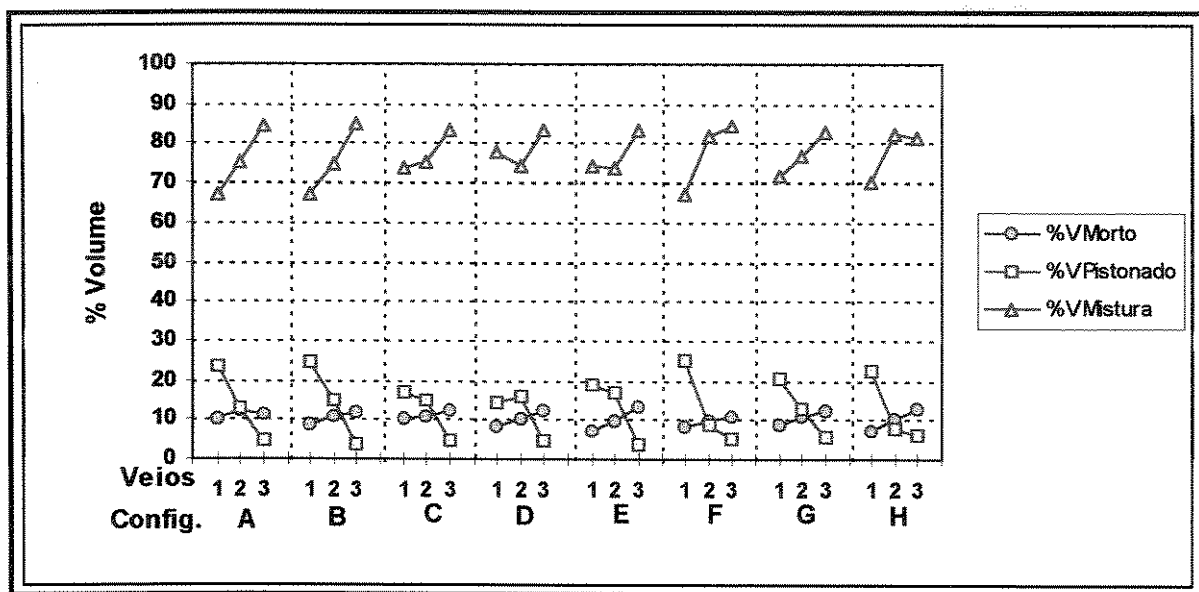


Figura 5.10 - Frações de Volume com base em curvas DTR, adotando tempo de residência médio calculado por veio, τ .

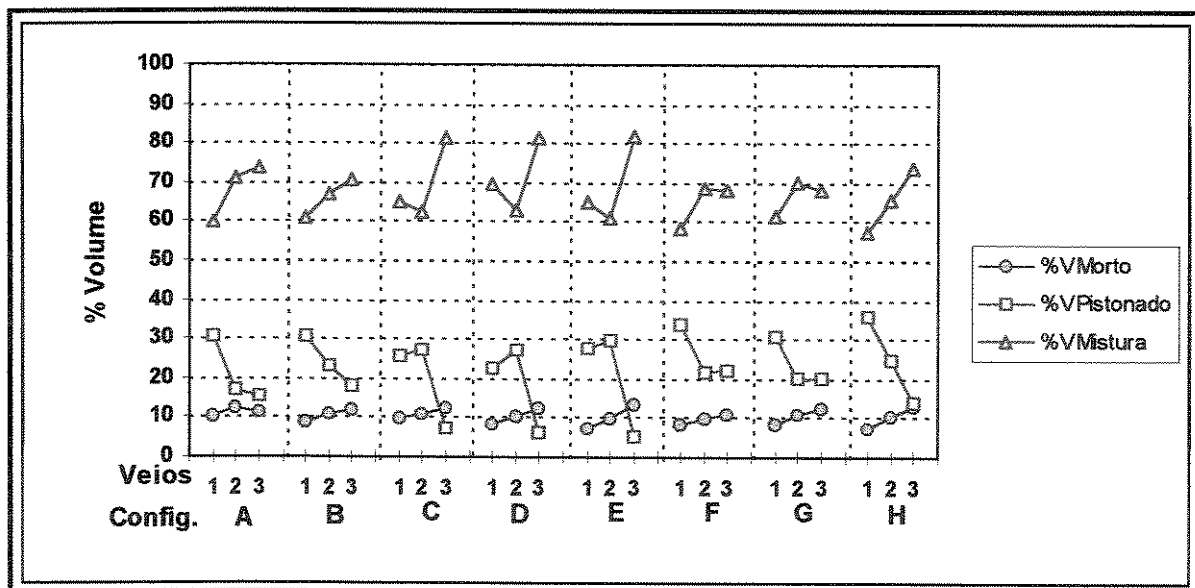


Figura 5.11 - Frações de Volume com base em curvas DTR, adotando tempo de residência médio calculado por veio, τ , e $V_{\text{Pistonado}}$ como média entre $\theta_{\text{Mínimo}}$ e $\theta_{\text{CMÁXIMA}}$.

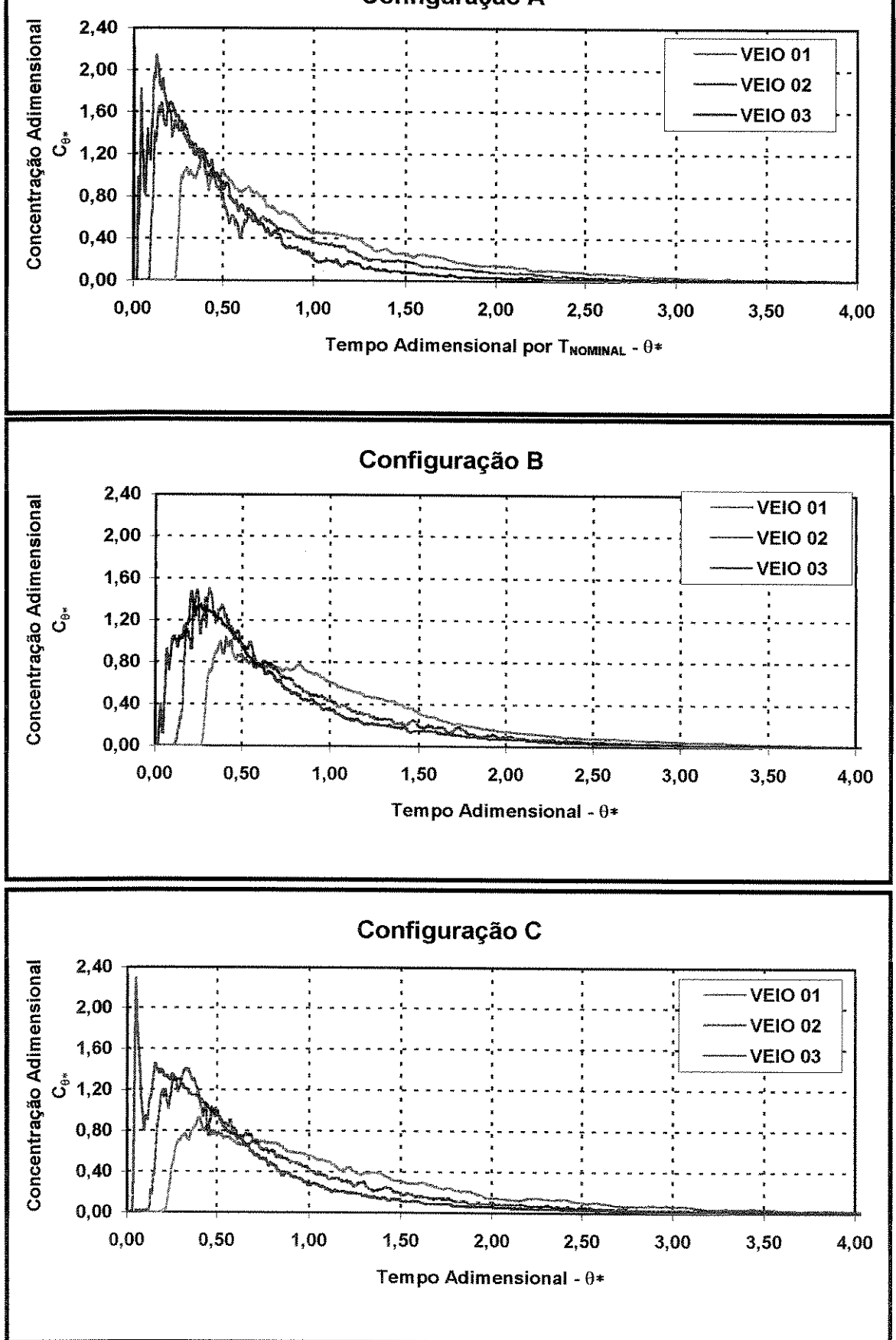


Figura 5.12 - Curvas DTR para configurações A, B e C, adotando t_{NOMINAL} .

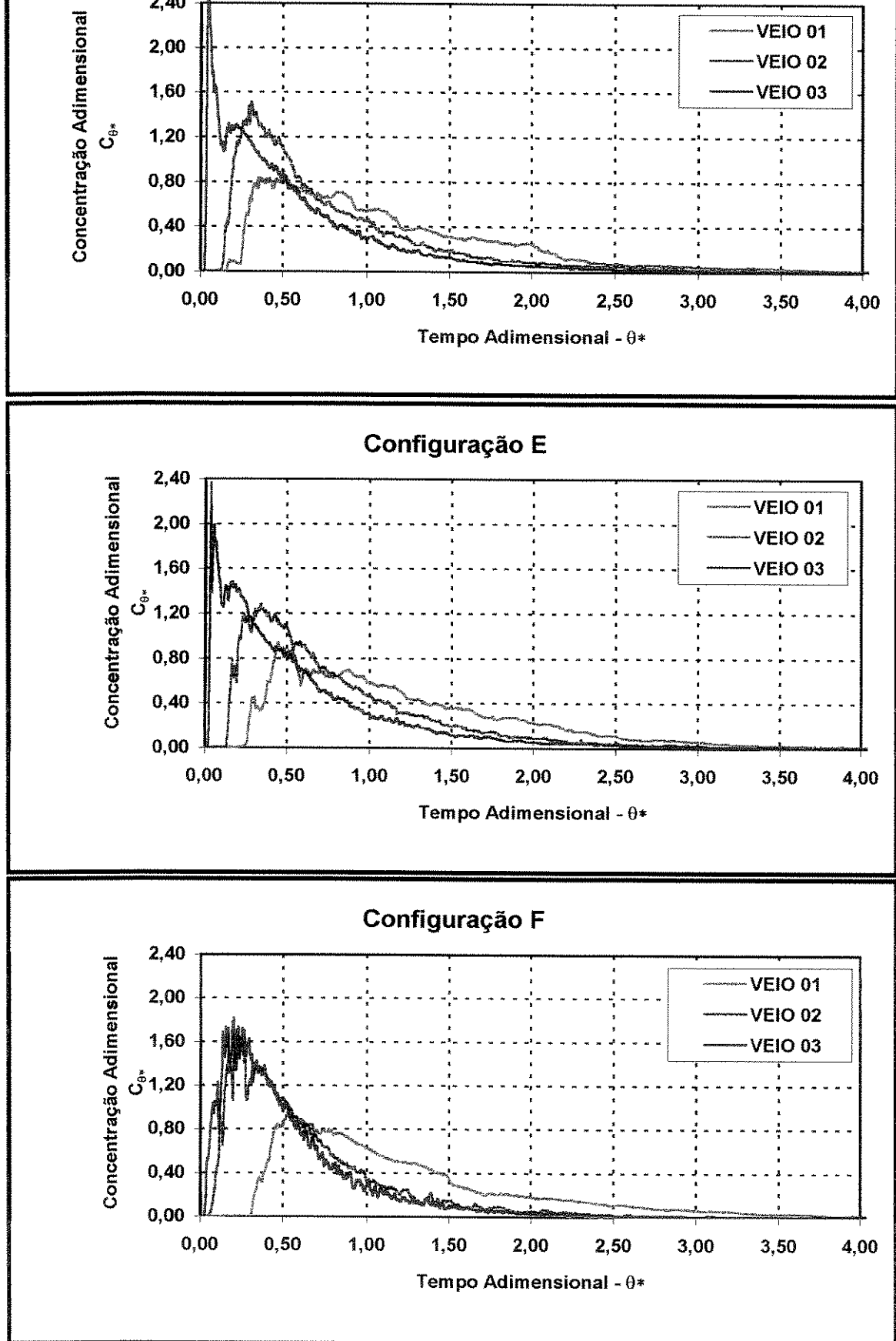


Figura 5.13 - Curvas DTR para configurações D, E e F, adotando t_{NOMINAL} .

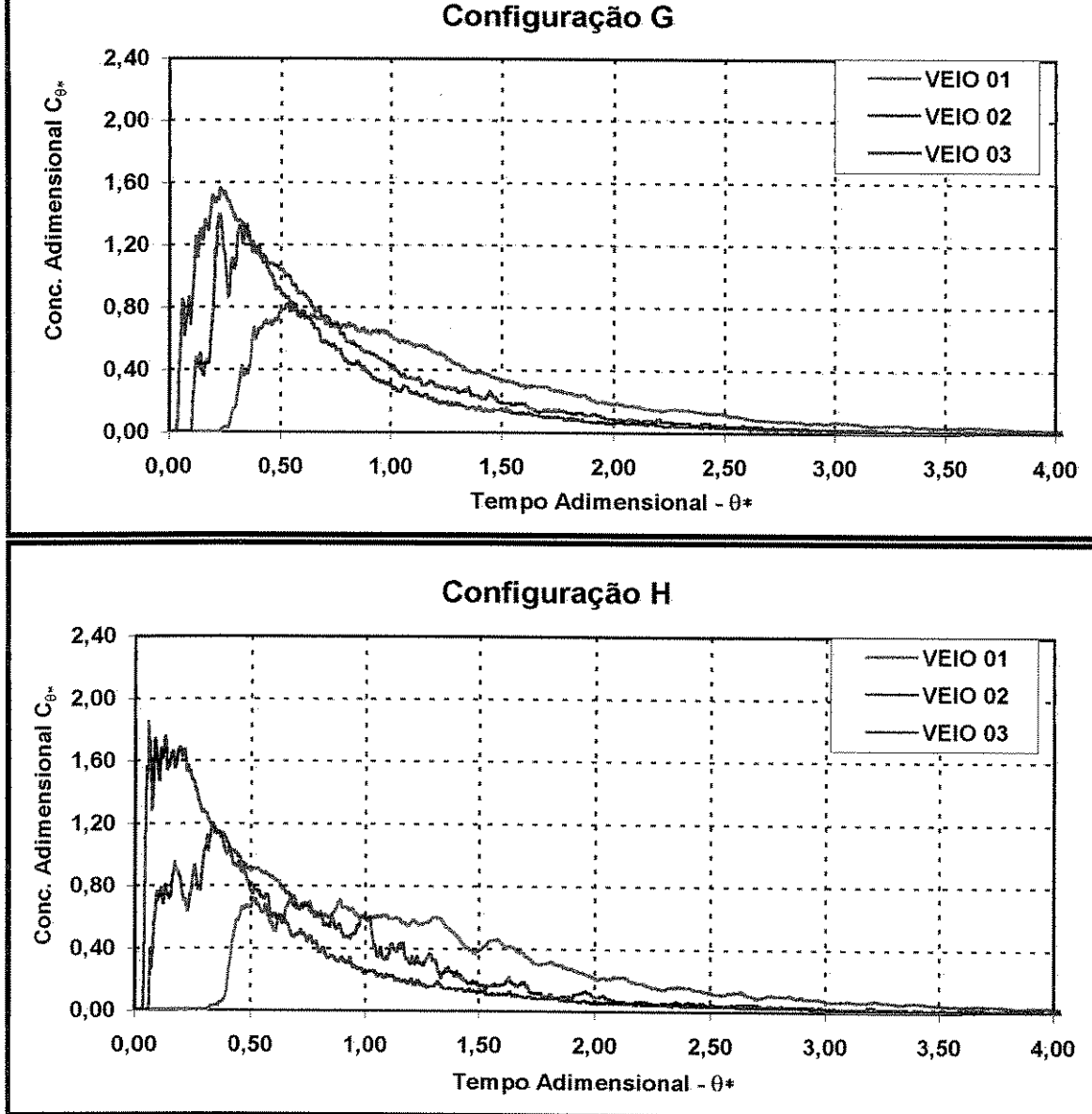


Figura 5.14 - Curvas DTR para configurações G e H, adotando t_{NOMINAL} .

As Figuras 5.12, 5.13 e 5.14 ilustram as curvas DTR para os três veios nas configurações de A a H. Observou-se que as curvas, com máxima concentração no veio 3 e maior dispersão no veio 1, foram similares àquelas indicadas na Figura 3.3.

Analisando as Figuras 5.12 a 5.14, notou-se que há um pico inicial que aparece na configuração A, foi ausente na configuração B, e voltou a ser nítido para C, D e E. Este pico inicial representa a existência de circuito direto, ou seja, há uma separação no fluxo enquanto uma parte do traçador vai ao veio diretamente, e outro volume de traçador possui tempo de residência mais longo. As curvas da configuração F mostraram veios 2 e 3 com praticamente a mesma curva, mas com baixos tempos de residência médio. Na configuração G, o pico inicial presente em C, D e E foi eliminado. Para a configuração H, o objetivo de aumentar o volume pistonado no veio 3 pelo aumento da altura da primeira barragem não foi atingido.

Com base no t_{NOMINAL} e nas curvas das Figuras 5.12 a 5.14, as frações de volume foram recalculadas, conforme Tabela 5.3 e Figura 5.15. Nesta última figura, na qual o volume pistonado foi calculado pela média entre $\theta_{\text{MÍNIMO}}$ e $\theta_{\text{CMÁXIMA}}$, conforme equação 3.30, as configurações C, D e E apresentaram valores de volume pistonado próximos para veios 1 e 2, mas continuaram a apresentar valores baixos de volume pistonado para o veio 03. Já as configurações F e G melhoraram o valor de fluxo pistonado para o veio 03, aumentando também o valor para o veio 01.

Como a idéia foi escolher a melhor configuração de barreiras entre as propostas, poderia ser interessante analisar curvas DTR que representassem todo o reator. Fisicamente seria como ter as três saídas, veios 1, 2 e 3, passando por um mesmo condutivímetro. A soma das curvas DTR dos três veios para cada configuração foi feita ponderando a concentração pelos volumes, equações 5.1 e 5.2. A Figura 5.16 traz a comparação entre as frações de volume para as oito configurações estudadas. Não houve diferença significativa entre as frações de volume para as curvas DTR gerais.

Uma curva geral para cada configuração é mostrada na Figura 5.17. Notou-se que estas curvas foram bastante próximas. As configurações A e B apresentaram os maiores valores de concentração máxima, enquanto a configuração H apresentou o menor, e as configurações C, D e E apresentaram um pico inicial bem definido. As frações de volume extraídas destas curvas gerais forneceram valores bastante próximos e inferiores a 10% para volume morto e valores de $\theta_{\text{MÍNIMO}}$ entre 2 e 4%.

$$V_1 \cdot M_1 + V_2 \cdot M_2 + V_3 \cdot M_3 = (V_1 + V_2 + V_3) \cdot M_{\text{Geral}} \quad \dots\dots\dots 5.1$$

$$M_{\text{Geral}} = \frac{\sum_1^3 V_i \cdot M_i}{\sum_1^3 V_i} \quad \dots\dots\dots 5.2$$

Por fim, após análise dos resultados de medida de condutividade e dos experimentos de visualização para as configurações inicialmente propostas, configurações de A a F, concluiu-se que a melhor configuração foi a E. No entanto, esta configuração E apresentou circuito direto no veio 3.

As configurações G e H foram propostas após testes de visualização. Simulações, com levantamentos de curvas DTR, indicaram que o circuito direto existente para o veio 3 na configuração E foi eliminado para a configuração G.

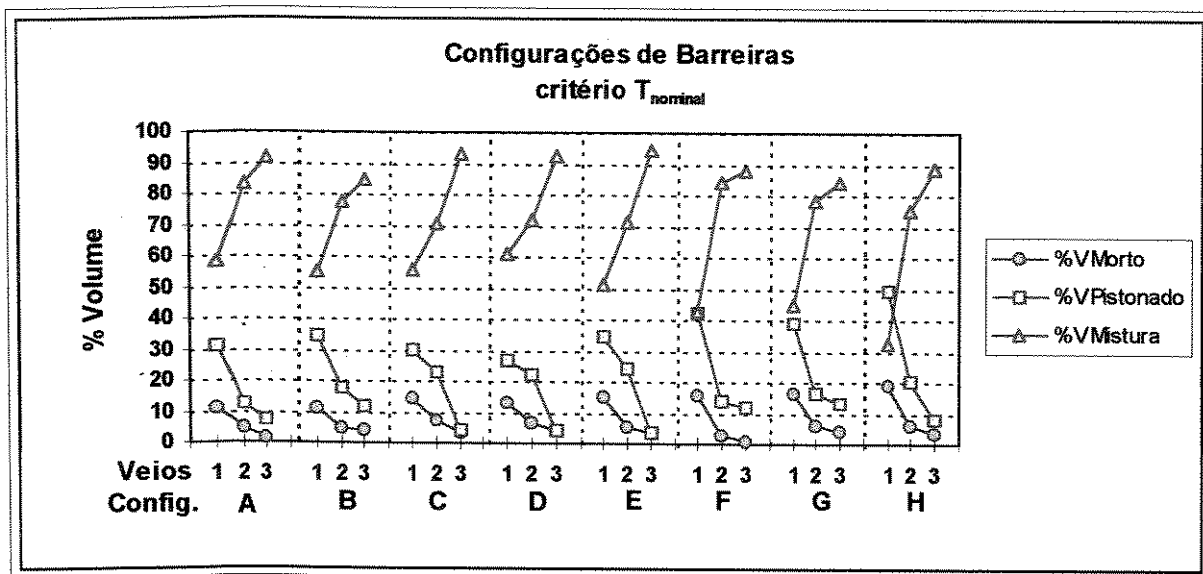


Figura 5.15 - Frações de Volume em percentagens, com base em curvas DTR, adotando tempo de residência médio nominal por veio, t_{NOMINAL} .

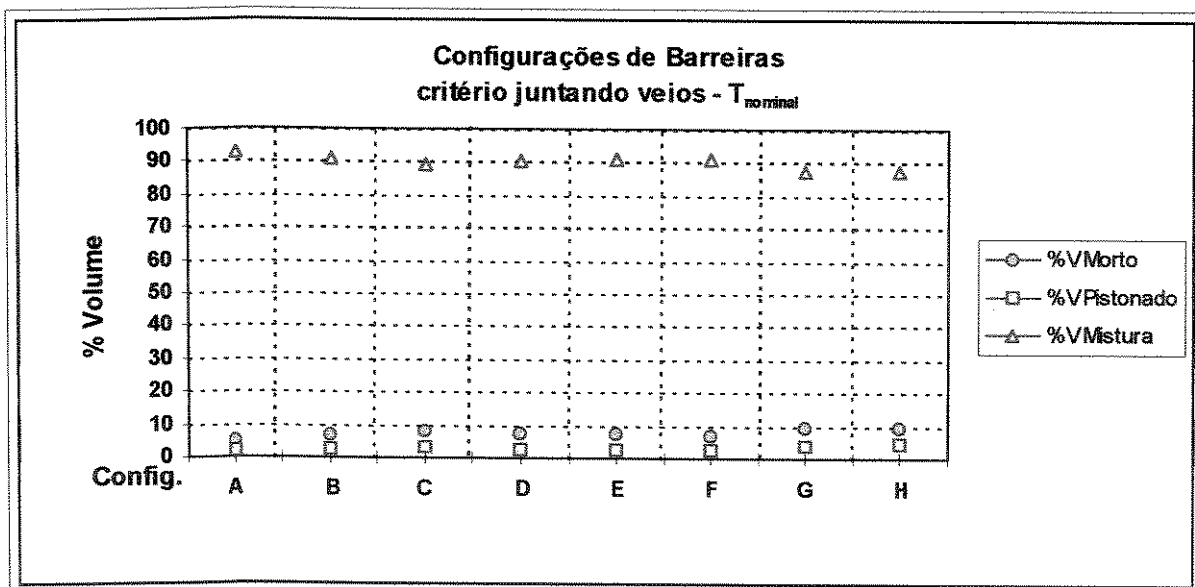


Figura 5.16 - Frações de Volume em percentagens, com base nas curvas DTR gerais, configurações A a H.

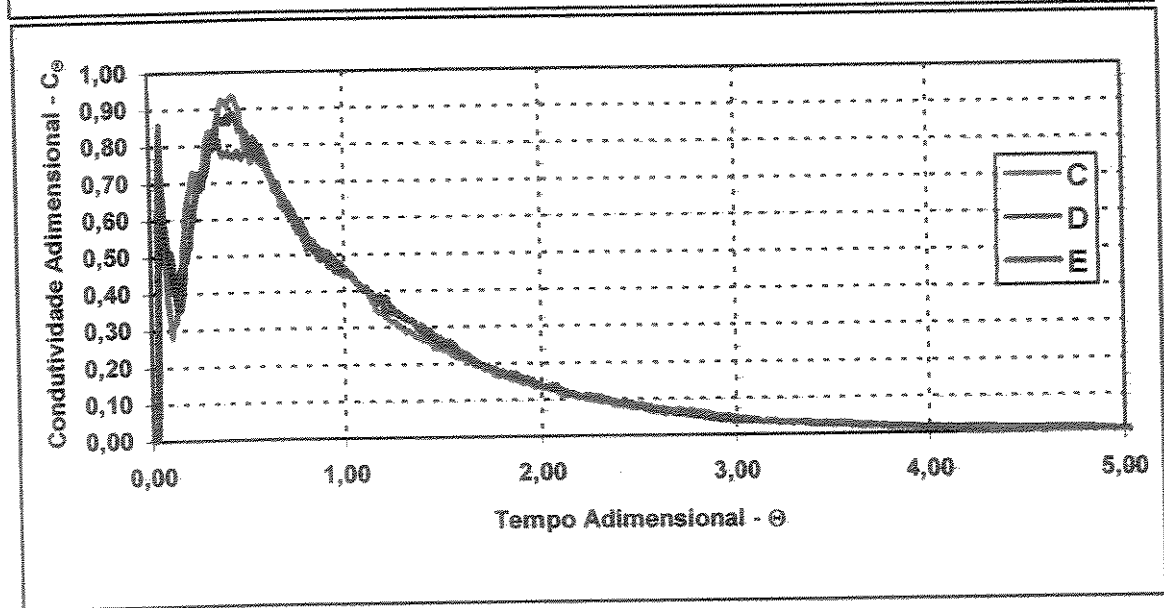
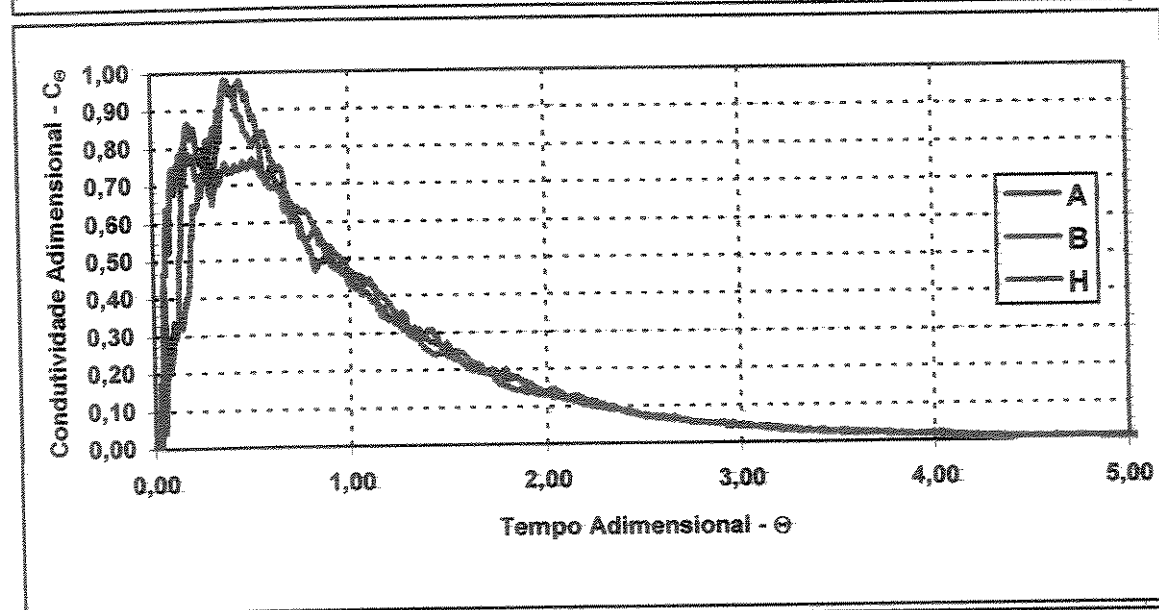
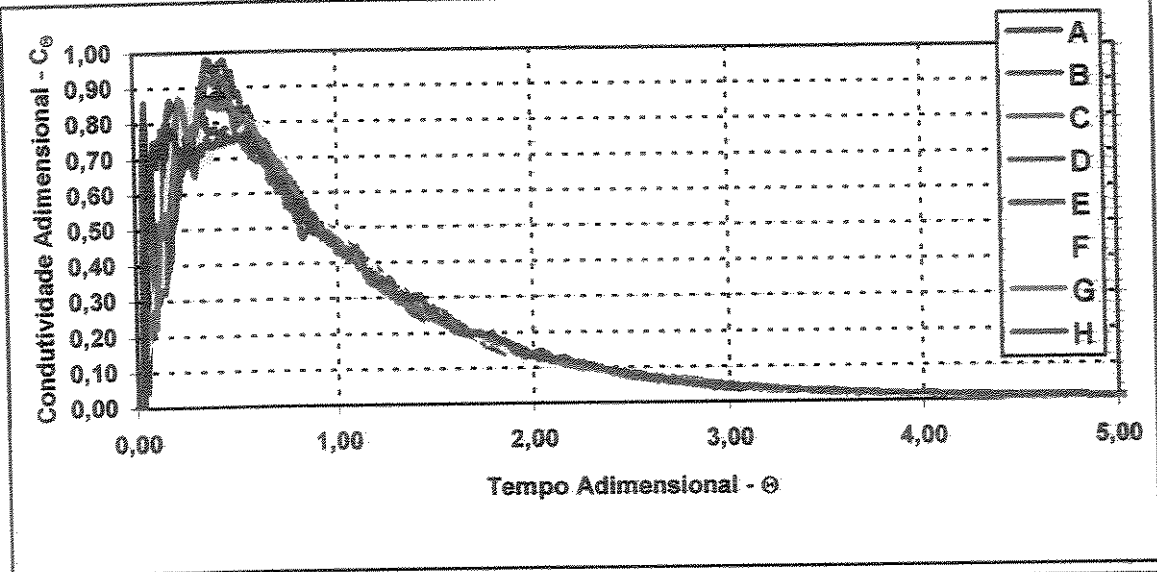


Figura 5.17 - Curvas DTR gerais para Configurações de A a H.

Alguns autores fizeram referência à utilização do número de Peclet, da variância e da concentração máxima como indicadores da dispersão. Esses parâmetros seriam inversamente proporcionais ao volume de mistura. A variância e a concentração máxima adimensional foram calculadas para as curvas DTR do Anexo 03, os resultados foram plotados em função do volume de mistura nos gráficos das Figuras 5.18 e 5.19. Pode-se dizer que enquanto o veio 01 apresentou maiores valores de concentração máxima e variância, este apresentou os menores valores de volume de mistura. O inverso foi verdade para o veio 3. Portanto os gráficos 5.18 e 5.19 demonstraram a relação inversa entre a variância e a concentração máxima em relação à fração de volume de mistura.

As curvas levantadas a partir da equação 3.25 levaram à determinação de número de Peclet próximo a 8,0 para o veio 01 e em torno de 2,0 para o veio 03, conforme pode ser visto na Figura 5.20 para a configuração G. Notou-se que ter uma curva teórica a partir do número de Peclet similar a uma curva DTR real não foi fácil, pois exigiu a obtenção simultânea de $\theta_{\text{MÍNIMO}}$, pico de concentração e curva de decréscimo da concentração similares. Os valores de literatura dão conta de números de Peclet em torno de 6,0 a 8,0 para distribuidores dois veios, portanto comparáveis às curvas para o veio extremo, veio 01.

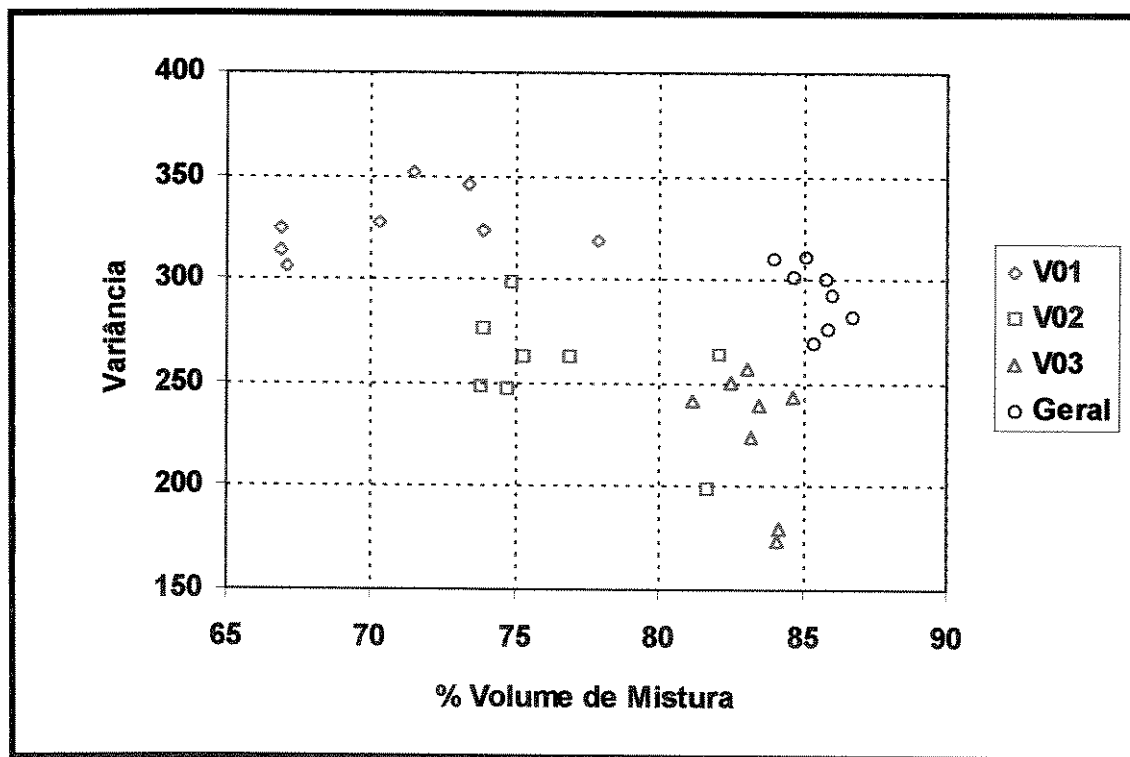


Figura 5.18 - Correlações entre valores obtidos de variância e de volume de mistura.

Tabela 5.2 - Resultados de curvas DTR por configuração, adotando τ .

Config.	Veio	%V _{Morto}	%V _{Pistonado}	%V _{Mistura}	Tempo τ (s)	$\theta_{C0M\acute{A}X}$	C _{0M\acute{A}X}	Variância
A	1	10,0	23,1	66,9	444	0,3763	1,203	314
	2	12,2	12,5	75,3	304	0,2168	1,185	262
	3	11,2	4,6	84,2	207	0,2640	1,020	179
	Geral	11,7	2,9	85,4	313	0,3714	0,979	269
B	1	8,5	24,4	67,1	479	0,3690	1,150	306
	2	10,5	14,8	74,7	336	0,3073	1,158	247
	3	11,8	3,5	84,7	285	0,3182	0,973	243
	Geral	10,6	2,7	86,7	367	0,4471	0,977	282
C	1	9,9	16,7	73,4	501	0,3386	1,087	346
	2	10,5	14,6	74,9	357	0,3951	1,181	298
	3	12,0	4,8	83,2	251	0,0918	1,010	224
	Geral	11,6	3,7	84,7	364	0,4414	0,931	301
D	1	8,0	14,1	77,9	493	0,3130	0,963	319
	2	10,2	15,9	73,9	346	0,3800	1,231	276
	3	12,4	4,5	83,1	254	0,0814	1,720	257
	Geral	11,3	2,9	85,8	364	0,4237	0,884	300
E	1	7,3	18,8	73,9	532	0,3660	1,157	323
	2	9,7	16,5	73,8	348	0,4286	1,030	248
	3	13,1	3,4	83,5	255	0,0681	1,132	239
	Geral	11,4	2,6	86,0	366	0,3622	0,813	292
F	1	8,3	24,8	66,9	525	0,4267	1,184	324
	2	9,8	8,5	81,7	266	0,3482	1,075	198
	3	10,6	5,3	84,1	222	0,3808	0,943	173
	Geral	10,8	3,3	85,9	347	0,2807	0,845	276
G	1	8,4	20,1	71,5	544	0,4091	1,042	352
	2	10,5	12,6	76,9	344	0,2703	1,117	262
	3	12,0	5,5	82,5	280	0,3448	0,986	250
	Geral	11,0	3,9	85,1	391	0,2472	0,863	311
H	1	7,2	22,5	70,3	574	0,4845	1,025	327
	2	10,3	7,6	82,1	333	0,4133	0,963	263
	3	12,9	5,9	81,2	245	0,2174	1,009	241
	Geral	11,6	4,4	84,0	374	0,1827	0,785	310

Tabela 5.3 - Resultados de curvas DTR por configuração, adotando $t_{NOMINAL}$.

Configuração	Veio	%V _{Morto}	%V _{Pistonado}	%V _{Mistura}
A	1	10,7	23,7	65,6
	2	4,6	8,8	86,6
	3	1,0	2,2	96,8
	Geral	5,1	2,1	92,8
B	1	11,2	27,1	61,7
	2	4,8	11,5	83,7
	3	3,8	2,3	93,9
	Geral	6,7	2,3	91,0
C	1	14,5	19,6	65,9
	2	6,9	12,2	80,9
	3	3,0	2,8	94,2
	Geral	8,0	3,2	88,8
D	1	12,8	16,3	70,9
	2	6,2	12,9	80,9
	3	3,7	2,7	93,6
	Geral	7,4	2,5	90,1
E	1	15,0	23,1	61,9
	2	5,0	13,3	81,7
	3	3,0	2,0	95,0
	Geral	7,2	2,2	90,6
F	1	15,6	30,8	53,6
	2	2,3	5,3	92,4
	3	0,9	2,8	96,3
	Geral	6,7	2,7	90,6
G	1	16,3	25,6	58,1
	2	5,7	10,2	84,1
	3	3,8	3,5	92,7
	Geral	8,9	3,6	87,5
H	1	18,6	31,3	50,1
	2	5,7	6,1	88,2
	3	3,5	3,4	93,1
	Geral	9,1	4,0	86,9

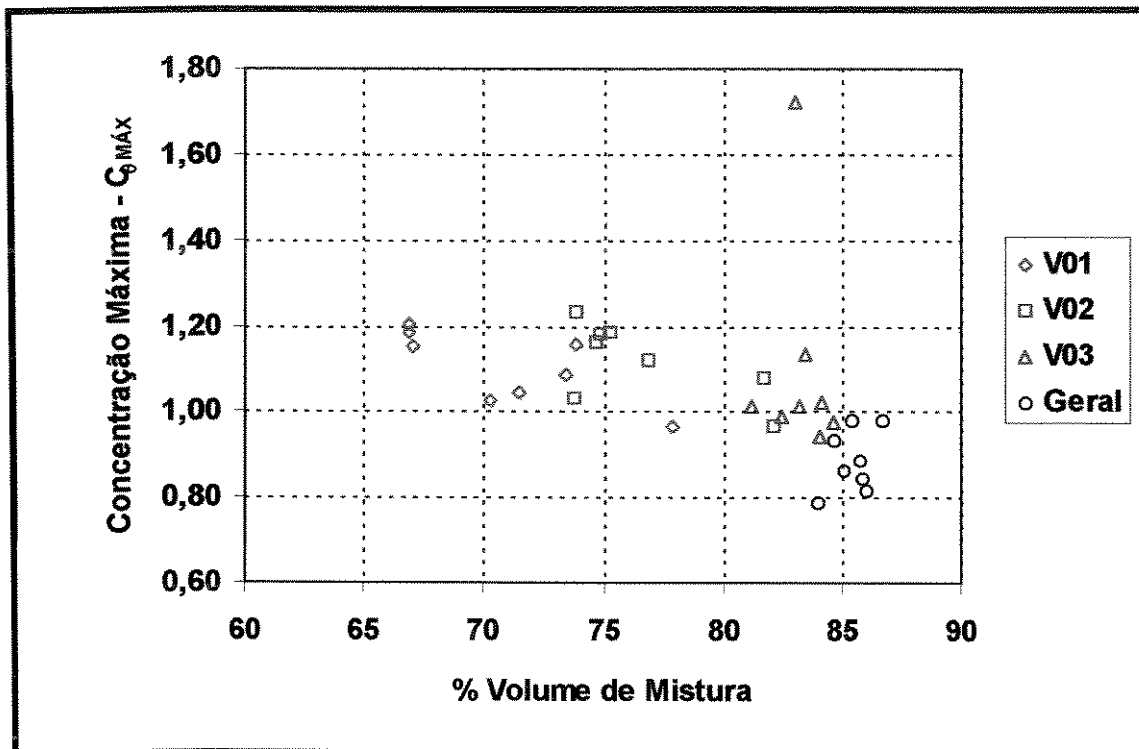


Figura 5.19 - Correlações entre valores de volume de mistura e concentração máxima.

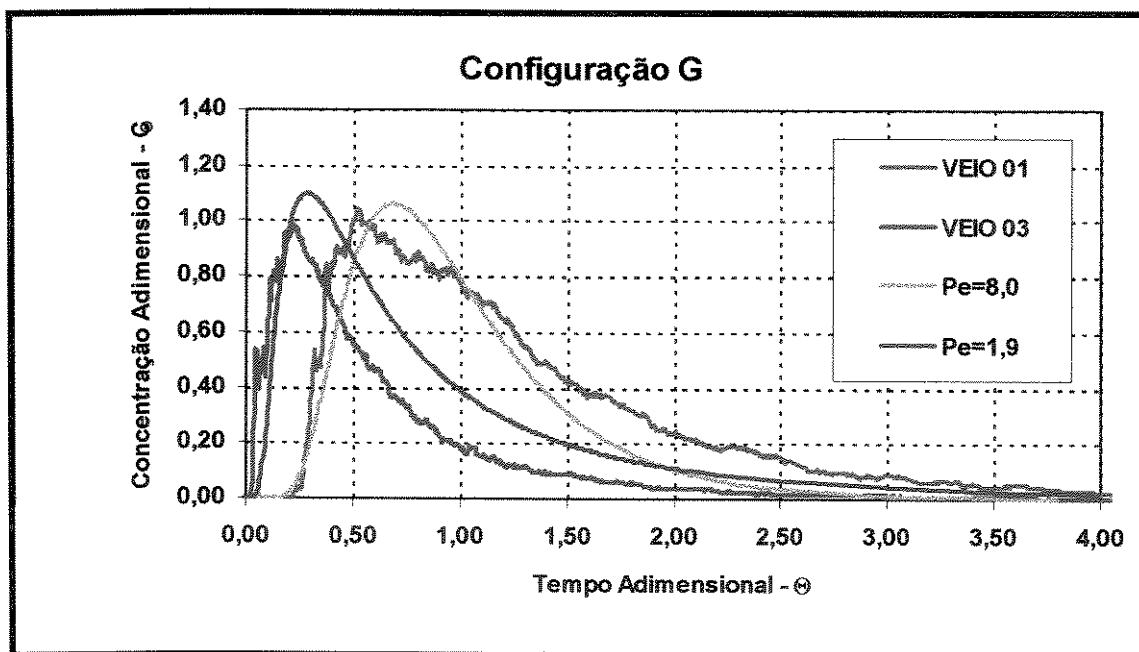


Figura 5.20 - Comparação entre curvas DTR experimentais para a configuração G e teóricas a partir do número de Peclet.

5.4 - CURVA CUMULATIVA DE DISTRIBUIÇÃO DO TEMPO DE RESIDÊNCIA - CURVA F

Para a produção de pequenos lotes de aços ligados, por exemplo 10 toneladas, com adição de ligas no distribuidor, ou no caso de lingotamento em sequência de dois aços há sempre um descarte que deve ser feito correspondente ao grau de mistura⁵. A determinação correta deste volume de descarte implica na garantia de isenção de mistura e maximização do rendimento metálico. A curva $F(t)$, que é a função cumulativa de distribuição do tempo de residência, pode ser utilizada neste sentido. A equação 5.4 fornece a definição da curva $F(t)$, que representa a fração de traçador com tempo de residência inferior a um dado tempo, t . As curvas da Figura 5.21 mostram que, para o veio 1, a mistura é mais crítica, pois o tempo para que a curva alcançasse o valor unitário foi maior, ou seja o tempo para que a concentração do fluido que deixa o distribuidor tivesse a composição próxima a concentração do segundo fluido ($C = C_2$) foi maior.

$$F(t) = \frac{C - C_1}{C_2 - C_1} = \int_0^t E(t) \cdot dt \quad \dots\dots\dots 5.4$$

Apenas para efeito de raciocínio são considerados dois aços, 0,10%C e 0,20%C, lingotados em sequência. Assim $C_1=0,10$ e $C_2=0,20$. Supondo que $C=0,18$ já seja aceitável para o aço 0,20%C, vai-se a curva do veio 01 da Figura 5.21 encontra-se o valor de $\theta = 2,00$ para $F(t) = 0,80$. Esse valor corresponde a 850s no modelo e, pela equação 5.5, a 25min no industrial. Assim, o descarte no veio 01 deveria ser de metade dos tarugos produzidos para a segunda corrida (o tempo de lingotamento de uma corrida é normalmente 50min). Seguindo o mesmo raciocínio, para o veio 03, $\theta \approx 1,00$ e o descarte seria de $\frac{1}{4}$ dos tarugos produzidos neste veio. Este raciocínio serve como alerta para que sejam tomados cuidados na realização de lingotamento de aços diferentes em sequência no mesmo distribuidor.

$$\frac{t_{MODELO}}{t_{INDUSTRIAL}} = \lambda^{1/2} = \left(\frac{1}{3}\right)^{1/2} = 0,577 \quad \dots\dots\dots 5.5$$

Fatores que podem minimizar os efeitos de mistura de aços são a utilização de aços com composição química mais próxima possível, procedimento de abaixar o nível do distribuidor para o momento de abertura da segunda panela, e controle da composição química nas duas extremidades do produto do lingotamento contínuo. Fatores agravantes para a prática de mistura são a necessidade de rastreabilidade de tarugos por veio e posição e a existência de comprimento metalúrgico (poço líquido) longo.

⁵ "Transitional billets"

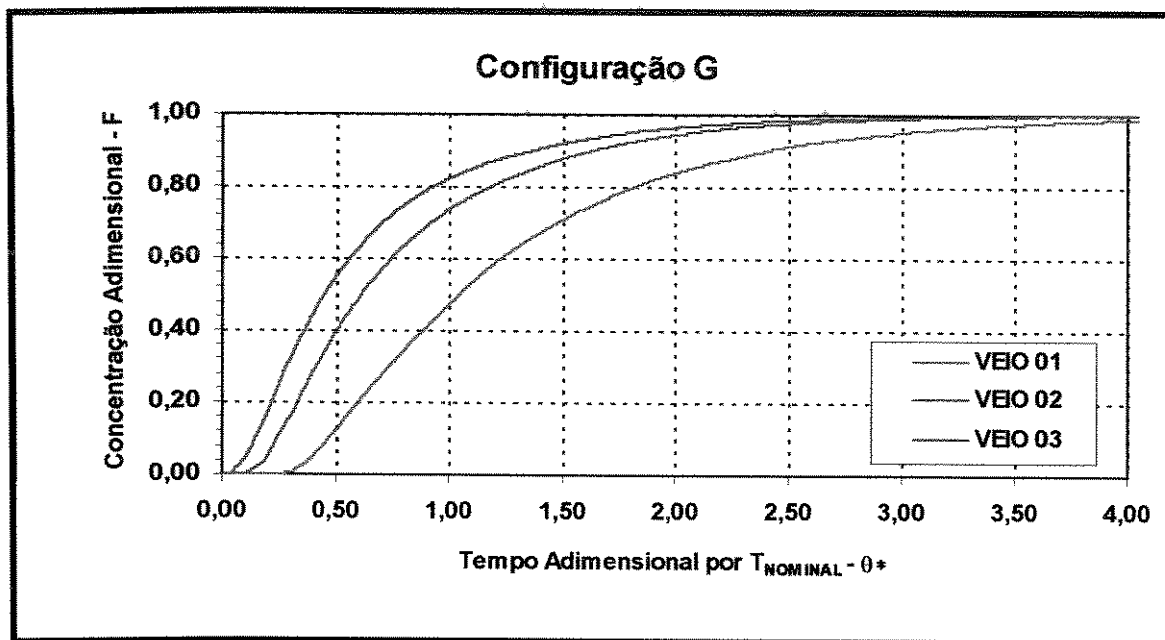


Figura 5.21 - Curvas F por veio para configuração G.

Capítulo 6

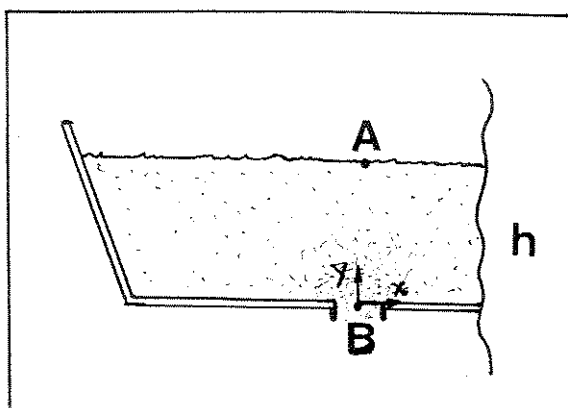
MODIFICAÇÕES EM EQUIPAMENTO INDUSTRIAL

6.1 - CONSIDERAÇÕES PRELIMINARES

6.1.1 - Cálculo de Altura de Distribuidor

Para facilidade da remoção de inclusões e manutenção da continuidade do processo de lingotamento, é interessante trabalhar com distribuidores de grandes volumes, para aumento do tempo de residência. Ao mesmo tempo é interessante ter-se baixa altura de distribuidor, para se ter menor distância a ser percorrida pelas inclusões durante o fenômeno de flotação.

A altura do distribuidor, que no caso de lingotamento de tarugos tem assumido valores de 700 ou 800mm, pode ser calculada em função do diâmetro de válvula, velocidade de lingotamento e secção do tarugo. Com esse fim, MAZUMDAR et alii (1995)¹ utilizaram a equação 6.3, que é deduzida a partir da conservação da energia mecânica, equações 6.1 a 6.5 e Figura 6.1². Foram apresentados valores do coeficiente de descarga por orifício, C_D , em função do formato do distribuidor e número de veios. Esses valores variaram de 0,810 a 0,985.



$$Ep_A = K \cdot Ec_B \quad \dots\dots\dots 6.1$$

$$m \cdot g \cdot h = K \cdot \frac{1}{2} \cdot m \cdot v_{SAÍDA}^2 \quad \dots\dots\dots 6.2$$

$$v_{SAÍDA} = C_D \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot h} \quad \dots\dots\dots 6.3$$

$$v_{SAÍDA} = \frac{4 \cdot Q}{\pi \cdot \phi^2} \quad \dots\dots\dots 6.4$$

$$Q = A \cdot v \quad \dots\dots\dots 6.5$$

Figura 6.1 - Cálculo para correlação entre velocidade de lingotamento, diâmetro da válvula e altura do distribuidor.

¹ Baseados no trabalho de GUTHRIE (1992): Engineering in Process Metallurgy, Clarendon Press, Oxford.
² Conforme CARVALHO (1984), essa equação pode ser identificada como fórmula de Darcy-Weissbach.

onde :

E_{pA} - energia potencial no ponto A (J);

E_{cB} - energia cinética no ponto B (J);

K - coeficiente de perda de carga;

m - massa de fluido (kg);

$v_{SAÍDA}$ - velocidade de saída do fluido através da válvula (m/s);

h - nível do fluido (m);

Q - vazão de fluido pela válvula (m^3/s);

ϕ - diâmetro da válvula (m);

A - área da seção do tarugo (m^2); e

v - velocidade de lingotamento (m/s).

Aplicando valores da instalação industrial da Belgo-Mineira às equações 6.1 a 6.5, chega-se à correlação da Figura 6.2. Atualmente, na Belgo-Mineira, procura-se trabalhar com altura de distribuidor acima de 500mm, sendo a máxima 700mm. Os diâmetros de válvula usados para o caso de lingotamento em jato aberto variam de 16 a 20mm, as velocidades de lingotamento em jato aberto estão entre 2,0 e 3,0m/min em função do tipo de aço e condições operacionais da Aciaria.

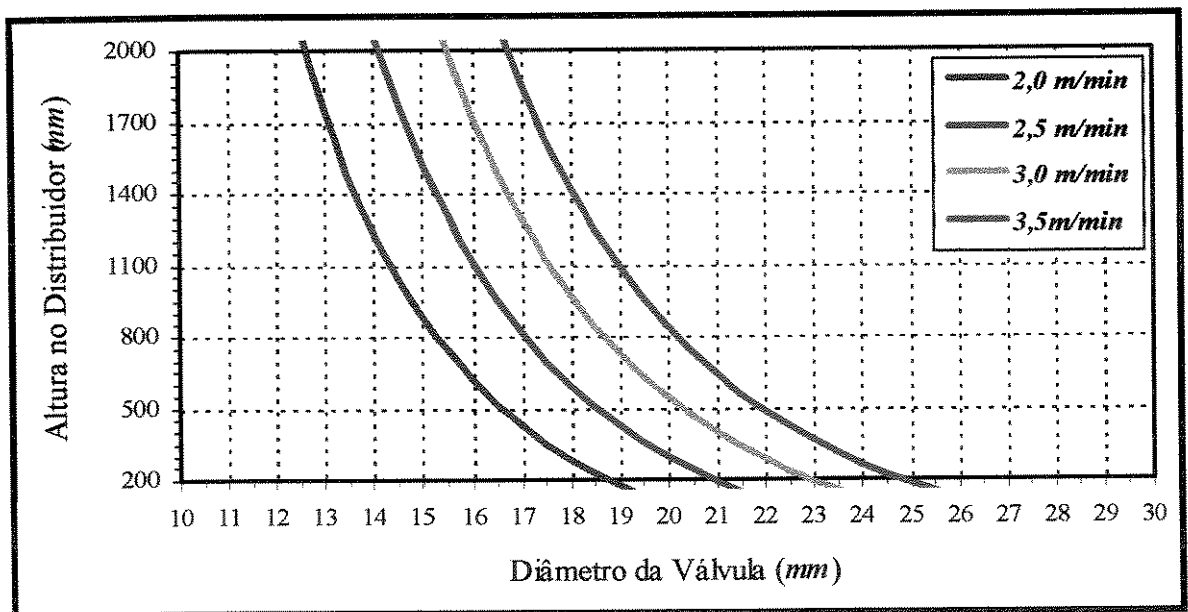


Figura 6.2 - Correlação entre velocidade de lingotamento, diâmetro da válvula e altura do distribuidor para valores da Belgo-Mineira.

6.1.2 - Cálculo de Diâmetro Crítico de Inclusões

Aplicando as equações 3.27 e 3.37³ às condições atuais do distribuidor da Belgo-Mineira, obteve-se que, para o diâmetro de $50\mu m$, a retirada no distribuidor seria em torno de 50%. Inclusões de diâmetro acima de $100\mu m$ seriam totalmente flutuadas. Os valores aplicados às equações 3.27 e 3.37 foram listados na Tabela 6.1. O tempo de residência médio (razão entre o volume do distribuidor e a vazão de saída) para $1,90m/min$ seria $10min$. A correlação entre a velocidade de ascensão de uma inclusão de alumina em função de seu diâmetro é vista na Figura 6.3, enquanto a taxa de remoção em função do diâmetro da inclusão é dada na Figura 6.4.

Tabela 6.1 - Valores para a Lei de Stokes, correspondentes à Belgo-Mineira.

Termo	Unidade	Valor
ρ aço líquido a $1600^{\circ}C$	kg/m^3	$7,08 \cdot 10^3$
ρ Al_2O_3 a $1600^{\circ}C$	kg/m^3	$3,6 \cdot 10^3$
μ aço líquido a $1600^{\circ}C$	$N.s/m^2$	$6,4 \cdot 10^{-3}$
Q - vazão para 6 veios a $1,90m/min$ em $\square 150mm$	kg/s	32,68
h - Altura do distribuidor	m	0,70

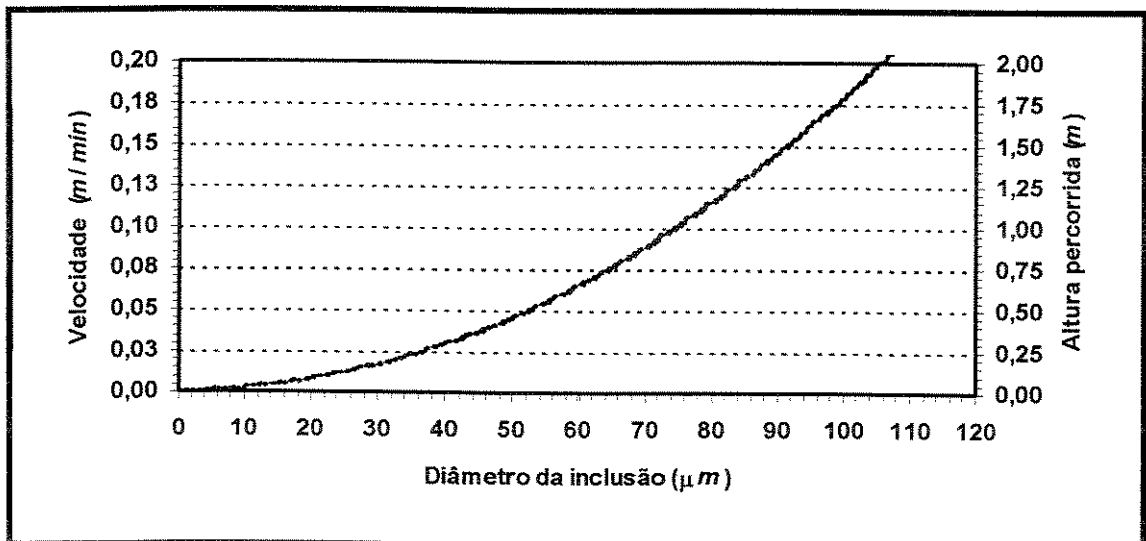


Figura 6.3 - Velocidade de ascensão de uma inclusão em função do diâmetro, conforme equação 3.27, Lei de Stokes.

³ Em lugar de t_{MIN} foi usado o $t_{MÉDIO}$

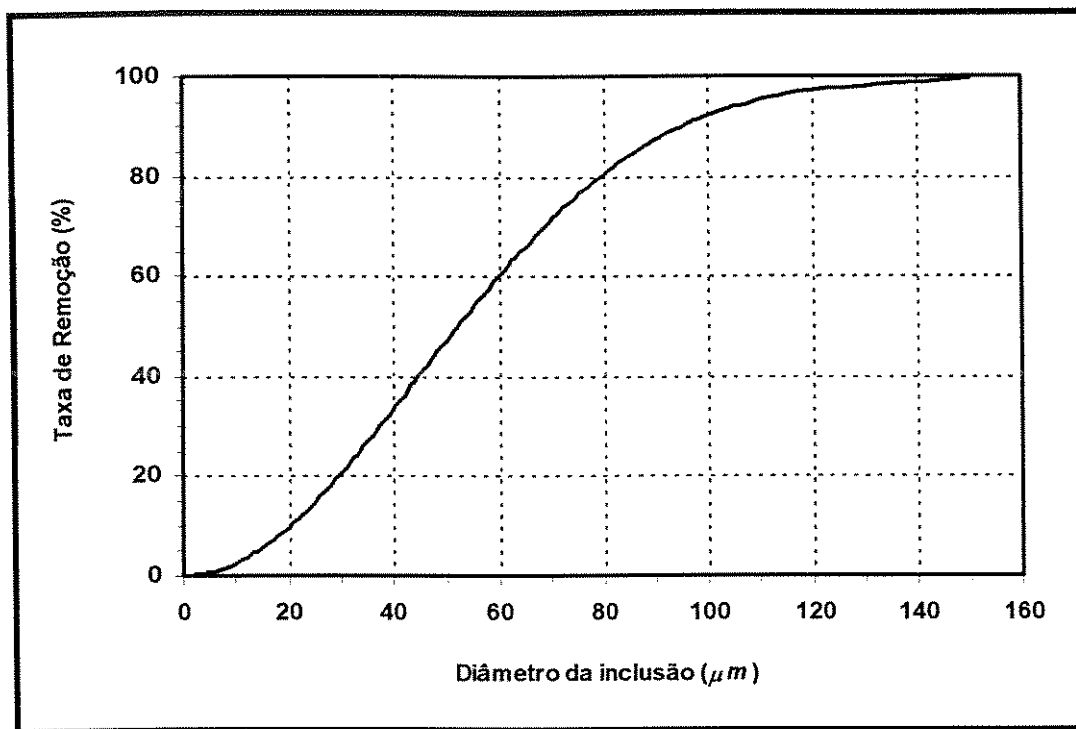


Figura 6.4 - Taxa de remoção de inclusões em função do diâmetro da inclusão, para distribuidor de 0,70m de altura e tempo de residência médio de 10 minutos.

6.1.3 - Origens de Inclusões

A produção de aços limpos considera o trabalho com aços de baixos teores de enxofre, fósforo e oxigênio, assim como alteração da forma das inclusões de alumina para esférica, pela formação de aluminatos de cálcio. O fósforo possui intensa microsegregação, com enriquecimento acima de 16 vezes nas bandas de segregação e pode levar à formação de estrutura martensítica agindo em conjunto com o manganês ou ainda a endurecimento da ferrita. Da mesma forma, o enxofre tem índice de segregação em torno de 15 vezes e forma inclusões de sulfetos, FeS e MnS, de baixo ponto de fusão, que são deformáveis. As inclusões têm origens diversas, podendo ser devido às práticas de desoxidação e tratamento inadequadas, desgastes de refratário, reoxidação do aço pelo ar ou escória, arraste mecânico de escória da panela e do distribuidor ou incrustação de pó fluxante do molde.

FRUEHAN (1985) apresentou morfologias para inclusões em aços desoxidados ao alumínio, Figura 6.5. A alumina, Al_2O_3 , aparece com a injeção do alumínio e com o decréscimo do teor de oxigênio no aço, após laminação estas inclusões são vistas em linha. Adições adequadas de cálcio levam a formação de inclusões de aluminato de cálcio, $(CaO)_{12}(Al_2O_3)_7$, que possuem baixo ponto de fusão, $\sim 1450^\circ C$. Após laminação, podem ser criados vazios junto a essas inclusões que são indeformáveis e possuem dimensões que podem

atingir dezenas de micrometros. Adições insuficientes de cálcio podem promover a formação de inclusões de aluminato de cálcio, $\text{CaO} \cdot 2\text{Al}_2\text{O}_3$. Inclusões de sulfeto de manganês, MnS , são deformáveis e prejudicam as propriedades de resistência do aço, comportando-se como vazios. No caso de aços para usinagem estas inclusões são desejáveis. As inclusões de aluminato de cálcio, $(\text{CaO})_{12}(\text{Al}_2\text{O}_3)_7$, podem ser rodeadas por depósito de sulfeto de cálcio, CaS .

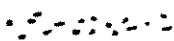
Tipo de Inclusão	Representação	Tarugo	Fio-Máquina
Alumina	Al_2O_3		
Aluminato de cálcio	$12\text{CaO} \cdot 7\text{Al}_2\text{O}_3$		
	$\text{CaO} \cdot 2\text{Al}_2\text{O}_3$		
Sulfeto de Manganês	MnS		
Aluminato de cálcio com Anel de Sulfeto	$12\text{CaO} \cdot 7\text{Al}_2\text{O}_3$, MnS		

Figura 6.5 - Aspecto de inclusões em aços desoxidados ao alumínio, adaptação a partir do trabalho de FRUEHAN (1985).

Experimentos industriais conduzidos por GRAY & GUERARD (1978) na Algoma Steel, Canadá, identificaram, através de traçador cromita, Cr_2O_3 , a origem de inclusões em aços 0,75%C, 0,85%Mn e 0,25%Si com traços de Al, como arraste de escória do distribuidor (30 a 50% SiO_2 , 5 a 25% Al_2O_3 e 10 a 30%MnO). O trabalho mostra que o uso de barreiras, na região de entrada do jato, para conter a turbulência e arraste de escória de cobertura do distribuidor, reduziu o rejeito no produto tubos de aço de 6,1 para 2,7% e o percentual de defeitos de superfície de 14,3 para 3,3.

De acordo com KUBOTA et alii (1991), inclusões e defeitos superficiais em aços podem ter origem no arraste de escória do molde. São fatores importantes a velocidade de

lingotamento e a agitação eletromagnética. Essas inclusões são geralmente grosseiras e podem ser identificadas pelo teor em alcalinos, potássio ou sódio.

TANIZAWA et alii (1991) apresentaram abordagem bastante aberta para origem e contramedidas para inclusões em aço desoxidado ao alumínio. As técnicas de decréscimo de inclusões podem ser agrupadas em controle da morfologia de inclusão pela injeção de fundentes, aceleração da flotação de inclusões, desgaseificação do aço e prevenção da reoxidação causada pelo ar, pela reação com refratário ou pela passagem de escórias. As contramedidas indicadas foram agrupadas para o refino primário, secundário e no lingotamento contínuo. Para o refino primário, sopro combinado, controle de carbono de fim de sopro, uso de detecção e bloqueio da passagem de escória do convertedor, raspagem da escória de panela, uso de cobertura do aço na panela com escória adequada, tempo de vazamento pequeno, seleção e seqüenciamento corretos de desoxidantes e decréscimo de enxofre do aço. No refino secundário, desoxidação sob vácuo, uso de escória sintética básica, adições de desoxidantes e ligas na seqüência e tempos corretos, uso de tratamento a base de cálcio, agitação eletromagnética e borbulhamento de gás inerte em tempo, intensidade e sentido adequados, e ainda prevenção do aparecimento de aço líquido exposto na superfície. No lingotamento, as contramedidas indicadas são detecção e bloqueio de entrada de escória da panela, uso de pó básico de cobertura, selagem e isolamento do distribuidor, selagem de jatos de aço, utilização de geometria otimizada e barreiras no distribuidor, uso de distribuidores grandes, borbulhamento de argônio no distribuidor, pequena amplitude de oscilação do molde, controle de nível de aço no molde, uso de pó de molde com alta viscosidade, grande profundidade de imersão da válvula submersa, baixa agitação eletromagnética no molde e baixa velocidade de lingotamento. O refratário do revestimento de desgaste em todo o processo deve ser preferencialmente básico.

CICUTTI et alii (1994) realizaram trabalho de pesquisa sobre origens de inclusões em placas de aço BTC desoxidado ao alumínio (0,06 a 0,10%C e 50ppm Al) na SIDERAR, Argentina. A maioria das inclusões encontradas foram de aluminato de cálcio com presença de óxido de magnésio e enxofre, MgO e S, esféricas, com diâmetros de 30 a 150 μ m (54%Al₂O₃, 39%CaO, 5%MgO e 2%S). As inclusões ocorreram principalmente em corridas de fim de seqüência ou durante troca de panela devido a nível baixo de distribuidor. O mecanismo identificado foi passagem de escória de panela para o distribuidor. Outra causa identificada de inclusões foi início de obstrução de válvulas com variação de nível de aço no molde. As ações indicadas neste trabalho foram uso de panela de fundo inclinado com detetor de passagem de

escória, trabalho com nível de aço alto no distribuidor e maximização do número de corridas com tratamento a base de cálcio.

TANAKA et alii (1994) estudaram a produção de um aço 0,38%C desoxidado ao alumínio em distribuidor 2 veios, 60 t. Encontraram que o pó de cobertura para distribuidor deve conter teor de sílica, SiO_2 , inferior a 10%, para evitar redução pelo alumínio do aço e formação de inclusões de alumina, Al_2O_3 . Deve ser fusível a temperaturas inferiores a 1550°C para evitar a reoxidação pelo ar. A composição sugerida de pó de cobertura foi 48%CaO.37% Al_2O_3 . 15%MgO com temperatura de fusão de 1530°C . O trabalho também faz sugestão para o uso de areia de partida, utilização do método de dupla camada com camada superior em sílica, SiO_2 , e a inferior em alumina, Al_2O_3 , ou composto de alumina e óxido de magnésio, Al_2O_3 .MgO.

FURUSAKI et alii (1992) apresentaram curva de evolução do teor de oxigênio total com o tempo de agitação, durante o refino em Forno Panela para um aço acalmado ao alumínio, Figura 6.6. O primeiro estágio mais eficiente na remoção de inclusões, corresponde à adição de desoxidantes ao banho e agitação. No estágio posterior, inclusões menores só podem ser removidas com agitação adequada.

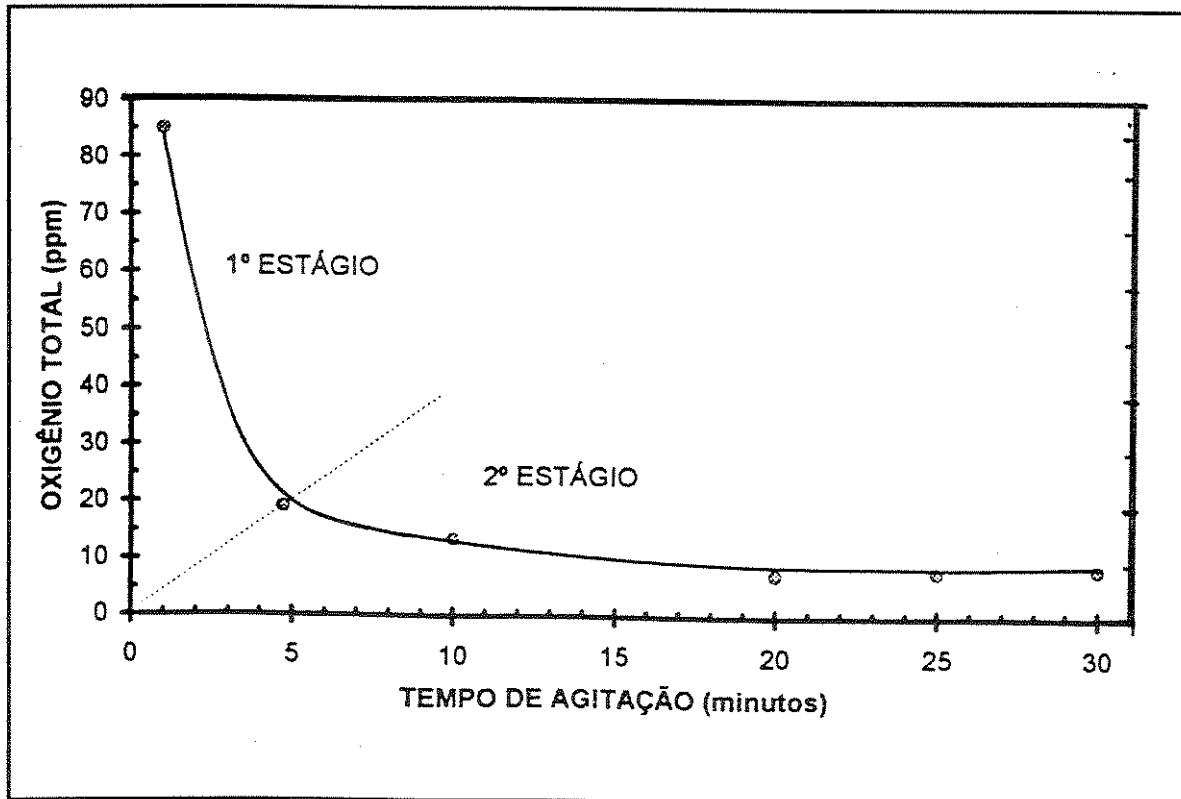
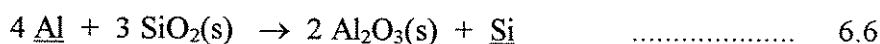


Figura 6.6 - Evolução de oxigênio total em aço desoxidado ao alumínio durante o tratamento em Forno Panela, FURUSAKI et alii (1992).

6.1.4 -Escória para Forno Panela

Escória sintética usada no Forno Panela deve ser líquida à temperatura de tratamento (entre 1550 e 1700°C) e ter boa capacidade de absorção de alumina. A composição dessa escória é função do desoxidante do aço. Se aço acalmado ao alumínio, a escória deve ser livre de sílica, evitando a formação da alumina, Al_2O_3 , pela equação 6.6. O diagrama da Figura 6.7, do trabalho de RIBEIRO et alii (1993), mostra a região de composição sugerida denominada “A”, 55%CaO.40% Al_2O_3 .5% SiO_2 . As inclusões de composição próxima a “A” são de baixo ponto de fusão e deformáveis, enquanto aquelas de composição próxima ao canto da alumina, Al_2O_3 , são indeformáveis e causam rupturas quando o produto é solicitado na estampagem.



Quando a sílica, SiO_2 , está presente na escória pode haver a redução pelo alumínio dissolvido do aço levando à formação de inclusões de alumina, conforme equação 6.6. Adições de dolomita à escória são realizadas para evitar o desgaste de refratário. Escórias sintéticas para aços com maior exigência de limpeza podem ser a base de cal e fluorita, CaO-CaF_2 .

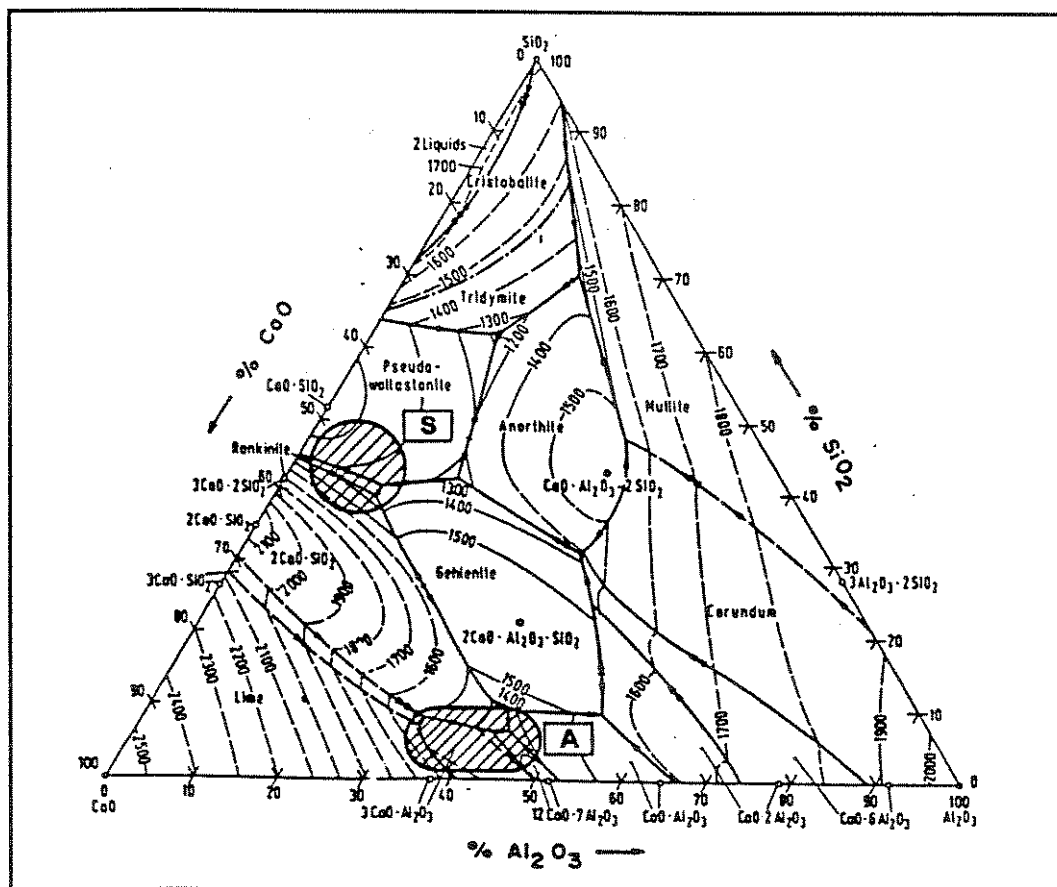


Figura 6.7 - Diagrama ternário Al_2O_3 - SiO_2 - CaO , a área “A” indica a composição de escória sintética para aços desoxidados ao alumínio. RIBEIRO et alii (1993).

6.1.5 -Pó de Cobertura para Distribuidor

Os pós para distribuidor podem ser classificados em três categorias:

- ácido, tipicamente palha de arroz calcinada;
- neutro, como por exemplo materiais a base de alumino-silicatos; e
- básicos, materiais a base de magnesita ou dolomita.

O padrão estrutural é constituído de camadas de pó sólido, sinterizado e líquido. O isolamento é dado pela camada de pó sinterizado que deve ser a de maior espessura. Entretanto, é a camada inferior de escória líquida que está em contato com o metal, e que possui a maior influência na produção de aços limpos.

O teor de carbono do pó modifica a capacidade de isolamento térmico e o comportamento de fusão (tempo de fusão). Alguns pós comerciais chegam a possuir 20%C em peso. Maior teor em carbono aumenta o tempo de fusão e diminui o poder de isolamento, melhora a prevenção à reoxidação e pode causar aumento do teor de carbono no aço.

Entre os tipos de cobertura, a maior capacidade de isolamento térmico é da palha de arroz que contém 90%SiO₂ e ~3%C. No entanto, a proteção contra reoxidação não é boa e o aço pode ser reoxidado pelo ar, levando a *pickup* de nitrogênio. A sílica, SiO₂, é reduzida pelo alumínio dissolvido no aço conforme equação 6.6. Em especial, no caso de aços baixo silício, esse tipo de cobertura é nociva à limpeza do aço. Para aços baixo nível de carbono, há recarburização do aço. O uso de escória ácida pode levar ainda à ressulfuração do aço.

Segundo a STOLLBERG (1997), a escolha da cobertura deve ser feita com base nas propriedades da mistura quanto a isolamento térmico, recarburização do aço, melhoria da limpeza por prevenção da reoxidação pelo ar ou pela escória, além de aspectos poluentes. Assim, palha de arroz, 90% SiO₂, é insuperável quando a exigência maior é o isolamento térmico, apresentando ainda baixo custo. Para aços ultra baixo carbono, deve-se utilizar, por exemplo pós do tipo 32%SiO₂.28%CaO. 15%Al₂O₃.6%MgO com %C < 1,0. Para melhoria da limpeza, são indicados pós de baixa sílica, SiO₂, baixo carbono e boa camada líquida. Uma outra opção seria o uso de pós inertes, a base de óxido de magnésio, 80% MgO, bons isolantes térmicos, não recarburam ou contaminam o banho e têm alto ponto de fusão.

Pesquisa associada entre Hoogovens e IRSID, MANCINI & STEL (1992) reconheceu a importância do distribuidor na cadeia do processo de produção de aços limpos. A caracterização da limpeza do aço foi feita por medidas de oxigênio total e contagem de aglomerados de inclusão. O trabalho indicou o uso benéfico de pó de cobertura de distribuidor a base de aluminato de cálcio (63%CaO, 39%Al₂O₃ e 7% SiO₂) de baixo ponto de fusão

(1380°C), o aluminato de cálcio gerou menor reoxidação do alumínio solúvel e menor nível de aglomerados grandes de inclusão no produto placa de aço. Devido a pobre capacidade de isolamento térmico se adicionou 100kg de palha de arroz (1580°C) sobre os 200kg de pó de aluminato de cálcio. A instalação nas placas de um sistema automático de detecção de escória levou a diminuição de $51 \pm 32\text{kg}$ para $19 \pm 6\text{kg}$ de passagem de escória da placa para o distribuidor. Otimização realizada através de simulações matemáticas, feitas no programa Phoenix, levou ao uso de barreiras para separação de inclusões com diâmetros na faixa de 10 a $150\mu\text{m}$. O uso de filtros com furos de 60mm de diâmetro ou esponjas cerâmicas não foi eficiente, pois aconteceram entupimentos e quebras, restringindo a sequência ao máximo de três corridas. Borbulhamento pelo fundo do distribuidor, com bolhas de diâmetros de 0,5mm e 4 a 10l/min de argônio através de tijolos porosos, apresentou-se como opção para pesquisas futuras.

STEL et alii (1992) trabalharam sobre distribuidor 15t da Hoogovens, 6 veios, formato retangular. Afirmaram que o uso de barreiras levou à eliminação de macroinclusões em aço desoxidado ao alumínio. O pó de cobertura do distribuidor teve influência significativa no alumínio residual e indicaram o seguinte pó 7%SiO₂. 29%Al₂O₃. 53%CaO. 1%MgO com fusão em 1380°C. Para esses autores a aplicação de filtros cerâmicos não obteve sucesso.

Experimentos, realizados por WATKINSON, BAIN & LUDLOW (1993) em usinas da British Steel, mostraram que, logo após a primeira corrida, a cobertura do distribuidor enriquece em sílica, SiO₂ (de 5 para 25%). A contaminação por escória de placa leva ao aumento em alumina, Al₂O₃ para 10%. Logo o uso de teores baixos de sílica, SiO₂, encarece o pó e deixa de ter efeito já após a primeira corrida. Parece que trabalho com pós de cobertura contendo 30%SiO₂ já representam uma melhoria considerável em relação aos 90%SiO₂ da palha de arroz.

Para maior limpeza do aço é recomendável pó de cobertura com reduzido teor de SiO₂. A escória deve ter uma camada líquida nas temperaturas de lingotamento e possuir alta capacidade de absorção de Al₂O₃. Escória sólida causa dificuldade de amostragem de temperatura no distribuidor e inibição do movimento de tampão⁴. A composição sugerida seria 45%CaO.35%SiO₂.20%Al₂O₃.

⁴ Em cerca de 50% das aciarias usa-se o sistema de válvula gaveta.

6.2 - EXPERIMENTOS NA PLANTA INDUSTRIAL

6.2.1 - Montagem Industrial

No distribuidor industrial foi montada a configuração E, respeitada a escala de 1:3 para as alturas das barragens. A Figura 6.8 apresenta o conjunto de barragens no distribuidor industrial. Experimentos industriais ao longo do processo de produção foram realizados para quantificar e classificar os tipos de inclusões encontradas para aço médio teor de carbono acalmado ao alumínio.

Aqui são consideradas duas corridas de aço 0,20%C acalmado ao alumínio para aplicação em parafuso, Tabela 6.2, 3ª e 4ª corridas de sequência de 4 corridas, utilizando a configuração da Figura 6.8 e pó de cobertura para o distribuidor, cuja composição foi listada na Tabela 6.3. Como valores de comparação foram utilizadas medidas em outras corridas do mesmo tipo de aço porém sem a utilização de barreiras no distribuidor e utilizando palha de arroz calcinada como cobertura do distribuidor.

Tabela 6.2 - Corridas de aço 0,20%C acompanhadas nos experimentos industriais.

Corrida		Composição Química							
Número	Código	%S	%C	%Mn	%P	%Si	%Al	%Ca	%N ₂
607301	A	0,008	0,198	0,828	0,016	0,155	0,027	0,0033	0,0057
607303	B	0,009	0,206	0,860	0,019	0,200	0,024	0,0029	0,0042

Tabela 6.3 - Composição de pó usado para cobertura de distribuidor.*

%SiO ₂	%CaO	%MgO	%Al ₂ O ₃	%Fe ₂ O	%Na ₂ O	%C
33	30	7	17	6	2	5

* composição normalizada.

Análises de oxigênio total foram feitas utilizando amostrador Eletronite e aparelho LECO. Medidas de inclusão foram conduzidas em Analisador de Imagens da LEITZ, quando foram feitas contagens e classificações por tamanho. Foram utilizadas análises de inclusões por microsonda.



Figura 6.8 - Montagem de barragens no distribuidor industrial, configuração E.

6.2.2 - Medidas de Oxigênio Total

Foram tomadas amostras de aço nos últimos 20 minutos de tratamento do aço no forno panela, período que envolve a adição de alumínio e de CaSi, além da agitação eletromagnética final. O oxigênio no aço está sob a forma de óxidos ou dissolvido. Observou-se que o teor de oxigênio total caiu de 75 para 20ppm entre a injeção de alumínio e a liberação da panela para o lingotamento. Estes dados concordam com aqueles apresentados na Figura 6.6, 85 a 10ppm de oxigênio total. No final do tratamento no forno panela o oxigênio dissolvido é da ordem de 3 a 5ppm.

A Tabela 6.4 lista o conjunto de medidas de oxigênio total ao longo do processo de produção. Foram consideradas as duas corridas de aço 0,20%C acalmado ao alumínio da Tabela 6.2. A Figura 6.9 mostra a evolução do oxigênio total ao longo do processo. Amostras retiradas do aço no distribuidor ao longo das corridas, a cerca de 150mm abaixo da superfície sobre o veio 03, apresentaram valores de oxigênio total entre 20 e 40ppm. Observou-se que houve reoxidação do aço para a corrida A na troca de panela. Foram encontrados valores de referência de até 100ppm de oxigênio total na troca de panela. A incorporação de oxigênio pelo aço no distribuidor pode acontecer pela reoxidação do aço, seja por “olhos abertos”⁵ na superfície, por exposição dos jatos de aço ou por teores altos de FeO e MnO ou ainda de SiO₂ contidos na escória de cobertura da panela ou distribuidor. Outra fonte de contaminação do aço é a areia de partida.

Tabela 6.4 - Medidas de oxigênio total para aço 0,20 %C, acalmado ao alumínio.

Corrida	Local	Operação	Tempo (min)	%O ₂ Total (ppm)
A	Forno Panela	Injeção de Al	0	-
		Agitação	3	55
		"	7	74
		"	10	30
		Injeção de CaSi	12	-
		Agitação	19	25
		"	22	18
		Transporte	39	-
	Lingotamento	Panela com 100 t	44	43
		" 60 t	67	23
		" 30 t	85	20
B	Forno Panela	Injeção de Al	0	-
		Agitação	4	67
		"	10	29
		Injeção de CaSi	16	-
		Agitação	24	21
		Transporte	45	-
	Lingotamento	Panela com 100 t	51	18
		" 59 t	71	26
		" 26 t	90	25

Medidas de oxigênio total nos tarugos foram feitas para os veios 01, 02 e 03 no início, meio e fim das corridas. A posição de amostragem foi no terço superior da seção transversal do tarugo, o que justifica os valores no tarugo serem superiores àqueles das amostras do

⁵ Exposição do aço na superfície da panela devido ao afastamento da escória. Ocorre a reoxidação do aço.

distribuidor. Os valores de oxigênio total nos tarugos variaram entre 25 e 65ppm para as duas corridas em questão, enquanto valores de comparação variaram entre 40 e 100ppm. Pelas medidas de oxigênio, os veios apresentaram comportamento similar, não sendo possível distinguir melhor ou pior qualidade para um veio em específico.

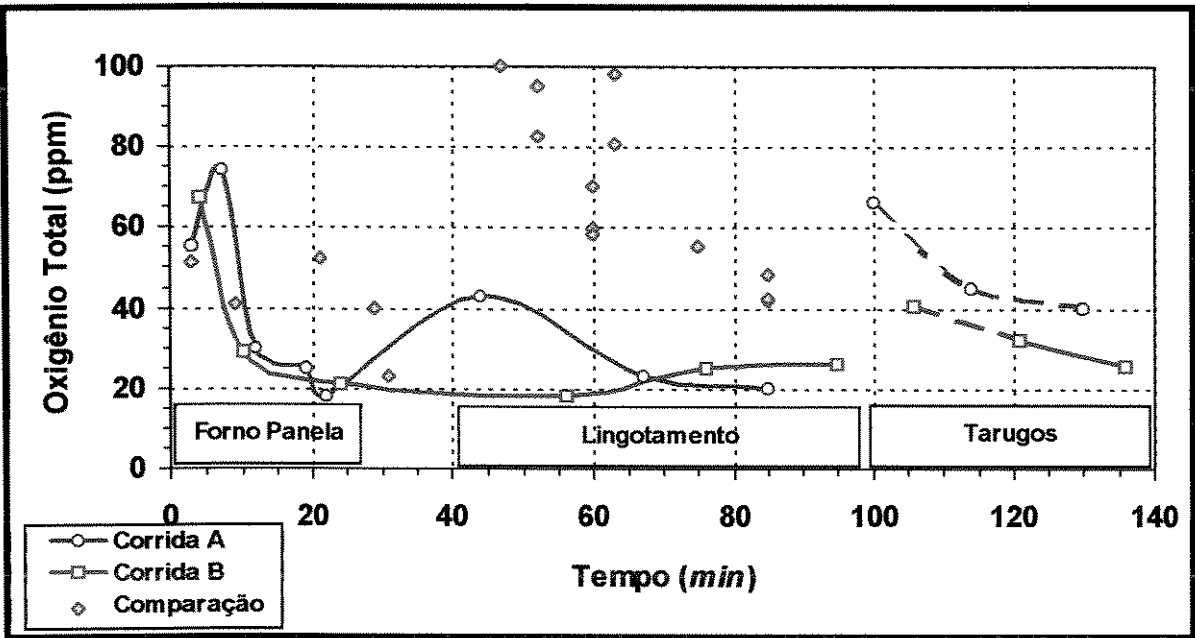


Figura 6.9 - Evolução do teor de oxigênio total no processo de produção de aço MTC acalmado ao alumínio.

Com base na Figura 6.9, vê-se que o processo sugerido, usando barreiras no distribuidor e pó de cobertura básico em substituição à palha de arroz, produz aço acalmado ao alumínio mais limpo que o processo até então adotado. Observou-se que a injeção de alumínio no Forno Panela reduz o teor de oxigênio total de 80 para 20ppm em 10 minutos. Observou-se, também, que a limpeza é função do tratamento no Forno Panela, pois o aço liberado deve ter teor de oxigênio total inferior a 20ppm. Notou-se que a troca de panela é o instante mais crítico, onde a elevação no teor de oxigênio total atinge até 100ppm. Assim devem ser tomados cuidados especiais neste momento de transição.

6.2.3 - Medidas de Inclusão

Os tipos de inclusões encontrados em experimentos de comparação, processo de produção anterior, são resumidos na Figura 6.10. Esses tipos concordam com aqueles da Figura 6.5. A alumina apresenta-se ao microscópio em tonalidade mais escura que o sulfeto de

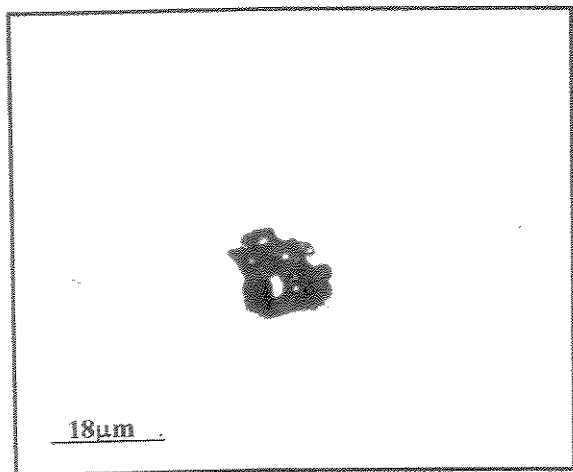
manganês e é proveniente da desoxidação ou reoxidação do aço. O aglomerado, *cluster*, é um agrupamento de inclusões de alumina ou de sulfeto. Os sulfetos são formados para baixas temperaturas e foram vistos com maior frequência em amostras de tarugos. O titânio polariza fortemente, sendo facilmente identificado ao microscópio. Arraste de escória do molde pode ocorrer levando a um tipo característico de inclusão, que é identificada pela presença de sódio e potássio.

Inclusões típicas encontradas nas corridas de aço 0,20%C acalmado ao alumínio são vistas na Figura 6.11. A sequência de micrografias mostra a evolução na morfologia das inclusões. Após a adição do alumínio, surgem inclusões de alumina. Essas inclusões têm sua forma modificada para esférica pela injeção de cálcio. No distribuidor, novas inclusões de alumina podem se formar pela reoxidação do aço. Nos tarugos, as inclusões mais comuns são as de aluminato de cálcio, de tamanhos de 20 a 30 μm . A presença de magnésio nas amostras do Forno Panela e de tarugos deve ter origem na erosão do refratário da panela e distribuidor. Inclusões de sílica não foram vistas nessas amostras.

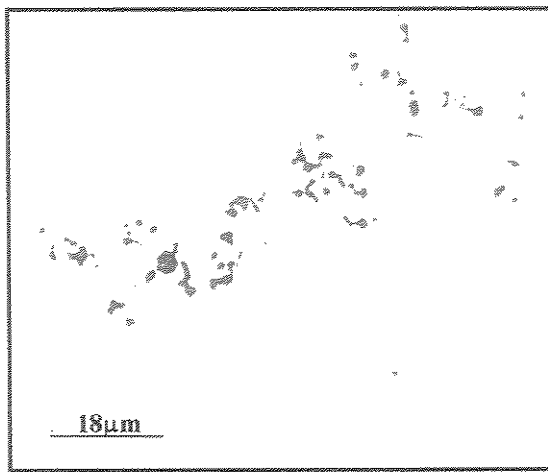
A contagem de inclusões, Figura 6.12, mostra que há um decréscimo na evolução do número de inclusões, após a adição de alumínio no Forno Panela, de cerca de 1000 para valores da ordem de 300 a 500 inclusões/ cm^2 . No distribuidor, o número de inclusões manteve-se em torno de 500 inclusões/ cm^2 . Já nos tarugos, o número de inclusões foi da ordem de 350 inclusões/ cm^2 .

Para a corrida A, houve piora da qualidade do aço entre o fim do tratamento no Forno Panela e a primeira amostra no distribuidor, Figura 6.12, fato que já havia sido observado nas medidas de oxigênio total para esta corrida, Figura 6.9.

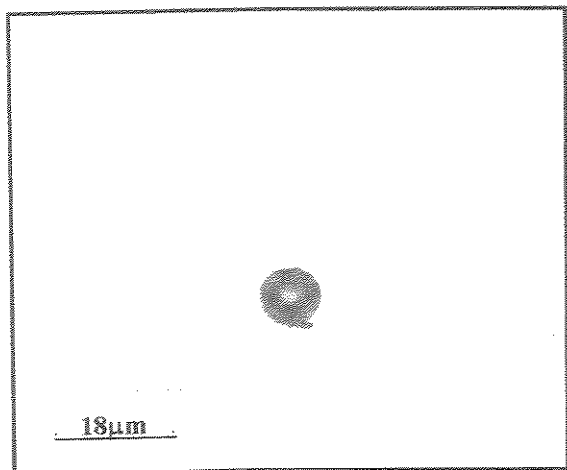
O número de inclusões não leva em conta o diâmetro das inclusões. Inclusões maiores são mais danosas; logo, um índice que não só considerasse o número, mas também o tamanho destas inclusões foi elaborado, Figura 6.13. Quando aplicada a relação entre a frequência e o quadrado do diâmetro das inclusões, obteve-se um maior índice nas amostras do lingotamento que para aquelas do Forno Panela, pois as inclusões encontradas no lingotamento e nos tarugos foram maiores. Foram comuns diâmetros de 20 a 30 μm em inclusões nas amostras de lingotamento, enquanto para amostras de tratamento as inclusões de 10 μm prevaleceram.



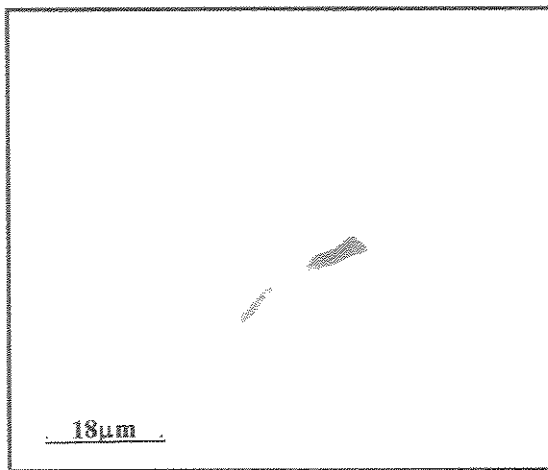
Alumina - Apresenta-se de cor escura ao microscópio.



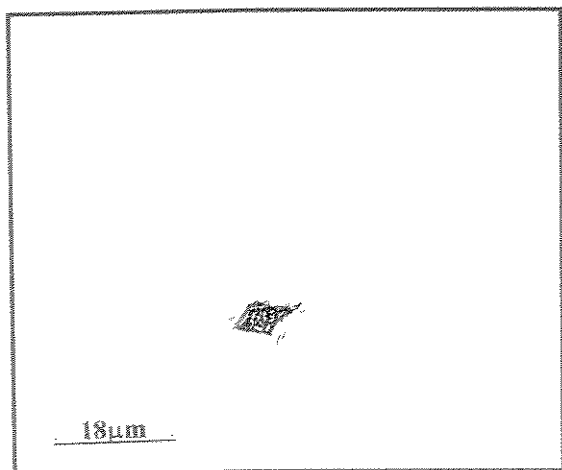
Cluster - Agrupamento de inclusões de alumina ou sulfeto de manganês



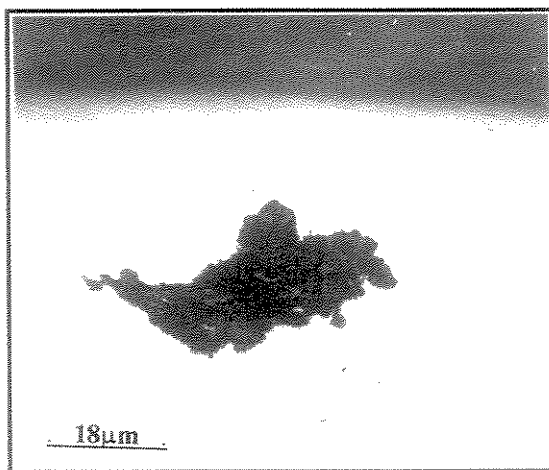
Globulares - Forma circular, podendo ser compostas de vários elementos.



Sulfeto de Manganês - Cor cinza claro, alongado e delgado.

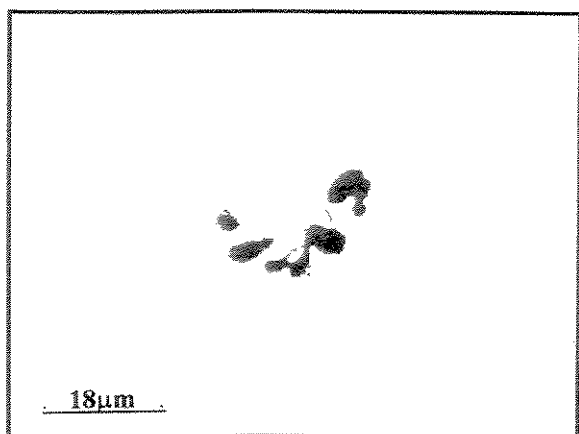


Titânio - Cor alaranjada, forma angular

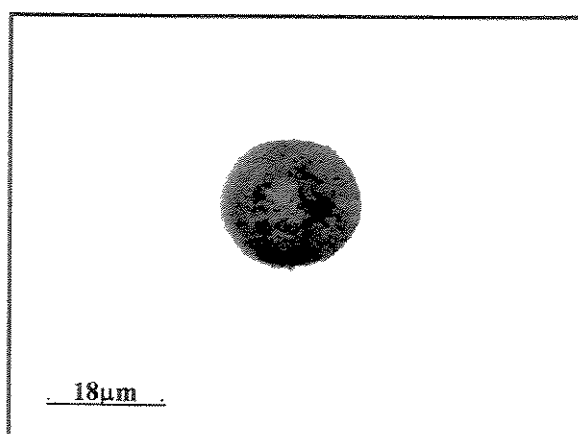


Óxido Complexo com presença de potássio - Cor escura e forma alongada.

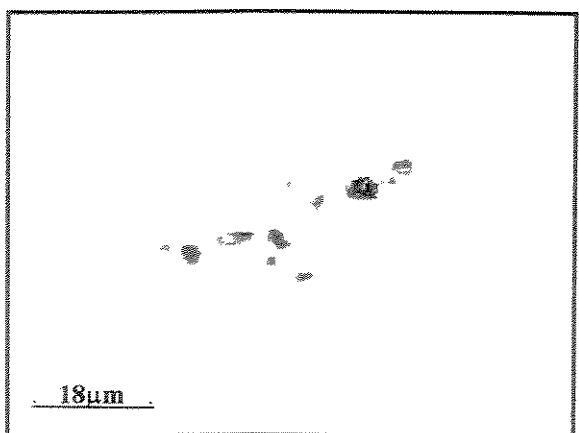
Figura 6.10 - Tipos mais comuns de inclusões encontradas em corridas de comparação.



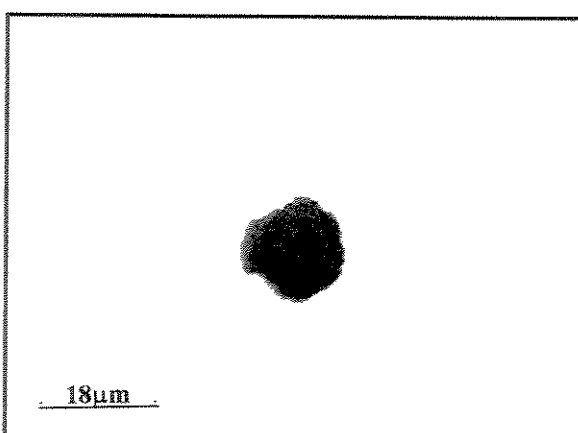
Amostra do Forno Panela logo após injeção de alumínio, 3 minutos, corrida A, 100% Al_2O_3 . Concentração inclusões de $\sim 6 \times 8 \mu\text{m}$.



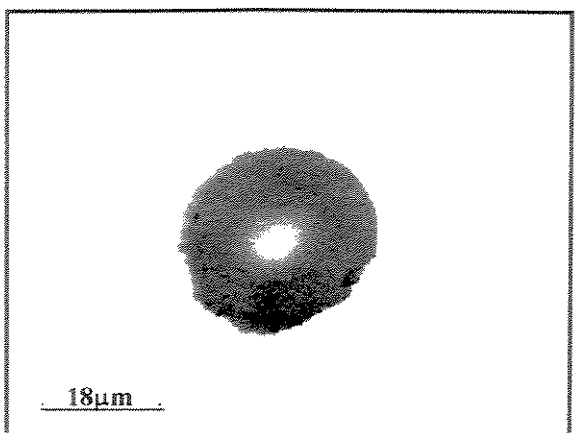
Amostra do Forno Panela no instante da liberação, 22 minutos, corrida A, 56% Al_2O_3 , 30% CaO , 3% CaS , 11% MgO , $22 \times 22 \mu\text{m}$.



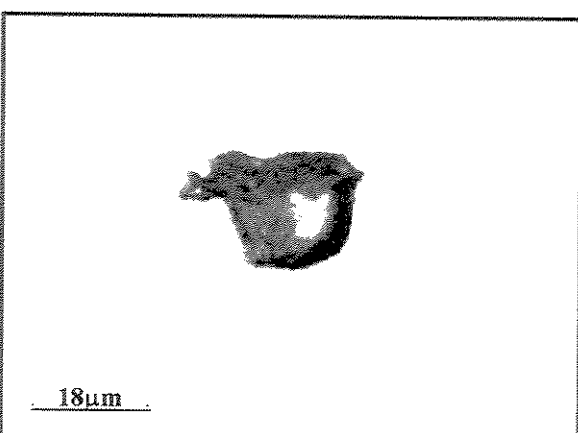
Amostra do Distribuidor, junto à troca de panela, 44 minutos, corrida A, 100% Al_2O_3 . Inclusões de $3 \times 3 \mu\text{m}$.



Amostra de Tarugo, corrida A, veio 1, 47% Al_2O_3 , 50% CaO , 3% MgO , $16 \times 16 \mu\text{m}$.



Amostra de Tarugo, corrida B, veio 1, 42% Al_2O_3 , 10% CaO , 40% CaS , 2% MnS , 6% MgO , $30 \times 30 \mu\text{m}$.



Amostra de Tarugo, corrida A, veio 3, 50% Al_2O_3 , 44% CaO , 2% MgO , 4% CaS , $20 \times 23 \mu\text{m}$.

Figura 6.11 - Tipos de inclusões encontradas em corridas de aço 0,20 %C acalmado ao alumínio. Amostras ao longo do processo de produção das corridas A e B.

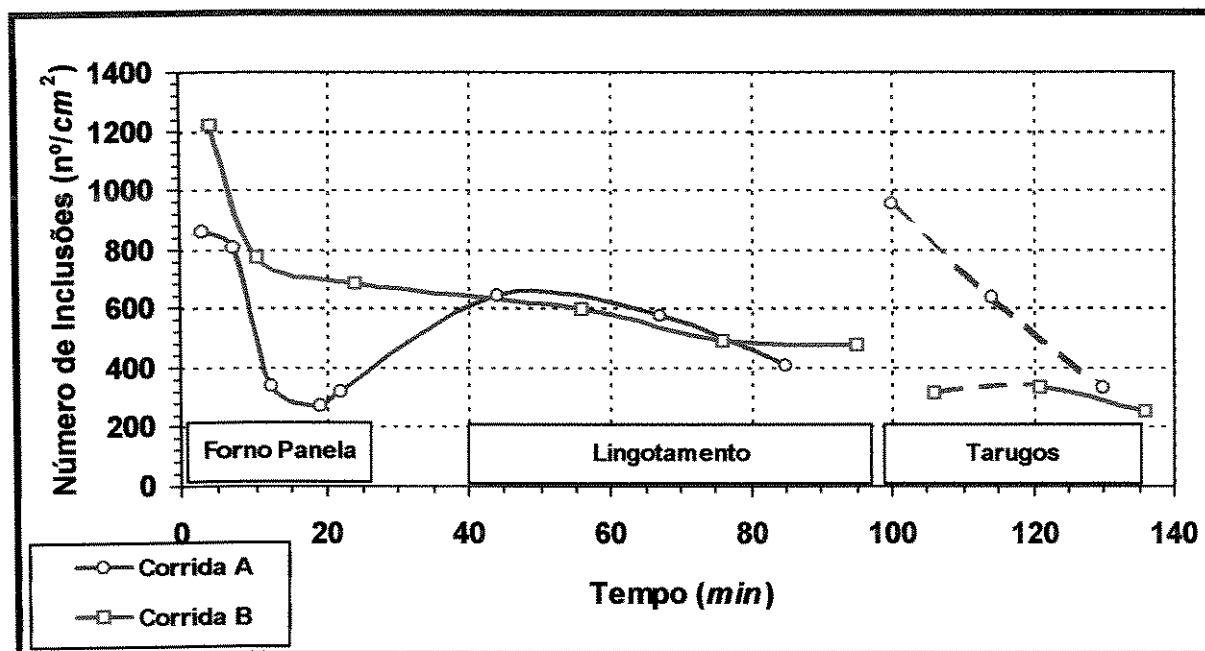


Figura 6.12 - Evolução do número de inclusões por unidade de área em corridas de aço médio teor de carbono desoxidado ao alumínio.

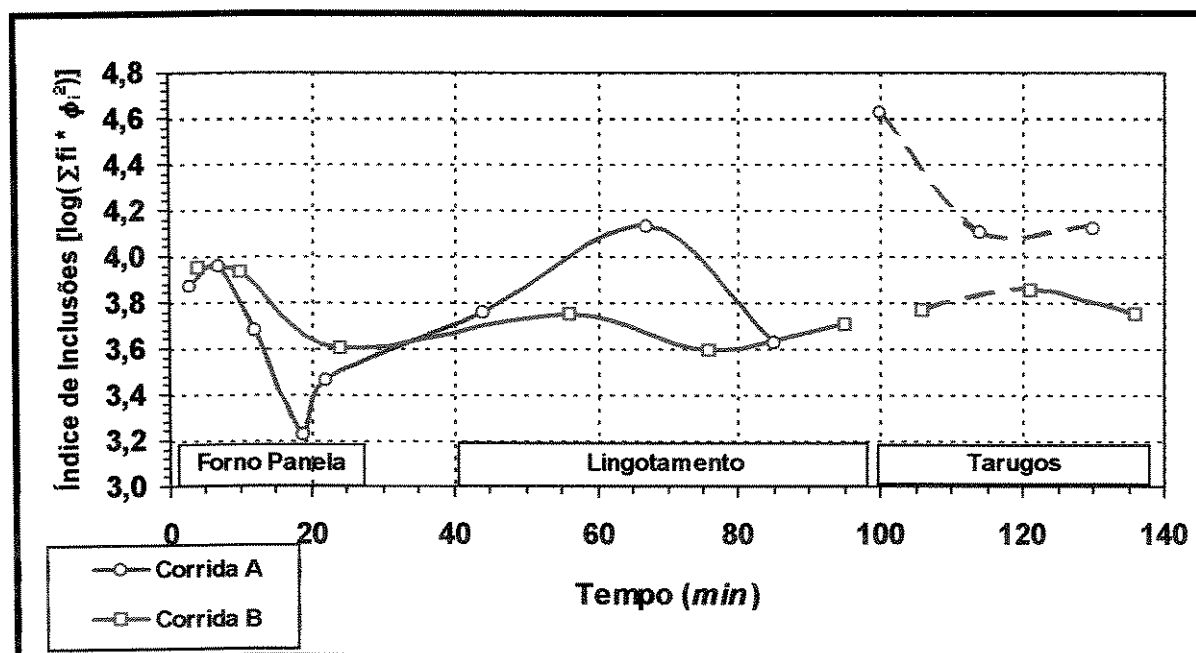


Figura 6.13 - Evolução do índice de inclusões em corridas de aço médio teor de carbono desoxidado ao alumínio.

O perfil de inclusões foi obtido para a seção transversal de um tarugo, mostrando variação de 200 a 1200 inclusões/cm². Quando consideradas apenas as inclusões maiores que 5µm este perfil variou de 50 a 300 inclusões/cm². A Figura 6.14 ilustra o perfil de inclusões para a seção transversal de um tarugo, mostrando maior concentração de inclusões no terço superior da seção. Esta concentração deve-se ao tipo de máquina de lingotamento curva.

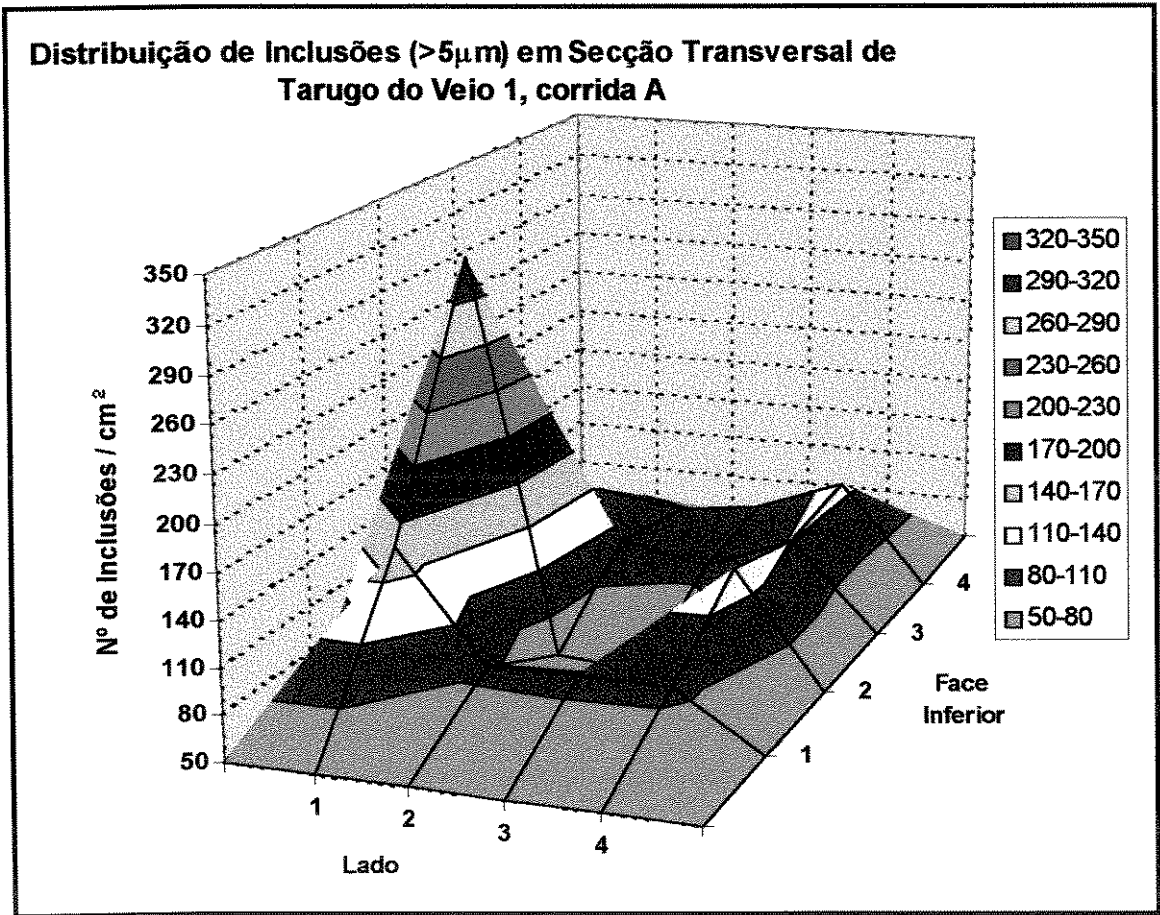


Figura 6.14 - Perfil de inclusões para a seção transversal de um tarugo em corrida de aço médio teor de carbono desoxidado ao alumínio.

6.2.4 - Resultado de Controle

Para validação do distribuidor com barragens, foram acompanhados os resultados de análise de inclusão no produto final, para aço médio teor de carbono acalmado ao alumínio. Foram analisadas amostras transversais de cada rolo de fio-máquina, para 16 corridas em distribuidor sem barreiras e outras 16 corridas para distribuidor com barreiras. Foram consideradas inclusões com diâmetro maior que $50\mu m$. No primeiro caso foram encontradas em média 6,6 rolos com macro-inclusão por corrida⁶. Já no distribuidor com barragens o número caiu para 2,0 rolos com macro-inclusão. A Figura 6.15 resume estes dois valores.

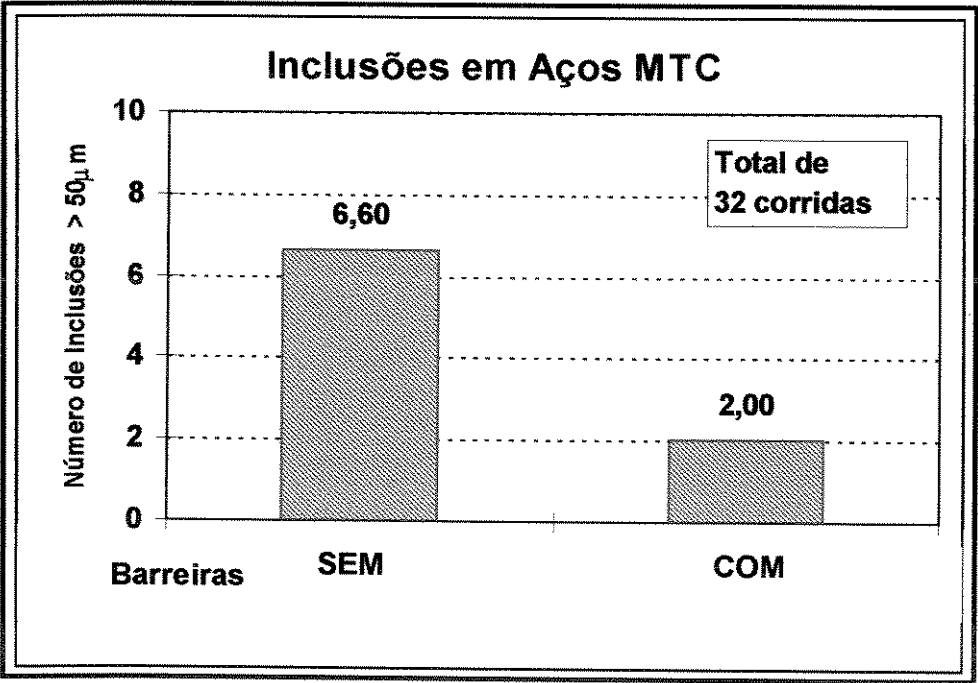


Figura 6.15 - Comparação da qualidade do produto final para aço médio teor de carbono acalmado ao alumínio, lingotados em distribuidor sem barreiras e com barreiras.

⁶ Corridas de 100t em torno de 50 rolos.

Capítulo 7

CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

7.1 - CONCLUSÕES

A análise dos resultados das simulações em modelo físico e dos experimentos em escala industrial permite que sejam extraídas as seguintes conclusões:

7.1.1 - Dentre as configurações utilizadas nos experimentos de visualização em modelo físico de distribuidor piloto 1:3, a de melhor resultado foi a configuração E, com dique no bico e três barreiras. Observou-se um maior aproveitamento do volume do distribuidor.

7.1.2 - Para os experimentos de medidas de condutividade, encontrou-se que a configuração E proporcionou um pico inicial para a curva DTR levantada para o veio do centro do distribuidor. A eliminação deste pico, característico de circuito direto, foi obtida através do posicionamento de uma mais uma barragem, abaixo do dique no bico do distribuidor, configuração G.

7.1.3 - A curva F, cumulativa de concentração, integral da curva DTR, para a configuração G, dique e barragem no bico e três barragens no corpo do distribuidor, mostrou que a execução de lingotamento de aços em sequência, com diferença no teor de carbono exige muito cuidado na separação dos tarugos com variação de composição, especialmente para os veios extremos.

7.1.4 - O volume do distribuidor deve ser calculado em função do número de veios e produtividade desejada, sendo que a altura útil do distribuidor é função do diâmetro (ou abertura) da válvula de saída a ser utilizado.

7.1.5 - Inclusões maiores que $50\mu m$ podem ser parcialmente removidas, enquanto inclusões maiores que $100\mu m$ podem ser totalmente retiradas do aço, no distribuidor.

7.1.6 - As inclusões encontradas em aço médio teor de carbono, desoxidado ao alumínio e tratadas com cálcio, são em sua maioria compostas de aluminatos de cálcio, do tipo $12CaO.7Al_2O_3$ ou $CaO.2Al_2O_3$.

7.1.7 - Escória, para utilização na metalurgia secundária realizada no Forno Panela, e pó de cobertura para o aço no distribuidor devem conter teor reduzido de SiO_2 , para evitar a reoxidação do aço com formação de inclusões de Al_2O_3 .

7.1.8 - O teor de oxigênio total de aço médio teor de carbono é reduzido durante o tratamento no Forno Panela de ~75ppm após injeção do alumínio para ~20ppm no final do tratamento. Este teor de oxigênio total pode ser mantido ou sofrer elevação durante o processo de lingotamento. O perfil de contagem de inclusões no aço ao longo do processo de tratamento e lingotamento é semelhante àquele perfil traçado pelas medidas de oxigênio total no aço.

7.1.9 - Observações metalográficas mostram que as inclusões sofrem aumento do diâmetro no decorrer do processo de tratamento e lingotamento, passando de ~8 μm para ~25 μm .

7.1.10- Análises metalográficas em amostras de fio-máquina permitiram afirmar que a utilização de barreiras e pó de cobertura no distribuidor do lingotamento contínuo levou a decréscimo no nível de inclusões nos aços médio teor de carbono desoxidados ao alumínio.

7.2 - TRABALHOS FUTUROS

Na direção de continuar este trabalho poderia ser interessante desenvolver em pacote numérico, por exemplo Phoenix, FIDAP ou Fluent, campos de velocidade e trajetória de partículas para fluxo de aço, para o formato de distribuidor e configurações de barreiras estudados neste trabalho. Os resultados seriam comparados aos dados obtidos a partir do modelo físico e poderiam ser implementados na planta industrial.

Recomenda-se fazer medidas em escala industrial para levantamento de curva cumulativa de concentração, curva F, no caso de lingotamento em sequência de aços de composições químicas distintas. A precisão na separação de composições químicas poderá evitar reclamações de clientes por variação de análise química.

Dado que a troca de panela é um período de maior geração de inclusões no aço, devido a queda no nível do distribuidor e maior turbulência na superfície do metal, seria interessante estudar o efeito das diferentes configurações de barreiras para regime transiente.

Construir pacote numérico que identifique possíveis origens de inclusões, para dado tipo de aço, a partir da morfologia, tamanho e análise química. Um pacote deste tipo teria ampla utilização na siderurgia nacional, sendo bem-vindo pelos aciaristas e metalógrafos.

BIBLIOGRAFIA

- 1 - R. B. MACMULLIN AND M. WEBER, JR., **Trans. Am. Inst. Chem. Eng.**, 31, 409 (1935), citado em FOGLER (1995).
- 2 - C. M. SELLARS and W. J. McG. TEGART, Hot Workability, **The Institute of Metals, Review 158**, (1972), 24 pg.
- 3 - LEVENSPIEL. **Engenharia das Reações Químicas**, (1972), capítulo 9, pg. 208-268.
- 4 - JOSEPH T. GRAY & JOHN W. GUERARD, Improvements in the Quality of Strand Cast Steel by the Use of Tundish Dams and Tundish Temperature Control. In: AIME. National Open Hearth and Basic Oxygen Steel Conference, 61, Proceedings. Manchester, (1978), pg. 24-36.
- 5 - KATSUKIYO MARUKAWA, MORIO KAWASAKI, KEIJI NAKAJIMA & JUNICHIRO YOSHIYAMA. Behavior of Inclusions in Tundish - Development of Inclusion Removal Method in Tundish. **106th ISIJ Meeting**, October 1983, Lecture Nr. s913, **Transactions ISIJ**, vol. 24, (1984), pg. B-14.
- 6 - DJALMA FRANCISCO CARVALHO, Instalações Elevatórias. Bombas. Editora FUMARC - Fundação Mariana Resende Costa, 3^a Edição, (1984), 355 pg.
- 7 - R. J. FRUEHAN. Ladle Metallurgy Principles and Practices. The Iron and Steel Society Inc., (1985).
- 8 - NORMAN A. MCPHERSON, British Steel Corporation, **Metallurgical Plant and Technology**, 3, (1986), pg. 40-51.
- 9 - H. NAKAJIMA, F. SEBO, S. TANAKA, L. DUMITRU, D. J. HARRIS, R. I. L. GUTHRIE, On the Separation of Non-Metallic Inclusions from Tundishes in Continuous Casting Operations - A Water Model Study. **Steelmaking Proceedings Conference**, vol. 69, (1986), pg. 705-716.
- 10 - T. ROBERTSON & A. PERKINS. Physical and Mathematical Modelling of Liquid Steel Temperature in Continuous Casting, **Ironmaking and Steelmaking**, (1986), vol. 13, Nr. 6, pg. 301-310.

- 11 - J. SZEKELY & N. EL-KADDAH, The Mathematical Modeling of Three-dimensional Heat Flow, Fluid flow and Turbulence Phenomena in Tundishes. **Fifth International Iron and Steel Congress Steelmaking Proceedings of ISS-AIME**, vol. 69, (1986), pg. 761-776.
- 12 - KARL-HERMANN TACKE & JOHN C. LUDWIG, Steel Flow and Inclusion Separation in Continuous Casting Tundishes, **Steel Research**, 58, (1987), Nr. 6, pg. 262-270.
- 13 - O. J. ILEGBUSI & J. SZEKELY, The Modelling of Fluid Flow, Tracer Dispersion and Inclusion Behavior in Tundishes, Massachusetts Institute of Technology, Mathematical Modelling of Materials Processing Operations, Proc. Conf. I, Palm Springs, California, USA, 29 nov. - 2 dec. (1987), pg. 409-429.
- 14 - MOMMERTZ, REINECKE, RÖDL & SUCKER, Strömungsuntersuchungen für Stranggiessverteiler (Flow Investigations for Continuous Casting Tundishes), **Stahl Eisen**, 26, jan. (1987), 107, (2), pg. 21-45 (in German).
- 15 - O. J. ILEGBUSI, J. SZEKELY, R. BOOM, A. van der HEIDEN & J. KLOOTWIJK, **W. O. Philbrook Memorial Symposium Conference Proceedings**, (1988), pg. 185-191.
- 16 - K. C. HSU & C. L. CHOU. The Mathematical Modelling of Steel Flow and Particle Trajectory in Two-Strands Slab Tundish. **Steelmaking Conference Proceedings**, (1988), pg. 405-410.
- 17 - K. H. BAUER, H. WAGNER, Traitement Sous Vide des Aciers pour Tôles Forte, **La Revue de Metallurgie - CIT**, Janvier (1988), pg. 59-69.
- 18 - HIDEO UCHIBORI, Continuous Casting Technology in Japan, **Shinagawa Technical Report**, vol. 31, (1988), pg. 19-30.
- 19 - K. vo THANH & M. RIGOUD, New Configurations in Tundishes for Continuously Cast Steel Slabs, Proceedings International Symposium on Ladle Steelmaking and Ladle Furnaces, The Metallurgical Society of CIM, (1988), pg. I-62-74.
- 20 - JULIAN SZEKELY & OLUSEGUN J. ILEGBUSI. **The Physical and Mathematical Modeling of Tundish Operations**. Editora Springer-Verlag, New York, (1988), 133 pg.
- 21 - PHILIPPE MUTSAARTS, Continuous Casting Technologies in European Community, **Shinagawa Technical Report**, vol. 31, (1988), pg. 1-10.

- 22 - HERALTON JOSÉ FERNANDES, LUIZ OTÁVIO P. MOREIRA & NORBERT KAEEL. A Máquina de Lingotamento Contínuo da CSBM - Apresentação e Primeiros Resultados. **43º Congresso Anual da ABM**, Vol. IV, (1988), pg. 331-353.
- 23 - HERALTON JOSÉ FERNANDES, RENATO BORGES DE MOURA E GERALDO JOSÉ DOS SANTOS. Performance da Máquina de Lingotamento Contínuo da CSBM após Dezoito Meses de Operação. **Seminário Interno de Lingotamento Contínuo, CSBM**, João Monlevade-MG, novembro de (1989), pg. 01-11.
- 24 - **ABM**. Metalurgia e Desenvolvimento: A Corrida dos Metais no Brasil, São Paulo, (1989), 107 pg.
- 25 - J. SZEKELY. Some Perspectives on Mathematical Modeling of Metals Processing Operations. **Ironmaking and Steelmaking**, (1989), Vol. 16, Nr. 3, pg. 183-192.
- 26 - S. JOO, R. I. L. GUTHRIE & C. J. DOBSON. Modelling of Heat Transfer Fluid Flow and Inclusion Flotation in Tundishes. **Steelmaking Conference Proceedings**, (1989), pg. 401-408.
- 27 - M. L. LOWRY & Y. SAHAI, Investigation of Steel Flow in a Continuous Casting Tundish with Multiple-Hole Baffles using Mathematical Models and Tracer Studies, **I&SM, Iron & Steelmaker**, Nr. 8, August 1991, pg. 53-60. Reprinted from the 72nd Steelmaking Conference Proceedings, April 2-5, (1989), Chicago, II.
- 28 - S. M. LEE, Y. S. KOO, T. KANG, I. R. LEE & Y. K. SHINT. Mathematical and Physical Modelling of 3-D Fluid Flow in a Tundish with Dam and Weir. **Proceedings of the Sixth International Iron and Steel Congress**, (1990), Nagoya, ISIJ, pg. 239-245.
- 29 - J. van der STEL, M. C. M. CORNELISSEN, BRAHMA DEO & R. BOOM, A Solution or a Limitation to Clean Steel? **Proceedings of the International Symposium on Developments in Ladle Steelmaking and Continuous Casting**, (1990), pg. 218-237.
- 30 - GOVINDARAJAN, R. DUTTA & AMIT CHATTERJEE. Fluid Dynamics and Heat Transfer Considerations in Tata Steel's Six-Strand Billet Caster. **Proceedings of the Sixth International Iron and Steel Congress**, (1990), Nagoya, ISIJ, pg. 197-206.
- 31 - STEVE DAWSON. Tundish Nozzle Blockage during the Continuous Casting of Aluminum-Killed Steel. **Steelmaking Conference Proceedings**, (1990), pg. 15-31.

- 32 - SANJIB CHAKRABORTY & YOGESH SAHAI. Mathematical Modeling of Melt Flow and Heat Transfer in Continuous Casting Tundishes. **Proceedings of the Sixth International Iron and Steel Congress**, (1990), Nagoya, ISIJ, pg. 189-196.
- 33 - J. M. CAMPLIN, J. HERBERTSON, H. HOLL, P. WHITEHOUSE, R. I. L. GUTHRIE, J. W. HAN & M. HASAN. The Application of Mathematical and Water Modelling in the Selection of Tundish Design for the Proposed Combicaster at BHP Whyalla. **Proceedings of the Sixth International Iron and Steel Congress**, (1990), Nagoya, ISIJ, pg. 207-214.
- 34 - **Tundish Metallurgy**, Vol. I & II, The Iron and Steel Society, Inc., Warrendale, PA, (1990).
- 35 - B. G. THOMAS, L. J. MIKA & F. M. NAJJAR, Simulation of Fluid Flow inside a Continuous Slab-Casting Machine, **Metallurgical Transactions B**, Vol. 21B, (1990), pg. 387-400.
- 36 - J. D. DORRICOTT, L. J. HEASLIP & P. J. HOAGLAND, Asymmetric Tundish Design and Flow Control Principles in Multistrand Billet and Bloom Casters, **Tundish Metallurgy**, vol. II, (1990), pg. 71-76.
- 37 - J. van der STEL, M. C. M. CORNELISSEN, BRAHMA DEO & R. BOOM, A Solution or a Limitation to Clean Steel? **Tundish Metallurgy**, vol. II, (1990), pg. 13-25.
- 38 - Q. L. HE, J. HERBERTSON, P. A. WHITEHOUSE & K. GREGORY, Control of Tundish Flow Patterns without Internal Dams and Weirs, **First European Conference on Continuous Casting**, Florence, Italy, September 23-25, (1991), pg. 2163-2172.
- 39 - WÉLLERSON JÚLIO RIBEIRO & VARADARAJAN SESHADRI, Modelo Matemático de Lingotamento Contínuo de Tarugos de Aço, **46º Congresso Anual da ABM**, São Paulo, SP, Setembro (1991), pg. 373-399.
- 40 - K. TANIZAWA, F. YAMAGUCHI, K. INAOKA & K. TANAKA, Influence of the Steelmaking Conditions on Nonmetallic Inclusions and Product Defects, **First European Conference on Continuous Casting**, Florence, Italy, September 23-25, (1991), pg. 1491-1500.
- 41 - JUN KUBOTA, KAZUTAKA OKIMOTO, AKIRA SHIRAYAMA & HIROSHI MURAKAMI, Development of Flow Control Technology in Continuous Casting Mold at High

Speeds, **First European Conference on Continuous Casting**, Florence, Italy, September 23-25, (1991), pg. 1245-1254.

42 - W. ENGLEITNER, L. POCHMARSKI & A. VATERLAUS, Advanced Technology for Steel Flow Control of Continuous Casting Tundishes by a New Precision Control Valve (PCV), **First European Conference on Continuous Casting**, Florence, Italy, September 23-25, (1991), 2319-2328.

43 - SEPPO HINTIKKA & JUKKA KONTINEN, Optimization of Molten Steel Flow in the Tundish, **First European Conference on Continuous Casting**, Florence, Italy, September 23-25, (1991), 2153-2162.

44 - K. IWATA, T. SHUMIYA, A. SHIRAISHI, T. NAGAHATA and I. YAMASAKI. **First European Conference on Continuous Casting**, Clean Steel Production Using Large Bloom Caster (on the effect of tundish heater, dam, cover-slag and secondary refining), Florence, Italy, September (1991), pg. 2145-2152.

45 - KOUICHI EBATO, KATSUYOSHI MATSUO & AKIRA OHTE, Development of New Slab Continuous Caster with Advanced Technology at Kakogawa Works. **Shinagawa Technical Report**, vol. 35, 1992, pg. 1-18.

46 - A. RIDLEY. Experience of First Six Months of Slide Gate Submerged Casting at Inland Steel's No. 1 Billet Caster. **Metacon Convention**, (1991), Inland Steel / Brown, 15 páginas.

47 - WÉLLERSON JÚLIO RIBEIRO, Tese de Mestrado: Fenômeno da Segregação em Aços Alto Teor de Carbono no Processo de Lingotamento Contínuo, UFMG, Belo Horizonte-MG, (1991), 177 pg.

48 - Y. FUKUSADI, S. KAWASAKI, Y. KANAZUKA, T. TAKEB & H. HATA, Production of Clean Steel by Bloom Caster, **Steelmaking Conference Proceedings**, (1992), pg. 397-403.

49 - Q. L. HE, P. O'KANE & A. MEDINA, Control of Tundish Flow Pattern without Internal Dams and Weirs, *Metallurgica Italiana*, Milano, oct. (1992), vol. 84, Nr. 10, pg. 805-812.

50 - H. SCOTT FOGLER. **Elements of Chemical Reaction Engineering**. 2nd Edition, Prentice Hall, (1992), Chapters 13 and 14, pg. 759-803.

- 51 - ANGELA OURIVIO NIECKELE, MARCUS VINICIUS A. BIANCHI, MARCELO DE ANDRADE DIEUX. Simulação Numérica Tridimensional do Escoamento Turbulento em um Distribuidor de Aço para Lingotamento Contínuo. **47º Congresso Anual da ABM**, Vol. 4, (1992), pg. 117-136.
- 52 - B. G. THOMAS, L. J. MIKA & F. M. NAJJAR, Simulation of Fluid Flow inside a Continuous Slab-Casting Machine, **Continuous Casting Volume Six**, (1992), pg. 141-154.
- 53 - J. MANCINI & J. van der STEL, Tundish Metallurgy: A Combined IRSID and Hoogovens Research, **La Revue de Metallurgie - CIT**, Mars (1992), pg. 269-277.
- 54 - S. CHAKRABORTY & Y. SAHAI, Mathematical Modelling of Transport Phenomena in Continuous Casting Tundishes, Part 1 - Transient Effects During Ladle Transfer Operations, **Ironmaking and Steelmaking**, (1992), Vol. 19, Nr. 6, pg. 479-487.
- 55 - S. CHAKRABORTY & Y. SAHAI, Mathematical Modelling of Transport Phenomena in Continuous Casting Tundishes, Part 2 - Transient Effects Owing to Varying Ladle Stream Temperature, **Ironmaking and Steelmaking**, (1992), Vol. 19, Nr. 6, pg. 488-494.
- 56 - A. VASSILICOS & A. K. SINHA, Tracer Property Effects on Computed and Measured Response in Continuous Casting Tundishes, **10th PTD Conference Proceedings**, (1992), pg. 187-207.
- 57 - Q. L. HE, J. HEBERTSON, P. A. WHITEHOUSE & K. GREGORY, Control of Tundish Flow Patterns Without Internal Dams and Weirs, **La Metallurgia Italiana**, vol. 84, Nr. 10, (1992), pg. 805-811.
- 58 - CARLOS ANTÔNIO SILVA. **Tese de Doutorado**: Transient Melt Flow and Gas Injection Characteristics in Continuous Casting Tundishes, (1992). Colorado School of Mines. 193 páginas.
- 59 - Q. L. HE, G. TRANELL & C. L. CAREY, Modelling of Tundish Alloy Mixing for "Small Lot" Production. **Scaninjet VI**, Part II, (1992), pg. 211-223.
- 60 - S. KUMAR, J. A. MEECH, I. V. SAMARASEKERA E J. K. BRIMACOMBE. Knowledge Engineering an Expert System to Troubleshoot Quality Problems in the Continuous Casting of Steel Billets. **I & SM**, september (1993), pg. 29-36.

- 61 - S. SINGH AND S. C. KORIA. Physical Modelling of Steel Flow in Continuous Casting Tundish. **Ironmaking and Steelmaking**, (1993), vol. 20, Nr. 3, pg. 221-230.
- 62 - ERWIN KREYSZIG, **Advanced Engineering Mathematics**, 7th ed., John Wiley & Sons, (1993), Seção 8.10, pg. 482-485.
- 63 - SIDMEI OSWALDO COSTA de ANDRADE, ANTONIO ADEL dos SANTOS & HELBER LUÍS OLIVEIRA RIBEIRO, Efeito da Configuração de Barragens no Distribuidor sobre a Flutuação de Inclusões, **XXV Seminário sobre Aciaria, Refratário, Fornos Elétricos, Ferro-Ligas e Fundição da ABM**, Porto Alegre - RS, setembro (1993), pg. 11-20.
- 64 - S. JOO, J. W. HAN & GUTHRIE, Inclusion Behavior and Heat-Transfer Phenomena in Steelmaking Tundish Operations: Part I - Aqueous Modeling, **Metallurgical Transactions B**, Volume 24B, October (1993), pg. 755-765.
- 65 - S. JOO, J. W. HAN & GUTHRIE, Inclusion Behavior and Heat-Transfer Phenomena in Steelmaking Tundish Operations: Part II - Mathematical Model for Liquid Steel in Tundishes, **Metallurgical Transactions B**, Volume 24B, October (1993), pg. 767-777.
- 66 - S. JOO, J. W. HAN & GUTHRIE, Inclusion Behavior and Heat-Transfer Phenomena in Steelmaking Tundish Operations: Part III - Applications - Computational Approach to Tundish Design, **Metallurgical Transactions B**, Volume 24B, October (1993), pg. 779-788.
- 67 - S. KUMAR, J. A. MEECH, I. V. SAMARASEKERA & J. K. BRIMACOMBE, Knowledge Engineering an Expert System to Troubleshoot Quality Problems in the Continuous Casting of Steel Billets, **I&SM**, September (1993), pg. 29-36.
- 68 - K. D. PEASLEE, D. K. PANDA & D. G. C. ROBERTSON, Physical Modeling of Metal/Slag/Gas Interactions and Reactions in Steelmaking, **Steelmaking Conference Proceedings**, (1993), pg. 637-644.
- 69 - S. SINGH & S. C. KORIA, Physical Modelling of Steel Flow in Continuous Casting Tundish, **Ironmaking and Steelmaking**, (1993), Vol. 20, Nr. 3, pg. 221-230.
- 70 - B. G. THOMAS & X. HUANG, Effect of Argon Gas on Fluid Flow in a Continuous Slab Casting Mold, **Steelmaking Conference Proceedings**, (1993), pg. 273-289.

- 71 - J. K. BRIMACOMBE, Empowerment with Knowledge - Toward the Intelligent Mold for the Continuous Casting of Steel Billets, **I&SM**, November (1993), pg. 35-47.
- 72 - R. BULLARD, Cooling Water System Helps Georgetown Steel Break Continuous Casting Record, **I&SM**, August (1994), pg. 23-26.
- 73 - K. SAYLOR e D. BOLGER, Development of a Turbulence Inhibiting Pouring Pad/Flow Control Device for the Tundish. **Steelmaking Conference**, vol. 77, Chicago, (1994), pg. 225-233.
- 74 - ANTÔNIO HENRIQUES BOTELHO DE MELLO, HENRIQUE SILVA FURTADO & ANGELA OURÍVIO NIECKELE. Simulação Numérica Tridimensional dos Campos de Velocidade, Temperatura e Composição Química dos Distribuidores de Aço do Lingotamento Contínuo da CSN, **XXVI Seminário de Fusão, Refino, Solidificação, Refratários, Fornos Elétricos, Ferroligas e Fundição da ABM**, 5 a 7 de dezembro de (1994), Salvador - BA.
- 75 - ANTÔNIO HENRIQUES BOTELHO de MELLO, HENRIQUE SILVA FURTADO & ANGELA OURIVIO NIECKELE. Simulação Numérica Tridimensional dos Campos de Velocidade, Temperatura e Composição Química dos Distribuidores de Aços no Lingotamento Contínuo da CSN. , **XXVI Seminário de Fusão, Refino e Solidificação - Aciaria, Refratários, Fornos Elétricos, Ferro-Ligas e Fundição da ABM**, Salvador-BA, 5 a 7 de Dezembro de (1994), pg. 839-858 pág.
- 76 - HENRIQUE SILVA FURTADO, ANTÔNIO HENRIQUES BOTELHO de MELLO, SIDNEY COELHO PEREIRA & WILSON M. AZEVEDO, Simulação Experimental do Escoamento do Aço Líquido no Distribuidor do Lingotamento Contínuo da CSN, **XXVI Seminário de Fusão, Refino e Solidificação - Aciaria, Refratários, Fornos Elétricos, Ferro-Ligas e Fundição da ABM**, Salvador-BA, 5 a 7 de Dezembro de (1994), pg. 819-837.
- 77 - AMIT CHATTERJEE & S. K. AJMANI, Optimising Fluid Flow in the Tundish, **Steel Technology International**, (1994), pg. 155-160.
- 78 - CARLOS CICUTTI, JORGE MADIAS, LUÍS REDA, JORGE PETRONI, DANIEL DALMASO & DANIEL SCHNIDRIG, Limpeza Inclusão de Planckones de Colada Contínua, **XXVI Seminário de Fusão, Refino e Solidificação - Aciaria, Refratários, Fornos**

Elétricos, Ferro-Ligas e Fundição da ABM, Salvador-BA, 5 a 7 de Dezembro de (1994), pg. 859-867.

79 - JORGE MADÍAS, WALTER SANTA MARIA, DANIEL DAMASO, JORGE PETRONI & RODOLFO FORCONESI, Utilizacion de Modelos de Agua de Colada Continua de Desbastes, **XXVI Seminário de Fusão, Refino e Solidificação - Aciaria, Refratários, Fornos Elétricos, Ferro-Ligas e Fundição da ABM**, Salvador-BA, pg. 883-894.

80 - K. M. GODIWALLA, S. K. SINHA & C. S. SIVARAMAKRISHNAN, Water Model Simultion of Tundish Flow under Varying Conditions, **Steel Research**, 65, (1994), NR. 7, pg. 267-272.

81 - O. J. ILEGBUSI, Application of the Two-Fluid Model of Turbulence to Tundish Problems, **ISIJ International**, Vol. 34, (1994), Nr. 9, pg. 732-738.

82 - SATISH C. KORIA & SARBJIT SINGH, Physical Modeling of the Effects of the Flow Modifier on the Dynamics of Molten Steel Flowing in a Tundish, **ISIJ International**, vol. 34, (1994), Nr. 10, pg. 784-793.

83 - HIROYUKI TANAKA, RYOJI NISHIHARA, RYUSUKE MIURA, RYOJI TSUJINO, TAKESHI KIMURA, TAKASHI NISHI & TATUO IMOTO, Technology for Cleaning of Molten Steel in Tundish, **ISIJ International**, vol. 34, (1994), Nr. 11, pg. 868-875.

84 - Catálogo de Produto: **Premier Refractories and Chemicals, Inc.** A Comprehensive Approach to Total Tundish Technology, (1995).

85 - MUNDIAL REF, **Bubbling Tundish for Special Steel Production**, Brescia Itália (1995).

86 - DIPAK MAZUMDAR, GUIER YAMANOGHU, RAMI SHANKARNARAYANAN & RODERICK I. L. GUTHRIE, Similarity Considerations in the Physical Modelling of Steel Making Tundish Systems, **Steel Research** 66, (1995), Nr. 1, pg. 14-19.

87 - RONALDO SANTOS SAMPAIO & DELMAR BARROS RIBEIRO, **Refino Secundário dos Aços - ABM**, Curso Fechado: Companhia Siderúrgica Nacional - CSN, 05 a 07 de abril de (1995), Volta Redonda-RJ, apostila em 227 páginas, pg. 86. [Figura redesenhada a partir da referência SLAG ATLAS - Verlag Stahleisen M. B. H. - Dusseldorf, (1981)].

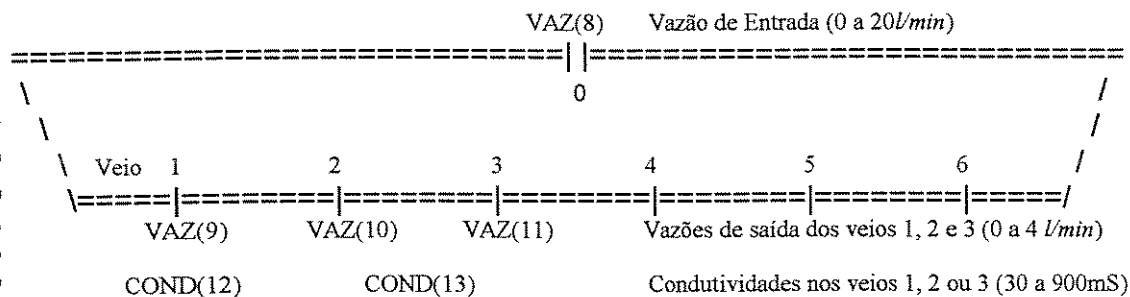
- 88 - Editor: J. KEITH BRIMACOMBE. **Apostila do Curso sobre Lingotamento Contínuo**, Vancouver, Canadá, (1995). Parte: Fluid Flow in Ladles, Tundishes and Molds por Alan W. Crumb, pg. H30-H39.
- 89 - JOHN J. J. CHEN, OSCAR GREGORY, ANTHONY R. LEGGETT, JOHN G. MATHIESON & GARY K. WILLIAMS, **Steelmaking Conference Proceedings**, (1995), pg. 593-598.
- 90 - HENRIQUE SILVA FURTADO, ANTÔNIO HENRIQUES BOTELHO DE MELLO, WILSON MURILO AZEVEDO. Avaliação por Meio de Simulação Experimental de Escoamento Induzido por diferentes Modificadores do Fluxo no Distribuidor do Lingotamento Contínuo, **50º Congresso da ABM**, (1995), São Pedro - SP, 1º/08/95 a 04/08/95.
- 91 - ANGELA OURIVIO NIECKELE, LUIS FERNANDO GONÇALVES PIRES, ANTONIO HENRIQUES BOTELHO DE MELLO & HENRIQUE SILVA FURTADO, Análise do Desempenho de Distribuidores de Aço para Lingotamento Contínuo com Barragens de Múltiplos Furos, **50º Congresso Anual da ABM**, (1995), São Paulo, 1º/08/95 a 04/08/95.
- 92 - HENRIQUE SILVA FURTADO, ANTÔNIO HENRIQUES BOTELHO DE MELLO, WILSON MURILO AZEVEDO. Avaliação por Simulação Experimental de Escoamento Induzido. **Metalurgia & Materiais, ABM**, maio de (1996), pg. 303-308.
- 93 - DANIELI, Catálogo de Produtos, (1996).
- 94 - JAIME ALVARES SPIM Jr., CARLOS ALEXANDRE DOS SANTOS e AMAURI GARCIA. Aplicação de um Programa Numérico Inteligente na Otimização Operacional do Lingotamento Contínuo de Aços, **51º Congresso da ABM**, Porto Alegre - RS, (1996).
- 95 - YOGESHWAR SAHAI & TOSHIHIKO EMI. Criteria for Water Modeling of Melt Flow and Inclusion Removal in Continuous Casting Tundishes, **ISIJ International**, vol. 36, (1996), Nr. 9, pg. 1166-1173.
- 96 - YOGESHWAR SAHAI & TOSHIHIKO EMI. Melt Flow Characterization in Continuous Casting Tundishes. **ISIJ International**, vol. 36, (1996), Nr. 6, pg. 667-672.
- 97 - **Concast Standard News**, Volume 35, 1/May (1996), pg. 2-3.

- 98 - AMIT CHATTERJEE & SANJAY CHANDRA, Modelação de Processos de Aciaria, **Metalurgia & Materiais - ABM**, fevereiro de (1996), vol. 52, Nr. 450, pg. 106-107.
- 99 - M. M. WOLF. Slab Caster Tundish Configuration and Operation - A Review, **Steelmaking Conference Proceedings**, Iron and Steel Society of AIME, Pittsburgh, March 24-27, (1996), pg. 367-381.
- 100 - HERALTON JOSÉ FERNANDES, WÉLLERSON JÚLIO RIBEIRO, JOAQUIM GONÇALVES COSTA NETO & RENATO BORGES MOURA. Aumento da Velocidade de Lingotamento na MLC da Belgo-Mineira, **XXVIII Seminário sobre Fusão, Refino e Solidificação dos Aços - ABM**, Campinas-SP, 12 a 14 de maio de (1997), pg. 615-622.
- 101 - ALBERT EDWARD DANTON. Development of a Novel Tundish Flow System - The Application and Results in North American Steelplants. **XXVIII Seminário sobre Fusão, Refino e Solidificação dos Aços, ABM**, Campinas-SP, 12 a 14 de maio de (1997), páginas 365-380.
- 102 - STOLLBERG, Functioning Principle of Tundish Covering Materials and their Interaction with Steel Qualities, (1997), Catálogo do Fornecedor STOLLBERG sobre Pós de Cobertura para Distribuidor, em 20 páginas.
- 103 - **IBS** - Instituto Brasileiro de Siderurgia. A Siderurgia em Números - Pocket Yearbook, (1997), 19 pg.
- 104 - **ISI** - International Iron and Steel Institute. Statistical Steel Yearbook, (1996).

Anexo 01 - Programa de Aquisição de Dados para Curvas DTR

Programa : **acqBM.BAS** (aquisição de dados Belgo-Mineira)
 adaptado a partir de QBASUBR.BAS
 Última Revisão: C. A. SILVA & J. COSTA, Ouro Preto-MG, 05/03/97

Posição dos sensores e respectivos canais: Função do (Nº do Canal da Placa)



Em função da posição do condutivímetro 02, leitura [COND(13)] do Veiio 2 ou 3.

Placa DEVE ser ativada através dos programas GDRV.COM e GFIND.EXE

Para executar este programa na forma interpretada:

Invoke QB45 através da linha de comando : qb acqBM /lqblib.qlb

Para a formação de um arquivo executável:

Invoke QB45 através da linha de comando : qb acqBM /lqblib.qlb,

escolha o comando "run" e então o subcomando

"make EXE file". Carregue também o programa BRUN45.EXE

```
*****
DECLARE SUB AM1 (SEG a%, SEG B!, BYVAL c%, BYVAL d%)
*****
```

Valores iniciais de variáveis

SN% = 16: SM% = 47: cpi = 3000

70 DIM B(47), a%(47), TS(cpi), t(cpi), vaz0(cpi), VAZ1(cpi)

DIM VAZ2(cpi), VAZ3(cpi), COND1(cpi), COND2(cpi), COND3(cpi), condp(cpi)

a%(0) = 1: a%(1) = 2: a%(2) = 3: a%(3) = 4: a%(4) = 5

a%(5) = 6: a%(6) = 7: a%(7) = 8: a%(8) = 9: a%(9) = 10

a%(10) = 11: a%(11) = 12: a%(12) = 13: a%(13) = 14: a%(14) = 15

```
*****
////////////////////////////////////////////////// ENTRADA DE DADOS //////////////////////////////////////////
*****
```

CLS

LOCATE 4, 5: PRINT " Este programa comanda a placa de aquisição de dados OMEGA"

LOCATE 5, 5: PRINT " e fornece as leituras correspondentes a vazão e condutividade"

LOCATE 6, 5: PRINT " em cada veio."

100 LOCATE 12, 5: INPUT " Deseja prosseguir? (S/N)"; RP\$

IF RP\$ = "n" OR RP\$ = "N" THEN END

IF RP\$ <> "s" AND RP\$ <> "S" GOTO 100

CLS

LOCATE 5, 3: INPUT " Nome do Arquivo de Dados (default = CSBM.DAT)? "; aqV\$

IF aqV\$ = "" THEN aqV\$ = "CSBM.dat"

LOCATE 6, 3: INPUT " Intervalo entre impressões (default : .1 seg)?"; DVT

IF DVT <= 0 THEN DVT = .1

range por canal

LOCATE 9, 3: PRINT " Escolha faixa por canal! "

LOCATE 10, 3: PRINT " 0=50mV ; 1=500mV; 2=10V; 3=+/-25mV; 4=+/-250mV; 5=+/-5V; 17=auto"

LOCATE 11, 3: PRINT " "

```

INPUT " canal 8; vazao de entrada          mV:"; rang0%
INPUT " canal 9; vazao primeiro veio       mV:"; rang1%
INPUT " canal 10; vazao do segundo veio    mV:"; rang2%
INPUT " canal 11; vazao do terceiro veio   mV:"; rang3%
INPUT " canal 12; condutividade no primeiro veio mV:"; rang4%
INPUT " canal 13; condutividade no segundo veio mV:"; rang5%
OPEN aqV$ FOR OUTPUT AS #1
CLS
////////// PREPARAR PLACA //////////
' Preparar board para aquisição
REM initial setup
GOSUB 5000
REM ***** Set resolution to 18 bits (low noise mode) *****
c$ = "a" + CHR$(0): a%(0) = 18
CALL AM1(SEG a%(0), SEG B!(0), VARSEG(c$), SADD(c$))
GOSUB 6000: REM Specify range on each analog channel
' ===== Fim das Instruções de Acionamento da Placa =====
VT0 = TIMER: VTP = TIMER: vtint = 0: contr1 = 0: contr2 = 0: ipnt = 0
' //////////
300 ' Início do loop de controle
REM ***** Now read data *****
y$ = INKEY$
c$ = "cm" + CHR$(0): REM Read analog into B()
CALL AM1(SEG a%(0), SEG B!(0), VARSEG(c$), SADD(c$))
vt1 = TIMER ' tempo decorrido após 00:00 hora
LOCATE 15, 3: PRINT USING " Tempo de experiência ####.## min ; ##### leituras"; (vt1 - VT0) / 60; ipnt
LOCATE 17, 3: PRINT " Pressione a teclas indicadas de acordo com função"
PRINT " s - para interromper aquisição de dados"
PRINT USING " p - para imprimir dados no arquivo \ " ; aqV$
PRINT " a - para definir início da curva C(t)"
IF y$ = "s" OR y$ = "S" GOTO 400
IF y$ = "a" OR y$ = "A" THEN GOSUB 2500
IF y$ = "p" OR y$ = "P" THEN contr1 = 1
IF y$ = "p" OR y$ = "P" THEN VT0 = TIMER
IF contr1 = 0 GOTO 350
IF (vt1 - VTP) < DVT GOTO 350
PRINT #1, USING " #####.### #####.### #####.### #####.### #####.### #####.### ";
vtint; vt1; B(8) * 50 - 5; B(9) * 10 - 1; B(10) * 10 - 1; B(11) * 10 - 1; B(12); B(13)
VTP = vt1: ipnt = ipnt + 1
'
350 ' Evite impressão nos arquivos
LOCATE 2, 3: PRINT " Condutividades e Vazões nos vários Veios: "
'
LOCATE 4, 3: PRINT USING "Vazão #####.### l/min"; 5 * (B(8) * 10 - 1)
PRINT " =====|===== "
PRINT " \ 0 / "
PRINT " \ / "
PRINT " \ Veio 1 2 3 4 5 6 / "
PRINT " \=====|=====|=====|=====|=====|=====| "
'
PRINT USING " Vazão ###.### ##.### ##.### l/min"; B(9) * 10 - 1; B(10) * 10 - 1; B(11) * 10 - 1
'
LOCATE 12, 3: PRINT USING "Condutividades #####.### #####.### mV"; B(12); B(13)
LOCATE 14, 3: IF contr1 = 1 THEN PRINT USING " GRAVANDO no arquivo \ " ; aqV$
LOCATE 14, 50: IF contr2 = 1 THEN PRINT USING " Inicio a #####.### min"; (vt1 - vtint) / 60
GOTO 300 ' fim do loop de controle
400 PRINT #1, USING " #####.### #####.### #####.### #####.### #####.### #####.### "; -1; -1; -1; -1; -1; -1; -1; -1
CLOSE #1
CLS

```

```

700  LOCATE 4, 5: PRINT " Deseja uma visualização preliminar do gráfico?"
      LOCATE 5, 5: INPUT "          CT versus tempo (s/n)"; RP$
      IF RP$ = "" THEN RP$ = "s"
      IF RP$ = "n" OR RP$ = "N" THEN END
      CLS
      OPEN aqV$ FOR INPUT AS #1
,
900  np = np + 1
      INPUT #1, TS(np), t(np), aux, aux, aux, aux, COND1(np), COND2(np)
      PRINT TS(NP), t(NP), vaz0(NP), VAZ1(NP), VAZ2(NP), VAZ3(np), COND1(NP), COND2(NP)
      IF TS(np) < 0 GOTO 1000
      ponto de início da curva
      IF TS(np) = 0 THEN PS = PS + 1
      LOCATE 5, 5: PRINT USING " Lendo dado ##### do arquivo \      \"; np, aqV$
      GOTO 900
,
1000 PS = PS + 1
      CLOSE #1

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

1100 CLS : LOCATE 5, 2: INPUT " Veio a ser analisado ( 1 a 3)"; iveio
      IF iveio < 1 OR iveio > 3 GOTO 1100
      LOCATE 7, 2: INPUT " Qual monitor gráfico (1,2 - 7 a 13)"; itela
      IF itela <= 0 THEN itela = 1
      SCREEN itela
,
      recalculando o tempo ; identificando o veio
      FOR i = PS TO np - 1
      t(i) = t(i) - TS(PS)
      IF iveio = 1 THEN condp(i) = COND1(i)
      IF iveio = 2 THEN condp(i) = COND2(i)
      IF iveio = 3 THEN condp(i) = COND3(i)
      NEXT i

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

      nprov = np - 1
      determinação do ponto de máximo da curva
      cmax = 0!
      FOR i = PS TO np - 1
      IF condp(i) > cmax THEN IM = i
      IF condp(i) > cmax THEN cmax = condp(i)
      NEXT i
      GOSUB 9000
1200 LOCATE 4, 2: INPUT " Curva CT x t para outro veio (s/n)"; RP$
      IF RP$ = "" THEN RP$ = "s"
      IF RP$ = "S" OR RP$ = "s" GOTO 1100
      IF RP$ = "n" OR RP$ = "N" THEN END
      END'

=====          Fim Do Corpo Principal Do Programa          =====
=====          Subrotinas          =====
=====
2500 'define início da curva
      vtint = TIMER: contr2 = 1
      RETURN
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

```

```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
5000 REM *** INITIAL SETUP SUBROUTINE ***
    c$ = "n" + CHR$(0)
    REM Get no. of chans & I/O's installed
    CALL AM1(SEG a%(0), SEG B!(0), VARSEG(c$), SADD(c$)): PRINT
    IF a%(0) = 0 AND a%(2) = 0 THEN
        PRINT "Driver, GDRV, not installed, or analog card not installed."
    ELSEIF a%(0) = 0 AND a%(2) <> 0 THEN
        PRINT "No analog card selected. BRD SEL switch set to 0."
    ELSEIF a%(0) <> 0 AND a%(6) = 0 THEN
        PRINT "CALIB.DAT file not correct or GFIND was not run."
    ELSEIF a%(0) > a%(6) THEN
        PRINT "Calibration numbers are not correct."
    ELSEIF a%(0) > 47 OR a%(2) > SM% + 1 THEN
        PRINT "Too many channels installed. Change DIM statement on line 70."
    END IF
    IF a%(1) > 0 THEN hasAO% = 1
    SN% = a%(0)          'number of analog input
    SM% = a%(2)          'number of digital I/O
    c$ = "b" + CHR$(0): REM Get the analog output ranges
    IF a%(1) > 0 THEN CALL AM1(SEG AOranges%(0), SEG B!(0), VARSEG(c$), SADD(c$))
    RETURN

6000 REM *** SUBROUTINE TO SET RANGE ON EACH CHANNEL, IN OR OUT ON EACH I/O ***
    a%(8) = rang0%: a%(9) = rang1%: a%(10) = rang2%
    a%(11) = rang3%: a%(12) = rang4%: a%(13) = rang5%
    c$ = "rc" + CHR$(0): REM Set ranges & calibrate
    CALL AM1(SEG a%(0), SEG B!(0), VARSEG(c$), SADD(c$))
    FOR a = 0 TO SM%
        a%(a) = 0: REM 0 INPUT, 1 OUTPUT
    NEXT a
    c$ = "S" + CHR$(0): REM Set I/O's to input or output
    CALL AM1(SEG a%(0), SEG B!(0), VARSEG(c$), SADD(c$))
    RETURN

9000 %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
    'Subrotina para traçar os gráficos CT x tempo
    CLS
    'Seção gráfica
    'Comando DRAW comporta 320 unidades na abscissa e 200 na ordenada
9900 CLS
    LOCATE 6, 2: PRINT USING " O tempo de experiência ###.### min"; (t(nprov - 1) - t(PS)) / 60!
    LOCATE 7, 2: PRINT USING " sendo registrados ##### pontos"; nprov - 1 - PS
    LOCATE 8, 2: INPUT " Pontos a serem visualizados"; NPG
    IF NPG <= 0 THEN NPG = nprov - 1 - PS
    IF NPG > (nprov - PS) THEN NPG = (nprov - 1 - PS)
    CLS
    'gráfico usará Nord(ordenadas) x Nabci (abscissas) pixels
    'de acordo com a escolha de screen
    Nord = 300: Nabci = 450
    IF itela = 1 THEN Nord = 130: IF itela = 1 THEN Nabci = 200
    IF itela = 2 THEN Nord = 140: IF itela = 2 THEN Nabci = 500
    IF itela = 7 THEN Nord = 140: IF itela = 7 THEN Nabci = 190
    IF itela = 8 THEN Nord = 140: IF itela = 8 THEN Nabci = 500
    IF itela = 9 THEN Nord = 200: IF itela = 9 THEN Nabci = 450
    IF itela = 10 THEN Nord = 200: IF itela = 10 THEN Nabci = 450
    IF itela = 11 THEN Nord = 300: IF itela = 11 THEN Nabci = 450
    IF itela = 12 THEN Nord = 300: IF itela = 12 THEN Nabci = 450

```

```

IF itela = 13 THEN Nord = 150: IF itela = 13 THEN Nabci = 190
LINE (0, Nord)-(Nabci, 0), , B
LINE (0, Nord)-(0, Nord)
TRG = 0                                'tempo de gráfico
TCP = (t(PS + NPG) - t(PS)) / Nabci    'intervalo entre pixels de tempo
IPT = 0                                'posição do pixel tempo
FOR i = PS TO (PS + NPG - 1)
  IF (t(i) - t(PS)) <= TRG GOTO 10000
  TRG = TRG + TCP
  IPT = IPT + 1                        'posição do pixel tempo
  IF cmax = 0 THEN cmax = 1
  IPC = (Nord - 20) - FIX(condp(i) * (Nord - 50) / cmax) 'posição do pixel concentração
  rota$ = "m" + STR$(IPT) + "," + STR$(IPC)
DRAW rota$

10000 NEXT i
LOCATE 20, 2: PRINT USING " Veio: ##"; iveio
LOCATE 21, 2: PRINT USING " Pontos visualizados: #####"; NPG
LOCATE 22, 2: PRINT USING " Tempo total: ####.## min", (t(PS + NPG) - t(PS)) / 60!
LOCATE 23, 2: PRINT USING " Concentração máxima: #####.### ponto #####"; cmax; IM - PS
14100 LOCATE 25, 2: INPUT " Outro gráfico do mesmo veio (S/N)"; RM$
IF RM$ <> "s" AND RM$ <> "S" AND RM$ <> "N" AND RM$ <> "n" GOTO 14100
IF RM$ = "s" OR RM$ = "S" GOTO 9900
CLS : RETURN

```

Anexo 02 - Programa de Tratamento de Dados para Curvas DTR

```

cp1 = 3300
DIM TS(cp1), t(cp1), vaz0(cp1), vaz1(cp1), vaz2(cp1), vaz3(cp1)
DIM cond1(cp1), cond2(cp1), cond3(cp1), cond(cp1), vaz(cp1)
DIM qavs(6), tap(6), ET(cp1), FT(cp1), fvm(10)
ps = 0: np = 0
tesfit = .0005 '0.05% como critério de convergência
SCREEN 0: COLOR 3

```

Dimensões do Distribuidor (medidas em metros)

o	o	o	o	o	o	LS2= .26
1	2	3	4	5	6	LB2= .15
LS1 = 2.130						
LB1 = 1.990						

LS4 = .28; LB4 = .17; LS3 = .33; LB3 = .33
LS2 = .26; LB2 = .15; LS1 = 2.13; LB1 = 1.99; halt = .233

CLS

CLS

ATENÇÃO

CLOSE #1

pág. 129

```

TST = t(ps)
FOR i = ps TO np - 1
t(i) = t(i) - TST
NEXT i

```

```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
'      ATENÇÃO
'      Convertendo condutividade (mili-Siemens) em concentração (mol/litro)
'      FOR i = ps TO np - 1
'      veio 1, canal 12 (condutividade): calibragem 20/02/97
'      cond1(i) = -.34899 / 1000 + .00707 * (cond1(i) - (tap(1) - .049362))
'      veio 2, canal 13 (condutividade): calibragem 12/12/96
'      cond2(i) = -.3127 / 1000 + .006772 * (cond2(i) - (tap(2) - .0461754))
'      NEXT i
'      valores iniciais
'      alt = .233: mKCL = 6!: TF$ = "S": FT$ = "p": cut = np
'      fit = FIX(.5 * cut): npfp = 50: st = 2: relax = 10: mc = 1
'

```

```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
'      ENTRADA DE DADOS
'      500 CLS : old = alt: LOCATE 4, 65: PRINT USING "###.###"; alt
'      LOCATE 4, 5: INPUT " Altura de água no distribuidor em metros?"; alt
'      IF alt <= 0 THEN alt = old
'      LOCATE 4, 65: PRINT USING "###.###"; alt
'      old = mKCL: LOCATE 5, 65: PRINT USING "###.###"; mKCL
'      LOCATE 5, 5: INPUT " Massa de KCl adicionado em gramas?"; mKCL
'      IF mKCL <= 0 THEN mKCL = old
'      LOCATE 5, 65: PRINT USING "###.###"; mKCL
'      600 LOCATE 15, 5: INPUT " Deseja alterar estes parâmetros? (S/N)"; PR$
'      IF PR$ <> "n" AND PR$ <> "N" AND PR$ <> "s" AND PR$ <> "S" GOTO 600
'      IF PR$ = "S" OR PR$ = "s" GOTO 500
'

```

```

'      Cálculo do volume de água no distribuidor
'      vold1 = (LB1 + (LB1 + 2! * (LS1 - LB1) * alt / (2! * halt))) / 2!
'      vold1 = vold1 * (LB2 + (LB2 + 2! * (LS2 - LB2) * alt / (2! * halt))) / 2!
'      vold2 = (LB4 + (LB4 + 2! * (LS4 - LB4) * alt / (2! * halt))) / 2!
'      vold2 = vold2 * (LB3 + LS3) / 2
'      vold = (vold1 + vold2) * alt * 1000 'litros
'      CLS

```

```

'      CONFIRMAÇÃO DA ENTRADA DE DADOS E ESCOLHA DE VEIO PARA ANÁLISE
'      700 LOCATE 4, 5: PRINT " Pressione ENTER para confirmar!"
'      old = vold: LOCATE 5, 65: PRINT USING "###.###"; vold
'      LOCATE 5, 5: INPUT " Volume do Reator em litros, meta?"; vold
'      IF vold <= 0 THEN vold = old
'      Cálculo preliminar de TNOMINAL
'      Vazão média de entrada QAVE ; Vazão média de saída QAVS(i)
'      qave = 0!: qavs(1) = 0!: qavs(2) = 0!: qavs(3) = 0!
'      FOR i = ps + 1 TO np - 3
'      qave = qave + (vaz0(i + 1) + vaz0(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / (2! * (t(np - 1) - t(ps)))
'      qavs(1) = qavs(1) + (vaz1(i + 1) + vaz1(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / (2! * (t(np - 1) - t(ps)))
'      qavs(2) = qavs(2) + (vaz2(i + 1) + vaz2(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / (2! * (t(np - 1) - t(ps)))
'      qavs(3) = qavs(3) + (vaz3(i + 1) + vaz3(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / (2! * (t(np - 1) - t(ps)))
'      NEXT i
'      CLS
'      LOCATE 4, 5: PRINT " Pressione ENTER para confirmar valor de"
'      old = qave: LOCATE 5, 65: PRINT USING "###.###"; qave
'      LOCATE 5, 5: INPUT " Vazão total em litros por minuto, meta?"; qave
'      IF qave <= 0 THEN qave = old
'      CLS
'      TNOM = (vold / qave) * 60! 'segundos
'

```

```

700 CLS : nprov = np

```

```

LOCATE 5, 5: INPUT " Qual veio a ser analisado ( 1 a 3)"; iveio
IF iveio < 1 OR iveio > 3 GOTO 700
1000 Definir veio a ser analisado IVEIO
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
CLS
Cálculos para o veio IVEIO
FOR i = ps TO np - 1
cond(i) = cond1(i): vaz(i) = vaz1(i)
IF iveio = 1 GOTO 1100
cond(i) = cond2(i): vaz(i) = vaz2(i)
IF iveio = 2 GOTO 1100
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% ATENÇÃO %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
cond(i) = cond2(i): vaz(i) = vaz3(i)
1100 Veio Definido
NEXT i
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
Determinação do ponto de máximo da curva
cmax = 0!
FOR i = ps TO np - 1
IF cond(i) > cmax THEN IM = i
IF cond(i) > cmax THEN cmax = cond(i)
NEXT i
Zerando concentrações negativas
FOR i = ps TO np - 1
IF cond(i) < 0 THEN cond(i) = 0
NEXT i
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
DADOS PARA GRÁFICO E(t) vs. t
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
1200 LOCATE 4, 5: PRINT " Deseja uma visualização preliminar do gráfico"
LOCATE 5, 5: INPUT " C(t) versus tempo? (S/N)"; RP$
IF RP$ = "" THEN RP$ = "S"
IF RP$ = "s" OR RP$ = "S" THEN GOSUB 9000
SCREEN 0: COLOR 3
CLS : old = np - ps: LOCATE 7, 65: PRINT USING " #####", np - ps
LOCATE 7, 5: INPUT " Quantos pontos válidos a considerar?"; cut
IF cut <= 0 THEN cut = old
LOCATE 7, 65: PRINT USING " #####"; cut: cut = cut + ps
old$ = TF$: LOCATE 8, 70: PRINT USING " \ \"; TF$
LOCATE 8, 5: INPUT " Ajuste exponencial da cauda da curva? (S/N)"; TF$
IF TF$ = "" THEN TF$ = "S"
LOCATE 8, 70: PRINT USING " \ \"; TF$
LOCATE 9, 5: INPUT " Ponto de corte para Volume Morto? (def:teta=2)"; pcvm
IF pcvm <= 0 THEN pcvm = 2
Desprezando pontos na extremidade da curva
nprov = cut
Desviar se Ajuste não for necessário
IF TF$ = "N" OR TF$ = "n" GOTO 2500
vt0 = TIMER
1400 Dados Específicos para Ajuste da Curva
CLS : old = fit - ps: LOCATE 8, 65: PRINT USING " #####", fit - ps
LOCATE 8, 5: INPUT " Ajuste a partir de que ponto?"; fit
IF fit <= 0 THEN fit = old
LOCATE 8, 65: PRINT USING " #####"; fit: fit = fit + ps
old = npfp: LOCATE 9, 65: PRINT USING " #####", npfp
LOCATE 9, 5: INPUT " Quantos pontos utilizar para ajuste?"; npfp
IF npfp <= 0 THEN npfp = old
LOCATE 9, 65: PRINT USING " #####", npfp
old = st: LOCATE 10, 65: PRINT USING " #####", st
LOCATE 10, 5: INPUT " Intervalo de amostragem para pontos do ajuste?"; st
IF st <= 0 THEN st = old
LOCATE 10, 65: PRINT USING " #####", st
old = relax: LOCATE 11, 65: PRINT USING " ##.###", relax
LOCATE 11, 5: INPUT " Fator de Relaxacao?"; relax
IF relax <= 0 THEN relax = old
LOCATE 11, 65: PRINT USING " ##.###", relax
1450 LOCATE 15, 5: INPUT " Deseja alterar estes parâmetros? (S/N)"; PR$

```

```

IF PR$ <> "n" AND PR$ <> "N" AND PR$ <> "s" AND PR$ <> "S" GOTO 1450
IF PR$ = "S" OR PR$ = "s" GOTO 1400
CLS : itela = 0: SCREEN itela
Calculando TNOM
Vazão média entrada QAVE ; vazão média saída QAVS(i)
qave = 0!: qavs(1) = 0!: qavs(2) = 0!: qavs(3) = 0!
FOR i = ps + 1 TO nprov - 3
qave = qave + (vaz0(i + 1) + vaz0(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / (2! * (t(nprov - 1) - t(ps)))
qavs(1) = qavs(1) + (vaz1(i + 1) + vaz1(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / (2! * (t(nprov - 1) - t(ps)))
qavs(2) = qavs(2) + (vaz2(i + 1) + vaz2(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / (2! * (t(nprov - 1) - t(ps)))
qavs(3) = qavs(3) + (vaz3(i + 1) + vaz3(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / (2! * (t(nprov - 1) - t(ps)))
NEXT i
CLS
LOCATE 3, 5: PRINT USING " Vazão média no veio? ###.### L/min"; qavs(iveio)
LOCATE 4, 5: PRINT " Pressione ENTER para confirmar valor de"
old = qave: LOCATE 5, 65: PRINT USING " ###.###"; qave
LOCATE 5, 5: INPUT " Vazão total? (meta) L/min"; qave
IF qave <= 0 THEN qave = old
CLS
TNOM = (vold / qave) * 60! 'segundos
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
AJUSTE DA CAUDA DA CURVA
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
IF (fit + npfp * st) > (nprov - 2 - st) THEN npfp = INT((nprov - 2 - st - fit) / st)
Expressão do tipo C(t) = A1*exp(-bm*t/TNOM)
Primeira estimativa de bm
BMP = TNOM * LOG(.01 / .001) / (t(fit + npfp * st - 2) - t(fit))
A1 = cond(fit) / EXP(-BMP * t(fit) / TNOM)
IF cond(fit) <= 0 GOTO 2100
IF cond(fit + npfp * st - 2) <= 0 GOTO 2100
BMP = TNOM * LOG(cond(fit) / cond(fit + npfp * st - 2)) / (t(fit + npfp * st - 2) - t(fit))
A1 = cond(fit) / EXP(-BMP * t(fit) / TNOM)
2100 BM0 = 10: BL = 0: BU = BM0 + BMP: ic = 0
2150 AUX1 = 0: AUX2 = 0
A0 = A1
IF ic = 0 THEN BM = BMP
FOR i = fit TO fit + npfp * st STEP st
COEFA = BM * t(i) / TNOM: IF COEFA > 30 THEN COEFA = 30
IF mc = 1 THEN AUX1 = AUX1 + cond(i) * EXP(-COEFA)
IF mc = 1 THEN AUX2 = AUX2 + EXP(-COEFA) * EXP(-COEFA)
IF mc = 2 THEN AUX1 = AUX1 + cond(i) * EXP(-COEFA) * t(i) / TNOM
IF mc = 2 THEN AUX2 = AUX2 + EXP(-COEFA) * EXP(-COEFA) * t(i) / TNOM
2170 NEXT i
A1 = AUX1 / AUX2
ic = ic + 1
IF ic = 1 GOTO 2200
IF mc = 1 THEN A1 = A1 + (A1 - A0) * relax
IF mc = 2 THEN A1 = A1 - (A1 - A0) * relax
2200 BU = BM0 + BMP: BL = 0: BM = (BU + BL) / 2!
2300 AUX3 = 0: AUX4 = 0: FU = 0: FL = 0: FM = 0
FOR i = fit TO fit + npfp * st STEP st
COEFU = BU * t(i) / TNOM: IF COEFU > 30! THEN COEFU = 30!
IF mc = 1 THEN FU = FU + (A1 * EXP(-COEFU) * EXP(-COEFU) - cond(i) * EXP(-COEFU)) * t(i) / TNOM
IF mc = 2 THEN FU = FU + (A1 * EXP(-COEFU) * EXP(-COEFU) - cond(i) * EXP(-COEFU))
COEFL = BL * t(i) / TNOM: IF COEFL > 30! THEN COEFL = 30!
IF mc = 1 THEN FL = FL + (A1 * EXP(-COEFL) * EXP(-COEFL) - cond(i) * EXP(-COEFL)) * t(i) / TNOM
IF mc = 2 THEN FL = FL + (A1 * EXP(-COEFL) * EXP(-COEFL) - cond(i) * EXP(-COEFL))
COEFM = BM * t(i) / TNOM: IF COEFM > 30! THEN COEFM = 30!
IF mc = 1 THEN FM = FM + (A1 * EXP(-COEFM) * EXP(-COEFM) - cond(i) * EXP(-COEFM)) * t(i) / TNOM
IF mc = 2 THEN FM = FM + (A1 * EXP(-COEFM) * EXP(-COEFM) - cond(i) * EXP(-COEFM))
vt1 = TIMER
a$ = INKEY$
LOCATE 3, 5: PRINT " Pressione as teclas, de acordo com ação desejada!"
LOCATE 5, 5: PRINT " r - para alterar fator de relaxação"
LOCATE 6, 5: PRINT " a - para nova estimativa do fator A1"

```

```

LOCATE 7, 5: PRINT " 1 - para nova estimativa de BL"
LOCATE 8, 5: PRINT " b - para nova estimativa de BM"
LOCATE 9, 5: PRINT " u - para nova estimativa de BU"
LOCATE 10, 5: PRINT " c - para novo critério de convergência"
LOCATE 13, 5: PRINT " s - para interromper cálculos"
LOCATE 11, 5: PRINT " m - para mudar caminho de convergência"
IF a$ = "r" OR a$ = "R" THEN GOSUB 8100
IF a$ = "a" OR a$ = "A" THEN GOSUB 8200
IF a$ = "l" OR a$ = "L" THEN GOSUB 8300
IF a$ = "b" OR a$ = "B" THEN GOSUB 8400
IF a$ = "u" OR a$ = "U" THEN GOSUB 8500
IF a$ = "c" OR a$ = "C" THEN GOSUB 8600
IF a$ = "m" OR a$ = "M" THEN GOSUB 8700
IF a$ = "s" OR a$ = "S" THEN END
LOCATE 15, 5: PRINT " Regressão do tipo C(t) = A1 * exp( - BM*T/TNOM)"
LOCATE 16, 5: PRINT USING " BU = ##.### BM = ##.### BL = ##.### A1 = ##.#####"; BU; BM; BL; A1
LOCATE 17, 5: PRINT USING " FU = #####.### FM = #####.### FL = #####.### "; FU; FM; FL
LOCATE 18, 5: PRINT USING " após #####.## iterações e #####.### minutos"; ic; (vt1 - vt0) / 60
,
NEXT i
IF FM * FU < 0 THEN BL = BM
IF FM * FL < 0 THEN BU = BM
BM = (BL + BU) / 2!

IF ABS((BU - BL) / BM) < tesfit GOTO 2400
GOTO 2300
2400 IF ABS((A1 - A0) / A1) > tesfit OR ic < 10 GOTO 2150
LOCATE 20, 5: PRINT USING " Ajuste completo para veio # ; C(T) = ###.##### *exp( - #####.### * T/TNOM)";
iveio; A1; BM
LOCATE 21, 5: INPUT " Pressione ENTER para prosseguir"; PRS$
'
' Recalculando concentrações de acordo com equação de ajuste
FOR i = fit TO nprov - 1
cond(i) = A1 * EXP(-BM * t(i) / TNOM)
NEXT i
'
'
2500 'Fim da Seção de Ajuste
QVS = qavs(iveio)
'
' CÁLCULOS ESTATÍSTICOS: ÁREA SOB CURVA (MOLS DE KCL), MÉDIA, VARIÂNCIA, SAL
'
' ÁREA SOB A CURVA
seção sem ajuste
area1 = 0!: area2 = 0!
IF TF$ = "n" OR TF$ = "N" THEN fit = nprov - 2
FOR i = ps TO fit
area1 = area1 + (vaz(i) * cond(i) + vaz(i + 1) * cond(i + 1)) * (t(i + 1) - t(i)) / (60! * 2!)
NEXT i
IF TF$ = "n" OR TF$ = "N" GOTO 2550
seção com ajuste
area2 = (QVS * A1 * TNOM / (60! * BM)) * EXP(-BM * t(fit) / TNOM)
2550 AREA = area1 + area2
'
' TEMPO DE RESIDÊNCIA
seção sem ajuste
TAU = 0!
IF TF$ = "n" OR TF$ = "N" THEN fit = nprov - 2
FOR i = ps TO fit
TAU = TAU + (t(i) + t(i + 1)) * (vaz(i) * cond(i) + vaz(i + 1) * cond(i + 1)) * (t(i + 1) - t(i)) / (60! * 4 * AREA)
NEXT i
IF TF$ = "n" OR TF$ = "N" GOTO 2600
seção com ajuste
TAU = TAU + (QVS * A1 * TNOM / (AREA * 60! * BM)) * (t(fit) + TNOM / BM) * EXP(-BM * t(fit) / TNOM)
2600 'SAL ATRAVÉS DO VEIO
salt = AREA * 74.56 'GRAMAS
'
' VARIÂNCIA
seção sem ajuste
VAR = 0

```

```

IF TF$ = "n" OR TF$ = "N" THEN fit = nprov - 2
FOR i = ps TO fit
VAR = VAR + ((t(i + 1) + t(i)) / 2 - TAU) ^ 2! * (vaz(i) * cond(i) + vaz(i + 1) * cond(i + 1)) * (t(i + 1) - t(i)) / (60! *
2! * AREA)
NEXT i
IF TF$ = "n" OR TF$ = "N" GOTO 2650
seção com ajuste
CI = BM * TAU / TNOM: TETA = t(fit) / TAU
VAR = VAR + (2! * EXP(-CI * TETA) / CI ^ 3) * ((TETA - 1) ^ 2 * CI ^ 2 / 2! + (TETA - 1)! * CI + 1) * (TAU ^ 3 *
A1 * QVS / (60! * AREA))
2650 VAR = SQR(VAR)
'////////////////////////////////////
'CURVA E(t) E F(T) RECALCULADAS
'////////////////////////////////////
'Função densidade de distribuição & área sob a curva Et(t) x t
IF TF$ = "n" OR TF$ = "N" THEN fit = nprov - 2
FOR i = ps TO fit
ET(i) = vaz(i) * cond(i) * 74.56 / (60! * salt)
NEXT i
IF TF$ = "n" OR TF$ = "N" GOTO 2670
FOR i = fit TO nprov - 1
ET(i) = QVS * cond(i) * 74.56 / (60! * salt)
NEXT i
2670 'Curva cumulativa
FT(ps) = 0!
FOR i = ps TO nprov - 2
FT(i + 1) = FT(i) + (ET(i + 1) + ET(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / 2
NEXT i
'////////////////////////////////////
'CÁLCULO DO VOLUME MORTO
'////////////////////////////////////

'Cálculo da Fracao de Volume Morto -- base em TAU
'correto ; fvm(1)
'incorreto ; fvm(2) = 1 - (Tcalc ate pcvm*TAU) /TAU
'incorreto ; fvm(3) = integral de E(t)*dT apos pcvm*TAU
'incorreto ; fvm(4) = 1 - (Qa/Q)*(Tcalc ate pcvm*TAU) /TAU
FOR i = ps TO nprov - 1
IF t(i) < (TAU * pcvm) THEN ipcvm = i
NEXT i
fvm(1) = 0!: fvm(2) = 1!: fvm(3) = 1!
FOR i = (ipcvm - 1) TO (nprov - 1)
fvm(1) = fvm(1) + (1 - FT(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / TAU
NEXT i
FOR i = ps TO ipcvm - 1
fvm(2) = fvm(2) - t(i) * ET(i) * (t(i + 1) - t(i)) / TAU
fvm(3) = fvm(3) - ET(i) * (t(i + 1) - t(i))
NEXT i
fvm(4) = 1 + (fvm(2) - 1) * (1 - fvm(3))
'Cálculo da Fracao de Volume Morto -- base em TNOMINAL
'correto ; fvm(6)
'incorreto ; fvm(7) = 1 - (Tcalc ate pcvm*TNOM) /TAU
'incorreto ; fvm(8) = integral de E(t)*dT após pcvm*TNOM
'incorreto ; fvm(9) = 1 - (Qa/Q)*(Tcalc ate pcvm*TNOM) /TAU
FOR i = ps TO nprov - 1
IF t(i) < (TNOM * pcvm) THEN ipcvm = i
NEXT i
fvm(6) = 0!: fvm(7) = 1!: fvm(8) = 1!
FOR i = (ipcvm - 1) TO (nprov - 1)
fvm(6) = fvm(6) + (1 - FT(i)) * (t(i + 1) - t(i)) / TAU
NEXT i
FOR i = ps TO ipcvm - 1
fvm(7) = fvm(7) - t(i) * ET(i) * (t(i + 1) - t(i)) / TAU
fvm(8) = fvm(8) - ET(i) * (t(i + 1) - t(i))
NEXT i
fvm(9) = 1 + (fvm(7) - 1) * (1 - fvm(8))
'////////////////////////////////////

```

IMPRESSAO DE RESULTADOS DOS CALCULOS

pág. 135

[illegible]

```

////////////////////////////////////
SCREEN 12: COLOR 3
'subrotina para traçar gráficos C(t) x tempo
CLS
'seção gráfica
'comando DRAW comporta 320 unidades na abscissa e 200 na ordenada
9900 CLS
LOCATE 6, 5: PRINT USING " O tempo total de experiência é de ###.### min"; (t(nprov - 1) - t(ps)) / 60!
LOCATE 7, 5: PRINT USING " sendo registrados ##### pontos"; nprov - 1 - ps
LOCATE 8, 5: INPUT " Qual o total de pontos a serem visualizados?"; NPG
IF NPG <= 0 THEN NPG = nprov - 1 - ps
IF NPG > (nprov - ps) THEN NPG = (nprov - 1 - ps)
CLS
'gráfico usará Nord(ordenadas) x Nabci (abscissas) pixels
Nord = 300: Nabci = 450 'pixels
LINE (0, Nord)-(Nabci, 0), , B
LINE (0, Nord - 20)-(Nabci, Nord - 20)
LINE (0, 0)-(0, 0)
TRG = 0 'tempo de gráfico
TCP = (t(ps + NPG) - t(ps)) / Nabci 'intervalo entre pixels de tempo
IPT = 0 'posição do pixel tempo
FOR i = ps TO (ps + NPG - 1)
IF (t(i) - t(ps)) <= TRG GOTO 10000
TRG = TRG + TCP
IPT = IPT + 1 'posição do pixel tempo
IPC = (Nord - 20) - FIX(cond(i) * (Nord - 50) / cmax) 'posição do pixel concentração
rota$ = "m" + STR$(IPT) + "," + STR$(IPC)
DRAW rota$
10000 NEXT i
LOCATE 5, 25: PRINT " Prog : TDEXP.BAS"
LOCATE 6, 25: PRINT USING " Arq. : \ " ; AQP$
LOCATE 22, 5: PRINT USING " Veio: ##"; iveio
LOCATE 23, 5: PRINT USING " Pontos válidos visualizados: #####"; NPG
LOCATE 24, 5: PRINT USING " Tempo total: ###.### min"; (t(ps + NPG) - t(ps)) / 60!
LOCATE 25, 5: PRINT USING " Concentração máxima: ##### no ponto #####"; cmax; IM
14100 LOCATE 27, 5: INPUT " Deseja outro gráfico do mesmo veio? (S/N)"; RM$
IF RM$ <> "s" AND RM$ <> "S" AND RM$ <> "N" AND RM$ <> "n" GOTO 14100
IF RM$ = "s" OR RM$ = "S" GOTO 9900
CLS : RETURN

```

Anexo 03 - Balanços de Massa para Experimentos em Modelo

Balanços de Massa para Experimentos de Levantamento de Curvas DTR para as Configurações de Barreiras de A a H

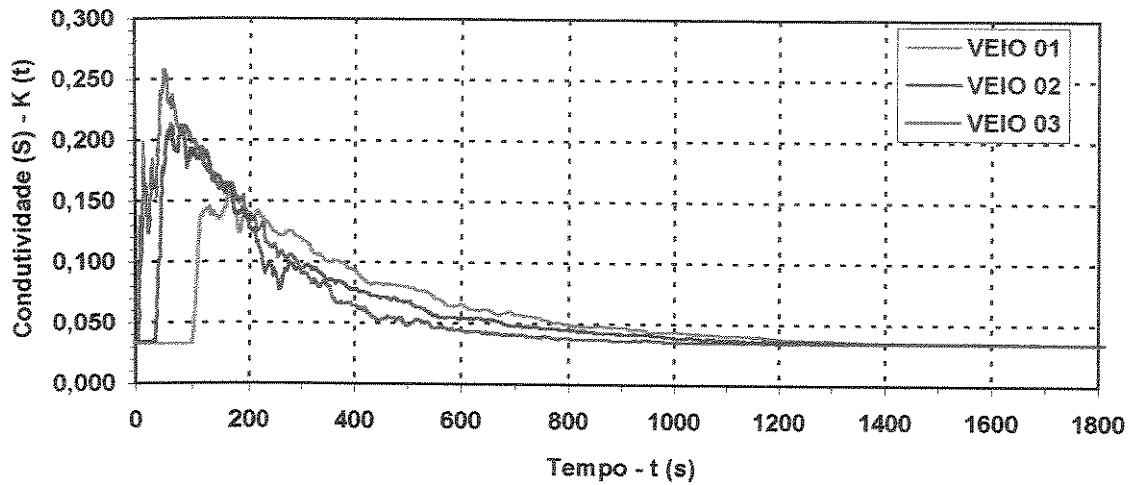
Em todos os experimentos foram injetados 6g de KCl diluídos em 20ml d'água

CONFIGURAÇÃO	ARQUIVO	MASSA VEIO 01	MASSA VEIO 02	MASSA VEIO 03	MASSA TOTAL	ERRO (%)
A	11S2V1	1,01	-	-	-	-
	11S2V2	-	0,97	-	-	-
	11S3V3	-	-	0,97	-	-
	11S3V1	0,97	-	-	2,95	1,7
	11S2S3	-	-	-	2,92	2,7
B	1102V1	0,95	-	-	-	-
	1102V2	-	0,86	-	-	-
	1103V3	-	-	1,09	-	-
	1103V1	0,99	-	-	2,90	3,3
	110203	-	-	-	2,91	3,0
C	0701V1	1,05	-	-	-	-
	0701V2	-	0,72	-	-	-
	0731V3	-	-	1,12	-	-
	0731V1	0,92	-	-	2,89	3,7
	070131	-	-	-	2,88	4,0
D	0822V1	0,99	-	-	-	-
	0822V2	-	0,86	-	-	-
	0832V3	-	-	1,00	-	-
	0832V1	1,01	-	-	2,85	5,0
	083222	-	-	-	2,86	4,7
E	1023V1	0,95	-	-	-	-
	1023V2	-	0,86	-	-	-
	1033V3	-	-	1,13	-	-
	1033V1	0,97	-	-	2,94	2,0
	102333	-	-	-	2,94	2,0

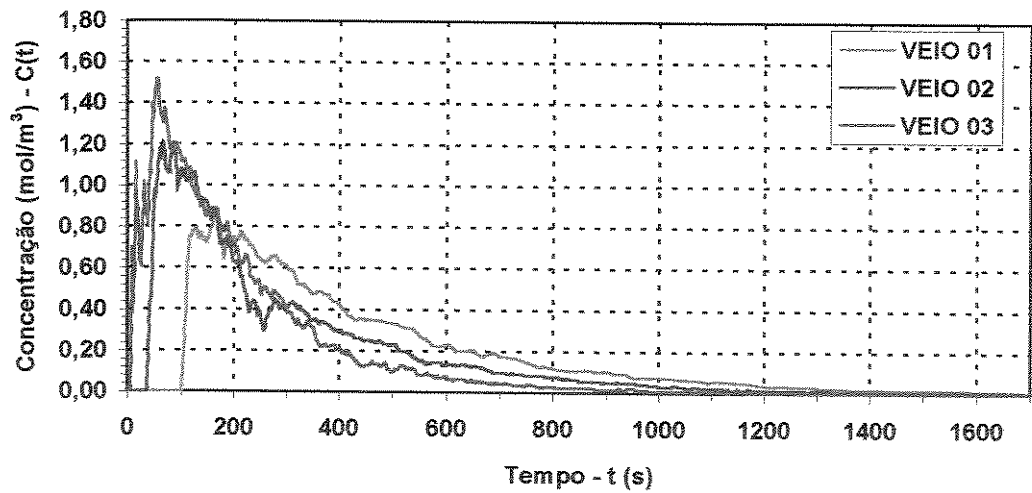
CONFIGURAÇÃO	ARQUIVO	MASSA VEIO 01	MASSA VEIO 02	MASSA VEIO 03	MASSA TOTAL	ERRO (%)
F	10P4V1	1,07	-	-	-	-
	10P4V2	-	0,87	-	-	-
	09P3V3	-	-	0,95	-	-
	09P3V1	1,07	-	-	2,89	3,7
	10P4P3	-	-	-	2,89	3,7
G	13T2V1	1,04	-	-	-	-
	13T2V2	-	0,94	-	-	-
	13T3V3	-	-	1,08	-	-
	13T3V1	0,93	-	-	3,06	2,0
	13T2T3	-	-	-	3,02	1,0
H	15A2V1	0,83	-	-	-	-
	15A2V2	-	1,00	-	-	-
	15A3V3	-	-	0,98	-	-
	15A3V1	0,93	-	-	2,81	6,3
	15A2A3	-	-	-	2,87	4,3

Anexo 04 - Curvas DTR, Configurações A a H, adotando θ

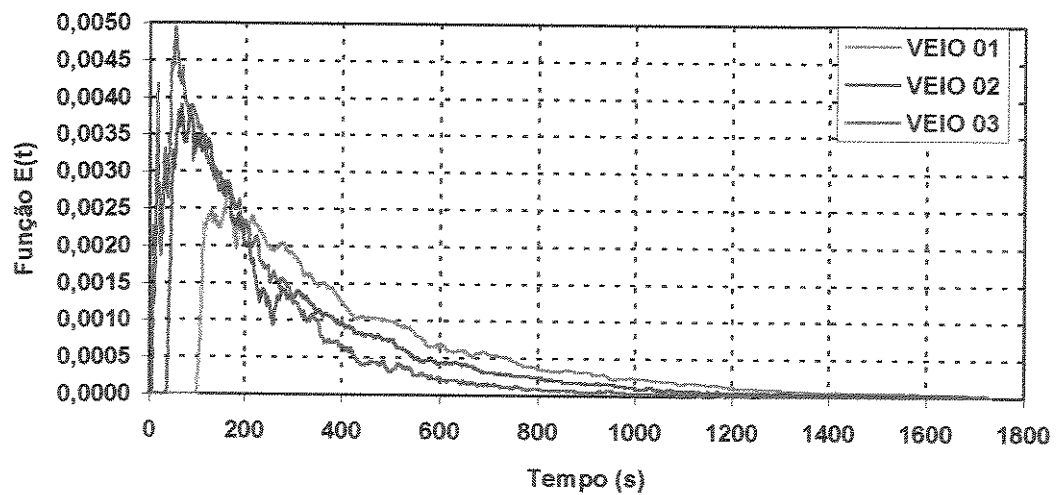
Configuração A



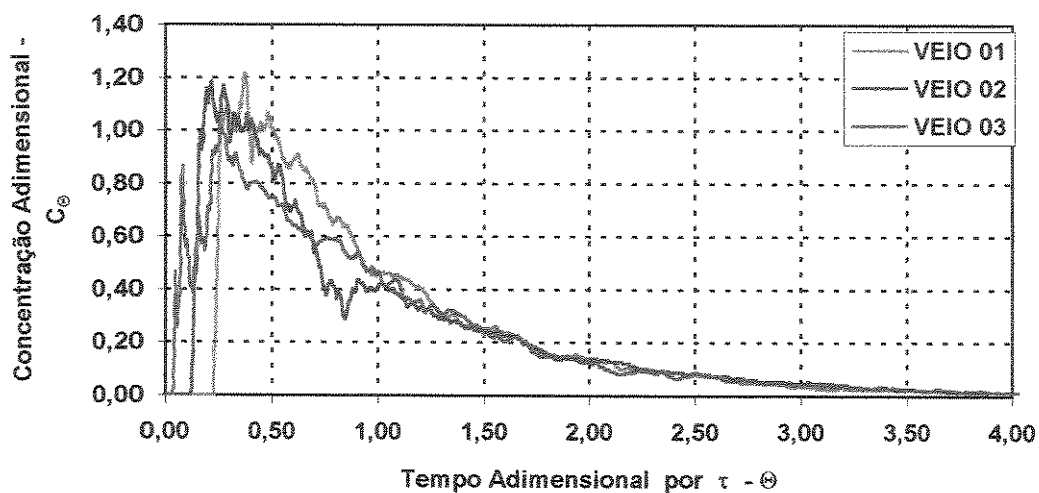
Configuração A



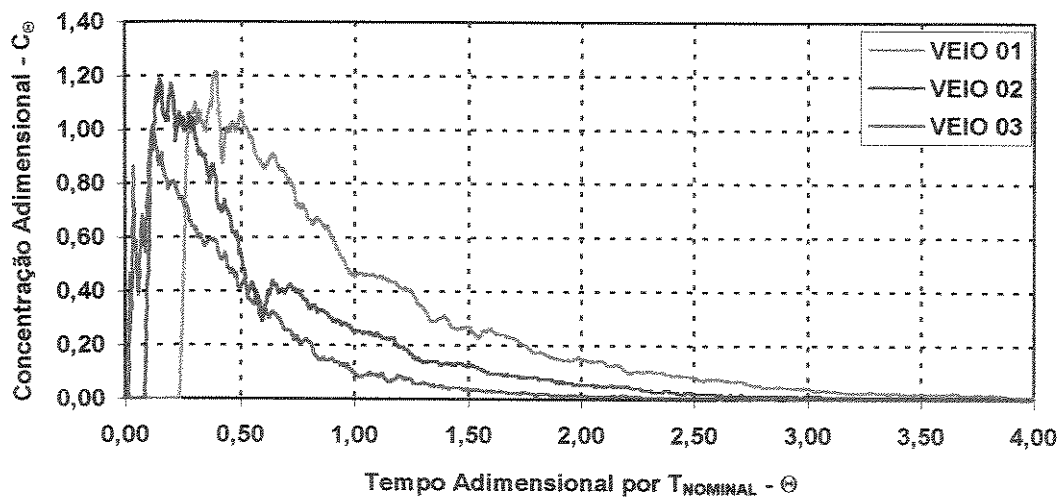
Configuração A



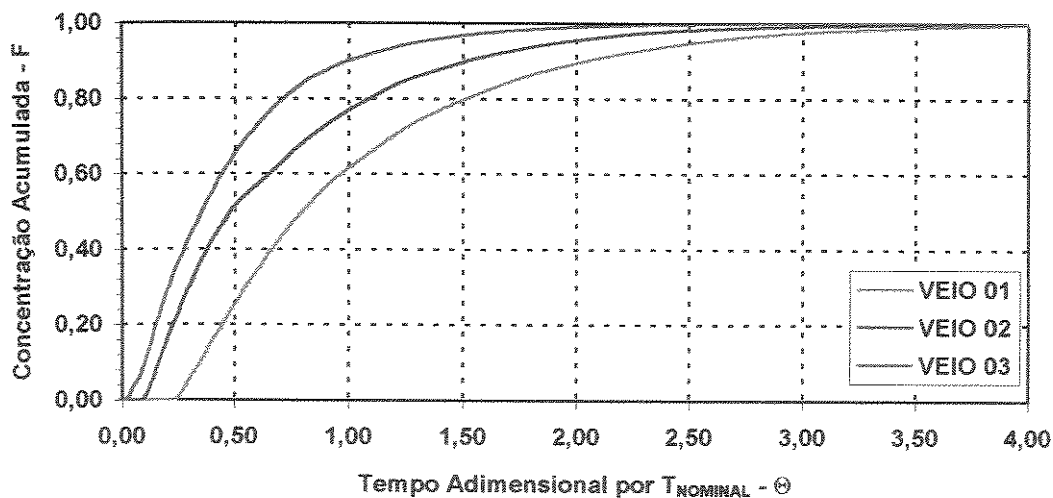
Configuração A



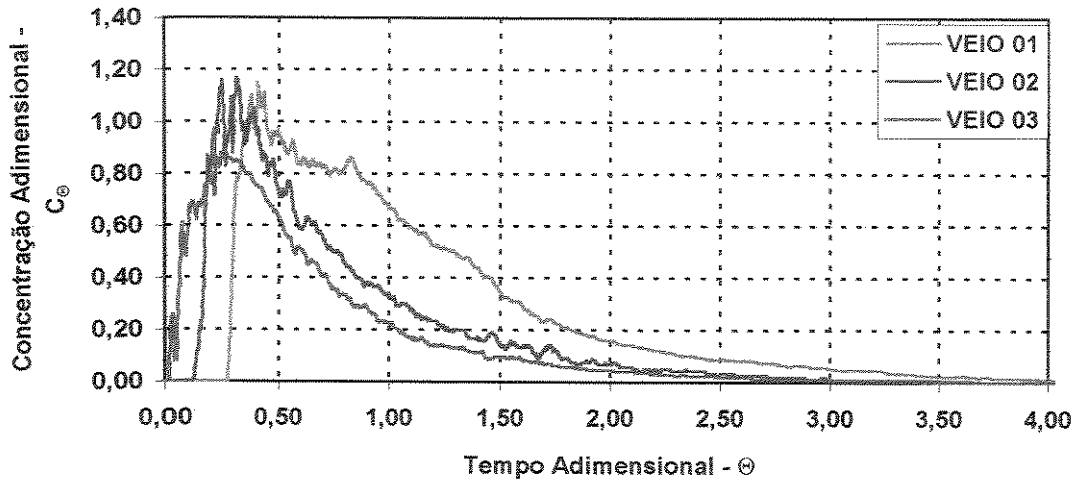
Configuração A



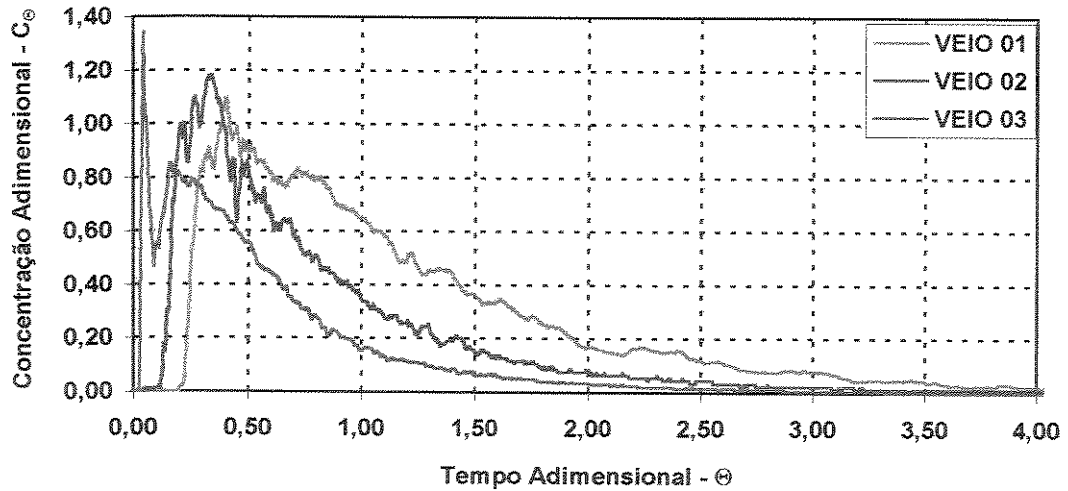
Configuração A



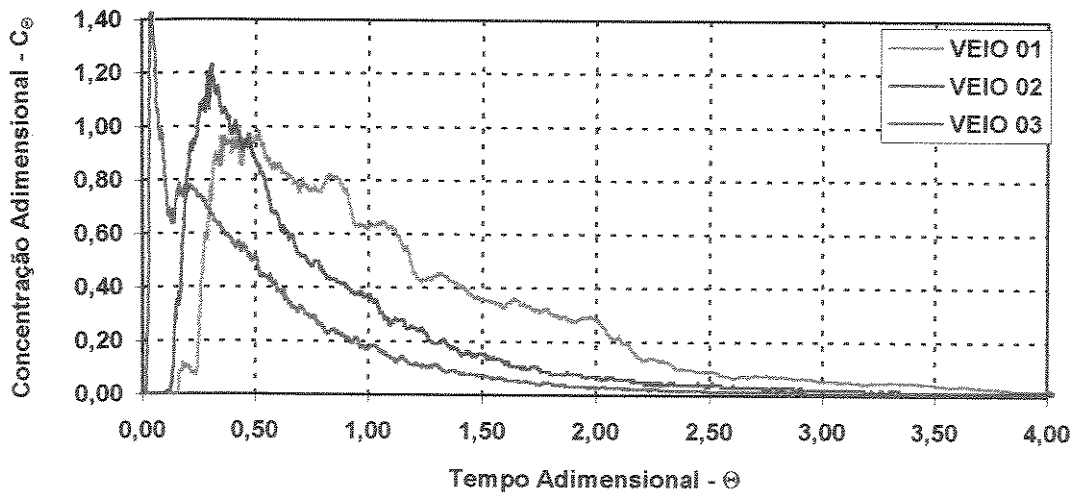
Configuração B



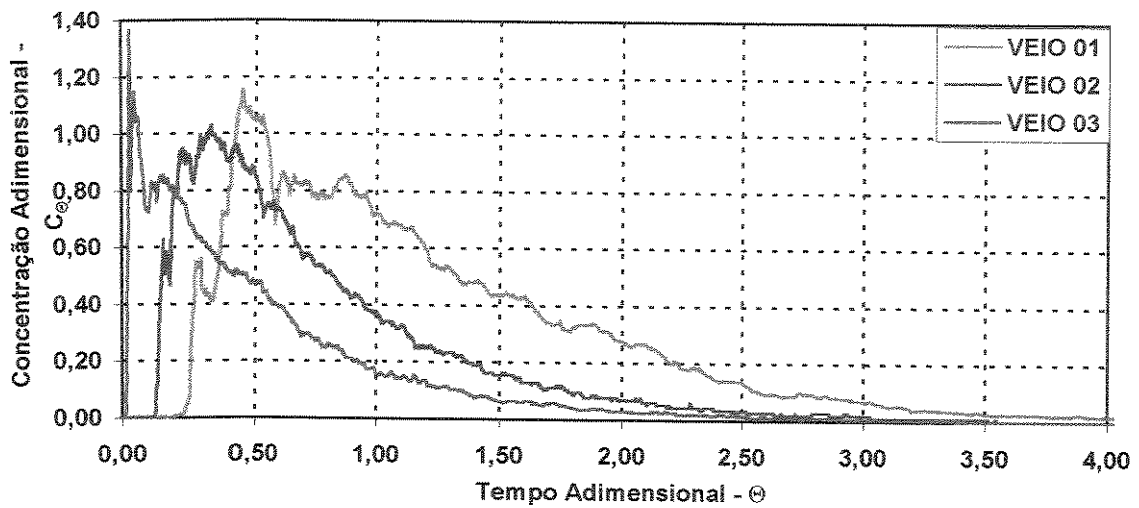
Configuração C



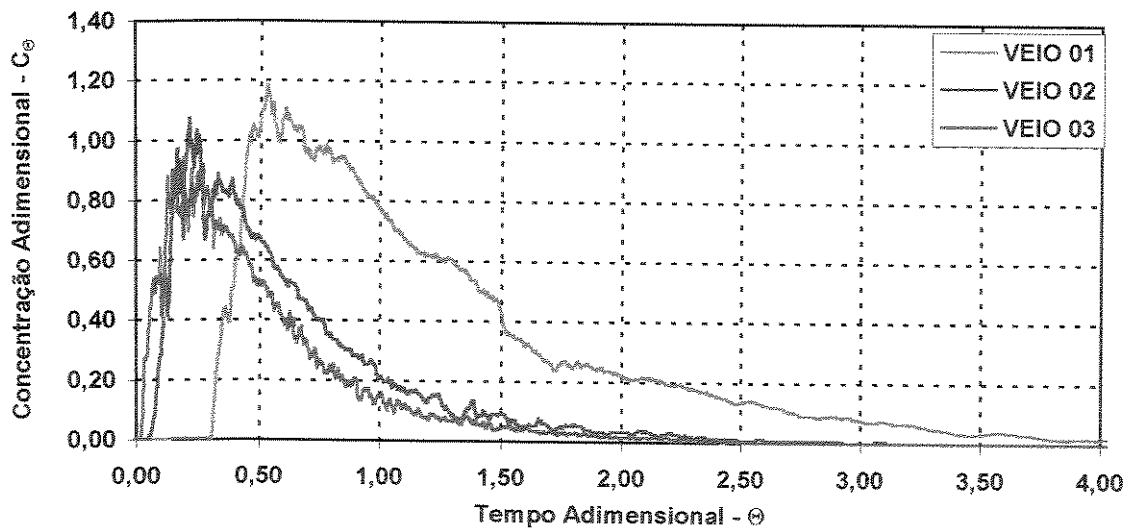
Configuração D



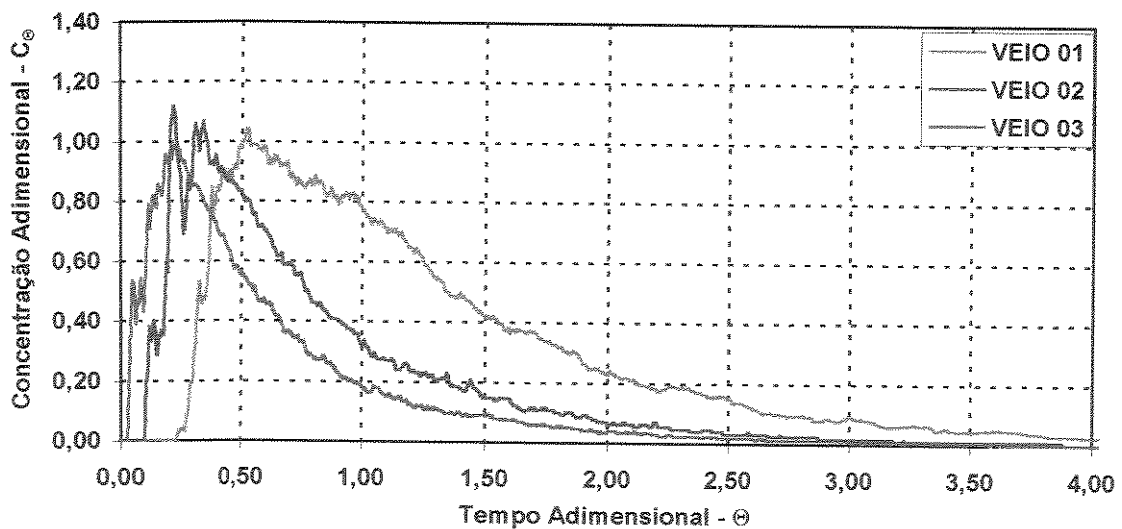
Configuração E



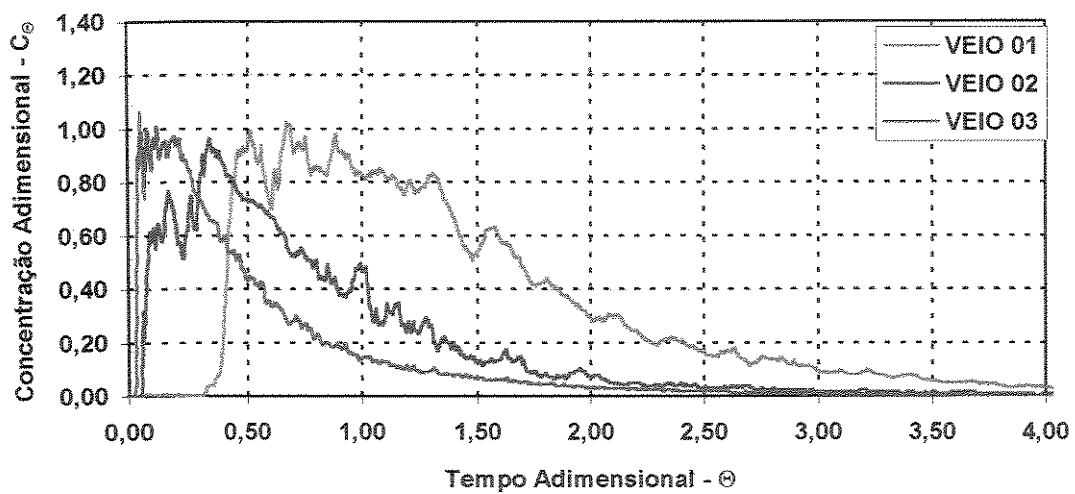
Configuração F



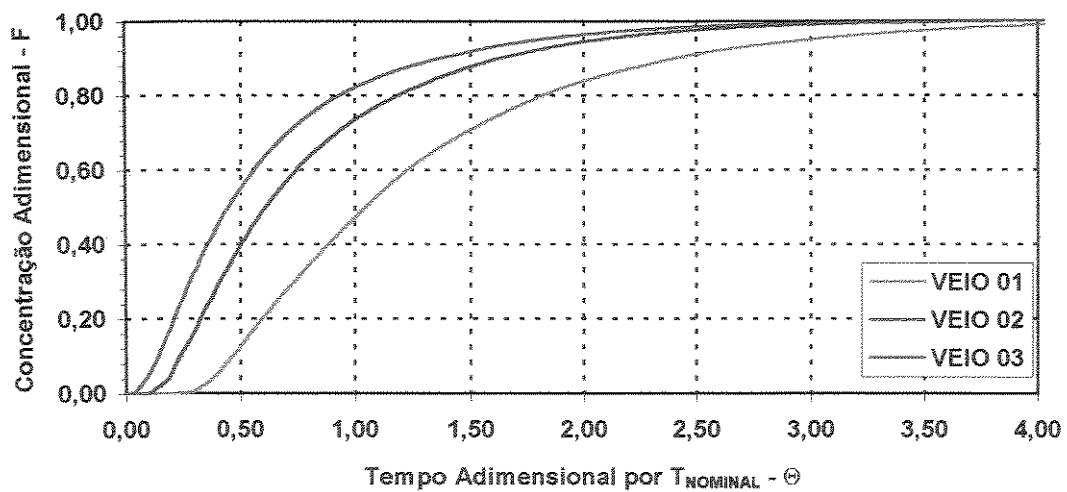
Configuração G



Configuração H



Configuração G



DADOS DO AUTOR

Identificação:

Nome: Joaquim Gonçalves Costa Neto

Nascimento: Ouro Preto - MG, 27 de junho de 1965

Casado com Suzana Oliveira Gomes Costa

Filiação: Osvaldo Gonçalves Costa e Maria de Jesus Alves Costa

Residência: rua Dr. Geraldo Soares Sá, 25, apto. 01,

Vila Tanque, João Monlevade-MG CEP 35930-437

Telefone: (031) 851 - 5646 (031) 963-2062

Assistente do Depto. de Metalurgia e Garantia da Qualidade, desde dezembro de 1992

Companhia Siderúrgica Belgo-Mineira

rua Getúlio Vargas, nº 100, João Monlevade-MG, CEP 35930-900

Telefone: (031) 859-1281 Fax: (031) 851-2220.

Formação:

Técnico Metalúrgico pela Escola Técnica Federal de Ouro Preto, ETFOP, em dezembro de 1982.

Engenheiro Metalúrgico pela Universidade Federal de Ouro Preto, UFOP, graduação em agosto de 1988.

Quality Engineer in Training (QEIT 20335)

American Society for Quality Control, ASQC

certificado em 03 de dezembro de 1989.

Mestre em Engenharia Mecânica pela Universidade Estadual de Campinas, UNICAMP, em 30 de outubro de 1991.

Dissertação: Diagramas de Fases Al-Cr, Cr-Nb e Secção Al-Cr-Nb a 1000°C.

Melhores Publicações:

H. J. Fernandes, W. J. Ribeiro, J. G. Costa Neto e R. B. Moura,
Aumento da Velocidade de Lingotamento na MLC da Belgo-Mineira,
XXVIII Seminário sobre Fusão, Refino e Solidificação dos Aços,
ABM, Campinas-SP, (1997), pg. 615-622.

G. C. Coelho, J. G. Costa Neto, S. Gama and C. A. Ribeiro,
Experimental Study of the Iron-Tantalum Equilibrium Diagram,
Journal of Phase Equilibria, Basic and Applied Research: Section I,
Vol. 16, Nr. 2, (1995), pg. 121-128.

J. G. Costa Neto, S. G. Fries, H. L. Lukas, S. Gama and G. Effenberg,
Thermodynamic Optimisation of the Nb-Cr Phase Diagram,
CALPHAD, Nr. 3, (1993), pg. 219-223.

J. G. Costa Neto, S. Gama and C. A. Ribeiro,
Experimental Study of the Aluminum-Chromium Equilibrium Diagram,
Journal of Alloys and Compounds, 182, (1992), pg. 271-280.