ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL
TESE DEFENDIDA POR JOSÉ EDUARDO SPINELLI
E APROVADA PE
COMISSÃO JULGADORA EM 12/12/2000
ORIENTADOR

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

Simulação do Lingotamento Contínuo de Tiras Finas de Aços

Autor : **José Eduardo Spinelli**
Orientador: **Dr. Amauri Garcia**

64/00

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

Simulação do Lingotamento Contínuo de Tiras Finas de Aços

Autor : **José Eduardo Spinelli**
Orientador: **Dr. Amauri Garcia**

Curso: Engenharia Mecânica.
Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Dissertação de mestrado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Campinas, 12 de dezembro de 2000
S.P. - Brasil

UNICAMP

N.º CHAMADA:
T/UNICAMP
Sp46s
V. Ex.
TOMBO BC/ 45127
PROC. 16-392/01
C [ ] D [X]
PREÇO R$ 11,00
DATA 05/07/01
N.º CPD

CM00157836-5

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

Sp46s

Spinelli, José Eduardo
Simulação do lingotamento contínuo de tiras finas de aços / José Eduardo Spinelli.--Campinas, SP: [s.n.], 2000.

Orientador: Amauri Garcia
Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Fundição contínua. 2. Aço inoxidável. 3. Calor - Transmissão. 4. Modelos matemáticos. 5. Microestrutura. 6. Simulação (Computadores). 7. Metais – Processo de solidificação rápida. 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

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Simulação do Lingotamento Contínuo de Tiras Finas de Aços

Autor: **José Eduardo Spinelli**
Orientador: **Amauri Garcia**

Prof. Dr. Amauri Garcia, Presidente
UNICAMP

Prof. Dr. Carlos Moura Neto
ITA

Prof. Dr. Rezende Gomes dos Santos
UNICAMP

Campinas, 12 de dezembro de 2000

Aos meus avós

Agradecimentos

Gostaria de expressar meus mais sinceros agradecimentos:

Ao Prof. Amauri Garcia pela paciência, perseverança, orientação e apoio irrestritos.

Ao pesquisador João Pedro Valls Tosetti do IPT, pelas sugestões, sinceridade, complacência e enorme colaboração para com meu crescimento profissional.

Ao amigo Carlos Alexandre dos Santos (Bigorna) pela experiência transmitida, companheirismo e suporte técnico constante, com contribuição na parte prática e de modelagem.

Ao Prof. Jaime Alvares Spim Junior pela oportunidade cedida e confiança depositada.

Ao Prof. Itamar Ferreira e ao amigo Enrico, que iniciaram tudo.

Ao amigo Ricardo Micaroni, que compartilhou as dificuldades iniciais, contribuindo nas discussões técnicas e no desenvolvimento de projetos.

Ao IPT e seu corpo técnico/administrativo pela infra-estrutura cedida e consideração na parte experimental, ressaltando a imensa ajuda dos técnicos Sr. Oswaldo Martins Filho e Sr. Luiz Carlos Gonzales, pelos ensinamentos.

À FINEP pelo apoio financeiro.

Aos amigos componentes (e agregados) da república Kzona, morada confortável e alegre, na qual convivo momentos divertidos e agradáveis, aprendendo a conviver e viver.

A namorada Ana pela rica convivência, momentos vividos e apoio constante.

Ao casal Marcos (meu querido irmão) e Carla, pelos conselhos, carinho e equilíbrio demonstrados durante essa caminhada.

Aos meus pais por tudo e, à Deus, pela onipresença percebida nos momentos de esmorecimento.

Obrigado.

"A dúvida é um dos nomes da inteligência" Jorge Luis Borges (1899-1986)

RESUMO

SPINELLI, José Eduardo, Simulação do Lingotamento Contínuo de Tiras Finas de Aços, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2000, Dissertação de Mestrado.

Entende-se por modelagem de processo, o desenvolvimento de uma representação quantitativa ou qualitativa dos fenômenos físicos associados ao processo. Neste trabalho são realizadas simulações do processo *twin roll* de lingotamento contínuo de tiras de aços, utilizando como referência tecnológica o equipamento piloto instalado nas dependências do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo. São construídos dois simuladores para o processo: um simulador da solidificação unidirecional, com molde refrigerado de aço e paredes laterais de material refratário, utilizando-se o aço inoxidável 304 como material de simulação; e variando-se as temperaturas de vazamento; e outro simulador a frio, com componentes feitos de acrílico, água como fluido de simulação e permanganato de potássio como corante. Um modelo matemático previamente desenvolvido é utilizado para confrontar perfis térmicos teóricos com perfis experimentais, para a determinação do coeficiente de transferência de calor metal/molde. O levantamento de valores de espaçamento dendrítico secundário é realizado nas amostras, além da observação simultânea das estruturas de solidificação, o que comprovou a eficiência do simulador em caracterizar o processo de solidificação do equipamento piloto. O uso do modelo frio permitiu a caracterização do posicionamento de barreira a 15 cm ou a 20 cm da lateral esquerda do distribuidor como a melhor configuração.

Palavras-chave

twin roll, *near net shape*, coeficiente de transferência de calor, modelagem matemática, microestrutura, modelagem física

ABSTRACT

SPINELLI, José Eduardo, Simulation of Thin Strip Continuous Casting of Steels, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2000, Dissertação de Mestrado.

It can be understood by process modeling the development of a quantitative or qualitative representation of the physical phenomena associated to the process. In this work, simulations concerning the twin roll continuous caster of steels process at IPT (Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo) are performed. Two simulators were developed: *(i)* a simulator of unidirectional solidification with cooled steel mold and refractory lateral walls, by using a stainless steel as the reference metal (AISI 304), and varying superheat temperatures; *(ii)* a physical model, with components made of acrylic, water as the simulation fluid and potassium permanganate as a pigment. A previously developed mathematical model has been used to determine the metal/mold heat transfer coefficient by a method that compares experimental/theoretical temperature curves. Measurement of secondary dendrite arm spacings is performed by microestructural examination of the samples, confirming the simulator efficiency in characterizing the solidification process in the pilot equipment. The use of the physical model has permitted to attain the best configuration for the tundish, by positioning the dam 15 cm or 20 cm from the left side of tundish.

Key words

twin roll, near net shape, heat transfer coefficient, mathematical modeling, microstructure, physical modeling.

Índice

Lista de Figuras iii

Lista de Tabelas vii

Nomenclatura viii

1 Introdução 1

1.1 - Considerações Gerais 1

1.2 - Objetivos do Trabalho 3

2 Lingotamento Contínuo de Tiras 5

2.1 - Histórico 5

2.2 - A tecnologia *twin-roll* 7

2.2.1 - Revisão Genérica da Siderurgia 7

2.2.2 - Perspectivas 8

2.2.3 - Lingotamento Contínuo de Tiras: Conceito e Estado-da-arte 8

2.2.4 - Custos 10

2.3 - Parâmetros do Processo 13

2.3.1 - Sistema de Alimentação 16

2.3.2 – Sistema de Rolos 18

2.3.3 – Região de Processo (Interface Rolo/Metal) 20

2.3.4 – Sistema de Controle 23

2.4 - O Equipamento Piloto do IPT 24

2.4.1 - Detalhes Físicos do Equipamento 24

2.4.2 - Controles Necessários para o Equipamento do IPT 31

2.5 - Modelagem Física do Escoamento de Líquido no Distribuidor 32

2.5.1 - Características Gerais do Distribuidor 32

2.5.2 - Modelagem Física e Equacionamento 34

3 Coeficientes de Transferência de Calor Metal/Rolo 39

3.1 - Aspectos Particulares de Solidificação para a tecnologia *twin roll* 39

3.2 - Confronto Teórico/Experimental de Perfis Térmicos 44

3.3 - Relações Entre Parâmetros Térmicos e Microestruturas de Solidificação 49

4 Materiais e Métodos 53

4.1 - Desenvolvimento de um Simulador Unidirecional (a Quente) 53

4.2 - Desenvolvimento de um Simulador do Sistema de Alimentação de Aço Líquido (a Frio) 60

5 Resultados e Discussões 65

5.1 - Resultados Obtidos com o Simulador Unidirecional e no Equipamento Piloto de *Twin Roll* 65

5.2 - Resultados da Simulação Física 75

6 Conclusões 81

6.1 - Conclusões 81

6.2 - Propostas para Trabalhos Futuros 82

Referências Bibliográficas 83

Apêndice 92

Lista de Figuras

2.1 - Condição atual dos equipamentos da Nippon Steel e da Broken Hill Proprietary (BHP) ***(Internet: www.bhp.com.au, 2000)***

2.2 - Processos Contínuos de Produção de Tiras de Aço: LCT – Lingotamento Contínuo de Tiras; LCPF – Lingotamento Contínuo de Placas Finas; LC – Lingotamento Contínuo

2.3 - Comparação de Custos x Produção entre tecnologias near net shape: *twin-roll*, DSC (*direct strip casting* ou *single belt*) e *thin slab* (placas finas) ***(Nystrom, 1994)***

2.4 - Estrutura do processamento *twin roll* horizontal, aplicado na indústria de alumínio ***(Li, 1995A)***

2.5 - Estrutura do processamento *twin roll* vertical, da indústria de aço

(Internet: www.bhp.com.au, 2000)

2.6 - Comportamento térmico das superfícies interna e externa de rolos de cobre e aço ***(Tolve, 1990)***

2.7 - Representação do posicionamento dos anteparos : (A) entre os rolos, (B) lateralmente aos rolos

2.8 - Representação esquemática da região de processo do *twin roll*

2.9 - Esquema representativo do sistema de rolos e formação da poça líquida na cavidade ***(Buchner, 1997)***

2.10 - Fluxograma básico de controle do processo de *twin roll*

2.11 - Esquema geral do equipamento *twin roll* do IPT

2.12 - (A) Equipamento piloto do IPT; (B) bobina do forno; e (C) estrutura e calha transportadora

2.13 - Mecanismo de controle de vazão de saída para o distribuidor do equipamento *twin roll* do IPT: concordância varão e sede (desenho com dimensões em mm)

2.14 - (A) Distribuidor repleto de aço líquido e posicionado sobre os rolos: corrida realizada no equipamento; e (B) distribuidor fora do equipamento: detalhes de controle

2.15 - Tocha plasma auxiliar do equipamento *twin roll* do IPT

2.16 - Placas de contenção lateral características do processo

2.17 - (A) Sistema de rolos desmontados; e (B) cavidade entre os rolos, já com rolos montados no equipamento - configuração de corrida

2.18 - Etapas secundária e terciária de processo: (A) esteira e (B) bobinadeira

2.19 - Tecnologia total de distribuidor ***(Premier,1995)***

3.1 - (A) Esquema da poça formada entre os rolos e suas divisões transversais; e (B) Gráfico do curso do coeficiente de transferência de calor e da pressão de laminação nas quatro áreas ***(Kopp, 1998)***

3.2 - (A) Dados experimentais de evolução da frente de solidificação em função do tempo ***(Spitzer, 1994)***; (B) Relação entre espessura solidificada e o tempo de contato metal/rolos ***(Takeuche, 1990)***

3.3 - Representação esquemática do perfil térmico em uma seção transversal de um sistema metal/molde

3.4 - Método de determinação de h_i através do confronto teórico/experimental de perfis térmicos durante a solidificação

3.5 - Método de determinação de h_i a partir de medidas de espaçamento dendrítico secundário e correlações com leis de crescimento dendrítico

3.6 - Variação de λ_2 com a espessura da tira (A) aço inox 18%Cr – 10%Ni - h_i variável e (B) Aço Inox *304* - h_i constante ***(Loser, 1993)***

4.1 - Aparato experimental utilizado

4.2 - Vista superior do sistema experimental (cavidade paramentada com termopares)

4.3 - Detalhes dos canais internos de refrigeração do simulador

4.4 - Características particulares do experimento montado: tipos, posicionamentos e dimensões de termopares na cavidade de vazamento (esquema sem escala)

4.5 - Esquema do processo experimental para determinação de h_i

4.6 - Aparato experimental no momento do vazamento

4.7 - Estrutura dendrítica, espaçamentos característicos e forma convencional de medição do espaçamento dendrítico secundário (EDS)

4.8 - Esquema do modelo físico construído

4.9 - Fotografia do modelo físico da MLCT

4.10 - (A) Características geométricas do distribuidor e obstáculos inseridos, para o equipamento da BHP Steel ***(Camplim, 1990)***; (B) Características geométricas do distribuidor em estudo: diques e barreiras construídos

5.1 - Vista lateral de uma amostra extraída do simulador, para análise microscópica

5.2 - Micrografias das estruturas brutas de solidificação ao longo da espessura da amostra 1 do simulador (T_v = 1650°C)

5.3 - Micrografias das estruturas brutas de solidificação ao longo da espessura da amostra 2 do simulador (T_v = 1790°C)

5.4 - Variação do espaçamento dendrítico secundário com a posição (espessura) (T_v = 1650°C)

5.5 - Variação do espaçamento dendrítico secundário com a posição (espessura) (T_v = 1790°C)

5.6 - Micrografias das seções longitudinais das tiras de aço inoxidável 304

5.7 - Micrografias dos espaçamentos dendríticos secundários ao longo da espessura das tiras (superfície superior, centro, superfície inferior)

5.8 - Comparação da variação das taxas de resfriamento em função da posição (espessura) entre as amostras do simulador e as tiras do equipamento

5.9 - Comparação de curvas térmicas experimentais e simuladas para a condição de solidificação unidirecional em molde de aço refrigerado (T_v = 1650°C)

5.10 - Comparação de curvas térmicas experimentais e simuladas para a condição de solidificação unidirecional em molde de aço refrigerado (T_v = 1790°C)

5.11 - Comportamento do coeficiente de transferência de calor metal/molde para T_v = 1650°C e T_v = 1790°C

5.12 - Fluxo da condição atual, sem diques e sem barreiras

5.13 - Fluxo para a configuração com barreira do tipo I

5.14 - Fluxo para a configuração com dique do tipo I

5.15 - Fluxo para a configuração com dique do tipo II

5.16 - Fluxo para a configuração com dique do tipo I e barreira do tipo I

5.17 - Fluxo para a configuração com dique do tipo II e barreira do tipo I

Lista de Tabelas

2.1 - Desenvolvimentos iniciais em LCT ***(Robson, 1981)***

2.2 - Dados da atualidade mundial em LCT

2.3 - Avaliação para o processo *twin roll*: Fontes x Percentual de Custo ***(Tonelli, 1994)***

2.4 - Características básicas da máquina de LCT instalada no IPT

2.5 - Funções do distribuidor e benefícios econômicos ***(Singh, 1993)***

2.6 - Propriedades do aço a 1600°C e da água a 25°C

3.1 - Valores estimados de h_i para diferentes condições de lingotamento

3.2 - Parâmetros para cálculo de λ_2 para vários tipos de aço ***(Loser, 1993)***

4.1 - Condições de ensaio no modelo frio

5.1 - Média dos valores de λ_2 e taxas de resfriamento calculadas (amostras)

5.2 - Média dos valores de λ_2 e valores das taxas de resfriamento calculadas (tiras)

5.3 - Resultados de ensaios no modelo físico do distribuidor – *twin roll*/IPT-SP

Nomenclatura

Letras Latinas

A_{tira} - área da seção transversal da tira	$[m^2]$
c - coeficiente de solidificação dependente do material	$[mm/min^n]$
d - diâmetro de saída	[m]
Ec_B - energia cinética no ponto da saída do distribuidor	[J]
e_f - espessura final de uma tira	[mm]
Ep_A - energia potencial no ponto da superfície	[J]
g - aceleração da gravidade [9,81]	$[m/s^2]$
h_a - condutância térmica molde/ambiente	$[W/m^2.K]$
h_i - condutância térmica metal/molde ou coeficiente de transferência de calor	$[W/m^2.K]$
h_p - altura da poça líquida	[m]
h - nível médio do metal líquido dentro do distribuidor	[mm]
k_m - condutividade térmica do molde	[W/mK]
k_s - condutividade térmica do metal sólido	[W/mK]
K - coeficiente de perda de carga	[--]
$L_{m/r}$ - comprimento da região em contato tira/rolos	[m]
L - dimensões lineares	[m]
m - massa	[kg]
n - constante determinada empiricamente	[--]
P - pressão no fluido	$[kg/m.s^2]$

Q - vazão	$[m^3/s]$
R_i - resistência térmica do sistema metal/molde	$[m^2.K/W]$
R_m - resistência térmica do molde	$[m^2.K/W]$
R_s - resistência térmica da camada solidificada	$[m^2.K/W]$
R - raio do rolo	[m]
S - espessura solidificada	[mm]
$T_{água}$ - temperatura de circulação da água no simulador	[°C]
t_i - tempo de contato	[s]
$t_{m/r}$ - tempo de contato	[min]
t_{sl} - tempo local de solidificação	[s]
t_{ts} - tempo total de solidificação	[s]
T_v - temperatura de vazamento	[°C]
$\overset{o}{T}$ - taxa de resfriamento	[°C/s]
t - tempo	[s]
T - temperatura	[°C]
V_{extr} - velocidade de extração das tiras ou velocidade de lingotamento	[m/s]
V_L - velocidade de lingotamento	[m/min]
V_{ling} - velocidade de lingotamento	[m/s]
$V_{saída}$ - velocidade de saída do fluido através do orifício	[m/s]
v - velocidade escalar	[m/s]
V - velocidade do jato de entrada no distribuidor	[m/s]
x_m - espessura da parede do molde	[m]
Δh_i - incremento ou decremento para o valor do coeficiente de transferência de calor	$[W/m^2.K]$
Δt - intervalo de tempo	[s]
ΔT - intervalo de solidificação da liga	[K]

Letras Gregas

ϕrolos - diâmetro dos rolos	[m]
ϕ - diâmetro	[mm]
λ_1 - espaçamento dendrítico primário	[μm]
λ_2 - espaçamento dendrítico secundário	[μm]
μ - viscosidade estática ou absoluta	[kg/m.s]
θ - ângulo para a região de contato	[°]
ρ - massa específica	[kg/m^3]
σ_S - tensão superficial	[J/m^2]
ω - rotações dos rolos	[rpm]
Δ - diferença	

Subscritos

$\square_a$ – ambiente

$\square_f$ - final

$\square_i$ - interface

$\square_l$ – líquido

$\square_L$ - lingotamento

$\square_m$ - molde

$\square_p$ – poça líquida

$\square_s$ - sólido

$\square_v$ - vazamento

Siglas e Abreviações

EDS - espaçamento dendrítico secundário

Fr - número de Froude

IHCP - *inverse Heat Conduction Problem*

LCT - lingotamento contínuo de tiras

LCPF - lingotamento contínuo de placas finas

LC - lingotamento contínuo

MLCT - máquina de lingotamento contínuo de tiras

Re - número de Reynolds

Capítulo 1

Introdução

1.1 - Considerações Gerais

O lingotamento contínuo de tiras pelo processo *twin roll* é um processo único de fabricação, partindo diretamente do metal líquido para o produto final, formando tiras com espessura entre 0,1 e 5 mm, que sofrem simultaneamente uma deformação a quente. O metal passa por três etapas de resfriamento: rolos, região de resfriamento secundário e radiação livre. Entre as seqüências de operação realizadas no processo, destacam-se como principais: 1. alimentação de metal líquido no distribuidor, 2. fluxo de metal líquido do distribuidor para a cavidade formada entre os rolos, utilizando como transporte injetores ou válvula submersa, 3. formação da tira sólida, 4. resfriamento da tira após a saída dos rolos por meio de *sprays* d'água e 5. região de radiação livre ou resfriamento ao ambiente com posterior bobinamento ***(Schwerdtfeger, 1998, Birat, 1998)***.

Em 1996, foi instalado no Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo (IPT/SP) um equipamento de lingotamento contínuo de tiras do tipo *twin roll* doado pelo *Institut für Werkestoffe* (IFW) de Dresden – Alemanha. Essa etapa de instalação e estudos preliminares do processo contou com a cooperação do IPT e das empresas Companhia Siderúrgica Nacional (CSN), Companhia Siderúrgica Tubarão (CST) e Aços Especais Itabira (ACESITA). Posteriormente, foi aprovado um projeto dentro do programa de Redes Cooperativas de Pesquisas (RECOPE), com fundos da FINEP, e dessa vez contando com a colaboração de várias instituições, entre elas a Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP) e a Universidade Federal Fluminense (UFF) ***(Cruz, 1997; Mourisco, 1998, Spim, 1997A)***. Atualmente, o projeto conta com o envolvimento de pesquisadores do IPT e da UNICAMP, que trabalham em conjunto, implementando técnicas de modelagem, e no intuito de colocar a máquina em operação.

Entende-se por modelagem, o desenvolvimento de uma representação quantitativa ou qualitativa dos fenômenos físicos associados ao processo. O modelo pode ser numérico (matemático) ou físico, sendo que os resultados oferecidos por esses, devem servir com o objetivo funcional de traduzir a interação entre os diversos fenômenos envolvidos, permitindo o controle otimizado da produção ***(Szekely, 1988)***.

Sabe-se que existe uma série de vantagens econômicas e físicas associadas à aplicação de técnicas de modelagem na indústria de fundição, e muitos modelos matemáticos voltados para a análise de transferência de calor durante a solidificação dos metais têm sido documentados, podendo analisar paralelamente a eficiência do modelo na descrição global do sistema físico em conjunto com sua aplicação prática em um equipamento. Portanto, o uso como instrumento da análise numérica da solidificação de metais e ligas tem, nos dias atuais, um papel de importância fundamental, principalmente quando se trata de controlar ou melhorar a produção em termos de qualidade e redução de custos. Sabe-se, ainda, que os processos de fundição são muito complexos, existindo inúmeros aspectos problemáticos na sua dinâmica; porém, através de uma simulação objetiva e adequada, é possível detectar defeitos inerentes ao processo, possibilitando a mudança de parâmetros como geometria do molde, material do fundido e do molde, entre outros, até se obter resultados satisfatórios, reduzindo assim custos e tempo de projeto.

Como conseqüência dessa multiplicidade de fatores - agravada ainda mais no caso do processo *twin roll* - afetando o coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde, faz-se necessária a correta caracterização desse coeficiente, para que a decorrente análise matemática do processo possa gerar resultados confiáveis, a fim de serem utilizados em simulações do processo, objetivando otimizar a qualidade do produto.

Nos processos de fundição, e em particular os que envolvem fundição contínua, o aço líquido é vazado da panela para o distribuidor, e por sua vez passa através de um sistema de válvula escoando para o interior de um molde. Notam-se, então, diversos fenômenos associados com o fluxo de metal líquido, como por exemplo o arraste de escória, a distribuição dos elementos de liga, o fluxo de inclusões e impurezas, e zonas frias, os quais, sem dúvida, deverão afetar a qualidade do produto final. No caso de análises específicas ao distribuidor, projetos do posicionamento de diques e barreiras, além de especificações sobre as válvulas de vazamento e posições dos pontos de enchimento da panela, são facilmente dimensionados com modelos físicos. O objetivo da modelagem física é representar o sistema a ser modelado pela mudança do material de trabalho, e muitas vezes da escala de operação. O novo material a ser utilizado no modelo deve ser representativo, de forma que as características fluido-dinâmicas sejam iguais ou semelhantes à do material modelado.

1.2 - Objetivos do Trabalho

Tendo em vista a importância do emprego de técnicas de modelagem, tanto a matemática para a solidificação, quanto a física para o sistema de alimentação, planejou-se o uso dessas técnicas na busca das condições operacionais ideais para o processo *twin roll* (particularizado nas características do equipamento instalado no IPT), e definiu-se um plano de trabalho com os seguintes objetivos:

① Revisão crítica e atualizada da literatura no que diz respeito à tecnologia *near net shape*- processo *twin roll*, histórico do processo, custos envolvidos, parâmetros gerais e particularidades do equipamento do IPT;

② Revisão crítica e atualizada da literatura no que diz respeito aos aspectos particulares de solidificação para a tecnologia *twin roll*, confronto teórico/experimental de perfis térmicos com caracterização da transferência de calor na interface metal/molde e relações existentes entre parâmetros térmicos e microestruturas de solidificação;

③ Desenvolvimento de um simulador para solidificação unidirecional de amostras de aço;

④ Execução de ensaios experimentais utilizando-se aço inoxidável 304 e molde de aço com espessura definida;

⑤ Utilização de um modelo matemático aferido e apropriado para confrontar e analisar a evolução da solidificação unidirecional, analisando diferentes condições de vazamento, ou seja, duas diferentes temperaturas de vazamento: $T_v = 1650°C$ e $T_v = 1792°C$;

⑥ Determinação dos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde (h_i), através do confronto entre resultados experimentais e simulações matemáticas;

⑦ Levantamento dos valores de espaçamento dendrítico secundário nas amostras, e avaliação das taxas de extração de calor, comparando os resultados experimentais com as taxas observadas no equipamento piloto, bem como a observação das microestruturas para ambos os casos;

⑧ Desenvolvimento de um modelo físico para a determinação da melhor configuração do distribuidor do equipamento piloto *twin roll* do IPT objetivando o mais apropriado comportamento do fluxo de metal; e

⑨ Execução de ensaios experimentais utilizando-se o simulador a frio, permanganato de potássio como corante, e registrando as imagens do distribuidor utilizando as mais variadas configurações de obstáculos (diques e barreiras).

Capítulo 2

Lingotamento Contínuo de Tiras

2.1 - Histórico

A chapa de aço é certamente o principal produto siderúrgico consumido pelas indústrias de transformação. Sendo assim, a tecnologia de lingotamento tem sofrido sucessivos desenvolvimentos nos últimos 20 anos, buscando a produção de chapas de maneira mais direta e com custo reduzido. Implementam-se sempre a produtividade, o rendimento e a qualidade. O processo evoluiu do lingotamento convencional para o contínuo, e sempre buscou-se a diminuição da espessura dos lingotes, surgindo o lingotamento de placas, placas finas e tiras (com espessuras inferiores a 5mm).

A tecnologia para obtenção direta de tiras a partir de aço líquido é resultado de massivos investimentos em pesquisa, geralmente multiinstitucionais, e freqüentemente envolvendo apoio governamental. Tudo inicia-se nos anos 80, com enorme desenvolvimento de escalas piloto e protótipos, principalmente para aços inoxidáveis. Os desafios atuais consistem em corridas mais prolongadas, seqüenciais e confiáveis, com otimização da qualidade do produto.

A maioria dos centros de desenvolvimento de lingotamento direto de tiras utiliza-se da tecnologia de rolos ***(Robson, 1981)***, envolvendo sempre um ou dois elementos de refrigeração, que são os próprios rolos. Observe a Tabela (2.1) a seguir, que explicita a realidade tecnológica (da época) de alguns centros mundiais envolvidos com a tecnologia de LCT (lingotamento contínuo de tiras); tal levantamento foi realizado por volta do ano de 1980.

Tabela 2.1 - Desenvolvimentos iniciais em LCT ***(Robson, 1981)***

Empresa	País	Tecnologia	Panela (kg)	Largura (mm)	ϕ (mm)	Velocidade (m/min)	Espessura (mm)
Allegheny	EUA	*Single-Roll*	45.000	1.320	2.133	9-72	10-30
British	Inglaterra	*Twin-Roll*	3.000	400	750	8-21	20-60
CSM	Itália	*Twin-Roll*	20.000	800	1.500	8-100	20-70
Hitachi	Japão	*Twin-Roll*	10.000	1.050	1.200	20-50	20-50
NMI	Japão	*Single-Roll*	10.000	650	1.400	20-30	20-30
NSC	Japão	*Twin-Roll*	10.000	1.330	1.200	20-130	16-50
POSCO	Coréia	*Twin-Roll*	1.000	350	750	30-50	20-60
Usinor	França	*Twin-Roll*	90.000	865	1.500	45-60	10-30

A técnica de produção de tiras diretamente a partir do líquido foi introduzida primeiramente por Bessemer no final do século passado ***(Bessemer, 1865)***. Contudo, tem estado restrita aos metais não ferrosos. O conceito é bastante simples, mas as dificuldades práticas são diversas: controle de processo e confinamento lateral, por exemplo. Isso faz com que tal tecnologia venha tornando-se viável para aços apenas de 15 anos para cá. Contemporaneamente, existem duas usinas no mundo produzindo tiras de aço por essa técnica, já em escala de demonstração comercial: a *Nippon Steel* no Japão (aços inoxidáveis), e a BHP (*Broken Hill Proprietary*) na Austrália (aços carbono). Fotos dessas instalações são mostradas na Figura (2.1). Na Tabela (2.2), a seguir, são mostrados os principais dados mundiais relativos aos atuais estágios de desenvolvimento em tecnologia de LCT.

Figura 2.1 - Condição atual dos equipamentos da *Nippon Steel e da Broken Hill Proprietary* (BHP) ***(Internet: www.bhp.com.au, 2000)***

Tabela 2.2 - Dados da atualidade mundial em LCT ***(Internet: www.newstell.com, 2000)***

Empresa	País	Fabricante	Espes-sura (mm)	Largura (mm)	ϕ (mm)	Panela (kg)	Estágio atual
BHP	Austrália	*IHI*	<2	1.900	500	60.000	em fase de testes em escala comercial
AST	Itália	*VAI*	2-5	860	1.500	65.000	
Nippon	Japão	*Mitsubishi*	2-5	1.330	1.200	60.000	
Usinor	França	*Clecim*	2-4	865	1.500	92.000	
Posco	Coréia	*Posec*	2-6	1.300	1.250	10.000	em fase de testes
Pacific	Japão	*Hitachi*	2-5	1.050	1.200	10.000	
Sumitomo	Japão	*Sumitomo*	1-3	720	1.400	15.000	
Mefos	Suécia	*MDH*	5-10	900	-	10.000	
Irsid	França	*Clecim*	1-4	200	660	6.000	usina piloto
British	Inglaterra	*British*	2-5	400	750	3.000	
Clausthal	Alemanha	*Clausthal*	5-10	300	-	1.000	desenvolvi-mento de processos
Aachen	Alemanha	*Aachen*	1-2	150	580	180	
MPI	Alemanha	*MPI*	1-5	120	330	70	
IMI	Canadá	*IMI*	2-5	200	600	1.000	
IPT	Brasil	*IFW*	1-5	100	500	500	

2.2 - A tecnologia *twin-roll*

2.2.1 - Revisão Genérica da Siderurgia

Siderurgia é o ramo da metalurgia relacionada ao ferro e ao aço. Bastante ampla, a siderurgia refere-se desde o minério de ferro até o produto final (placas, chapas, tiras, barras, perfis, etc.). Os principais produtos do lingotamento contínuo de aços, portanto, são:

- Tarugos: com secção transversal quadrada de no máximo 150 mm ou secção transversal circular de no máximo 150 mm de diâmetro;

- Blocos: tem secção transversal quadrada ou retangular maior que 150 mm até a dimensão de 800 mm x 400 mm, respeitando uma razão entre os lados, menor ou igual a dois. Os tarugos com secção circular maior que 150 mm de diâmetro também são considerados como blocos;

- Placas: são considerados os lingotes com razão dos lados da secção transversal maior do que dois. A maior placa atualmente lingotada tem a dimensão de 2725 mm x 254 mm;

- Placas Finas: a espessura do lingote varia de 20 a 80 mm;

- Tiras: têm espessuras na faixa de 0,1 a 5 mm.

Na rota convencional, o minério de ferro reage com o carvão coque produzindo uma liga de ferro bastante impura (com até 4,5% de carbono), em um reator chamado alto-forno. Em função das condições operacionais e das reações envolvidas, essa liga de ferro impura, chamada ferro gusa (ou simplesmente gusa), sai do alto-forno no estado líquido, com temperatura entre 1300°C e 1450°C. A etapa subseqüente é a conversão do gusa para aço, ou seja, o refino e a eliminação das impurezas da liga obtida no alto-forno. Nesse estágio o carbono e outras impurezas são removidos do gusa através da reação com o oxigênio. Nesse reator, chamado conversor ou convertedor, obtém-se aço líquido a uma temperatura entre 1600 e 1700°C. No estágio seguinte, o lingotamento, o aço líquido que sai do conversor é solidificado. Seguem-se então as etapas de transformação mecânica (laminação, forjamento, estampagem, usinagem, etc.) para a obtenção do produto acabado.

2.2.2 - Perspectivas

Num processo cuja força motriz é o compromisso custo-qualidade-produtividade, associado agora aos aspectos ambientais, todas as áreas da siderurgia devem ser influenciadas no próximo século por uma nova onda de inovações tecnológicas. Desde o aproveitamento de finos de minério de ferro, a eliminação do carvão coque, até a aplicação de revestimentos amigáveis à reciclagem, percebe-se na comunidade técnico-científica uma preocupação que tende ao conceito de mini-usinas. Nesse contexto encaixa-se a linha *near net shape* (obtenção de produto próximo à sua forma final) na qual se insere o lingotamento contínuo de tiras ***(Legrand, 1997; Macci, 1995; Damasse, 2000; Birat, 1987; Tonelli, 1994)***.

2.2.3 - Lingotamento Contínuo de Tiras: Conceito e Estado-da-arte

Comparando-se o lingotamento estático com o lingotamento contínuo observa-se que a maior mudança foi a introdução de movimento ao lingote formado. A alimentação contínua de aço líquido correspondia a uma extração contínua de lingote sólido, que se forma no molde estático. O grande salto para o lingotamento contínuo de tiras, comparado ao lingotamento

contínuo convencional é, agora, a introdução de movimento também ao molde. Dessa forma é possível obter-se um produto que, pela suas dimensões, não se pode mais denominar lingote. A partir do aço líquido é lingotada uma tira, com espessura inferior a 5 mm, bastante próxima da dimensão final de muitos produtos siderúrgicos. Dentre os processos sugeridos para o lingotamento contínuo de tiras, aquele que mais sucesso alcançou é o chamado *twin roll* onde dois rolos de mesma dimensão, refrigerados, separados um do outro por uma distância equivalente à espessura da tira lingotada, giram em sentidos opostos. O aço líquido é vazado no espaço entre os dois rolos que extraem o calor da poça líquida formada. A partir de cada rolo observa-se a formação de uma casca sólida que se colapsa uma à outra, consolidando a tira. O movimento dos rolos, solidário ao da tira recém-produzida, associado à alimentação contínua de aço líquido entre os dois rolos, permite que se lingotem continuamente tiras que são, eventualmente, bobinadas.

No processo de LCT em máquina baseada no conceito de *twin roll* existem essencialmente três tipos de desafios. O primeiro deles são os aspectos tecnológicos ligados, por exemplo, à contenção lateral da poça líquida entre os dois rolos ou à turbulência associada ao movimento do molde, entre outros. O segundo é a determinação do real impacto desse novo conceito nas propriedades e no desempenho dos materiais assim produzidos, como, por exemplo, a permeabilidade magnética de tiras de aço ao silício para a confecção de transformadores. E, finalmente, o terceiro desafio está associado diretamente ao controle do processo (controle de forças, potências, velocidades, torques, sincronismo, vazão, temperaturas, etc.). Existem, no mundo, cerca de uma dezena de grupos estudando a tecnologia e anuncia-se para breve a primeira usina de demonstração comercial, para a produção de tiras de aço inoxidável, no Japão, assim como a partida de uma outra na Austrália, para a produção de aço ao carbono. O grupo francês USINOR possui um equipamento para aços inoxidáveis numa escala quase comercial, com capacidade para lingotar uma panela de 80 toneladas ***(Internet: www.newstell.com, 2000)***.

As vantagens que podem ser conseguidas na aplicação dos processos de solidificação rápida são inúmeras, destacando-se como principais a homogeneidade na microestrutura, o refino do tamanho de grão, a redução do efeito de segregação, o aumento na solubilidade do soluto no caso de ligas e, principalmente, a formação de fases metaestáveis ***(Mehrabian, 1982)***. Atualmente, o campo de processos que envolvem a solidificação rápida é relativamente extenso,

uma vez que os produtos obtidos desta maneira tendem a apresentar a forma de produto final. Esse tipo de processo é conhecido na literatura por *near net shape*.

A engenharia moderna estabelece que a seleção de um processo de manufatura deve, necessariamente, ser determinada como função das características econômicas envolvidas, sobre a condição de minimização de custo energético e redução no consumo de materiais, visando a eficiência do processamento sob condições otimizadas do manufaturado. As técnicas do tipo *near net shape* respondem por uma série de processos alternativos que satisfazem esses critérios de seleção. Uma definição mais exata do termo *near net shape* corresponde a operações de processamento que, após concluídas, levam a forma e estrutura interna do produto a condições acabadas ou semi-acabadas, eliminando posteriores processos de tratamento e usinagem. A eficiência da produção é consideravelmente aumentada com as técnicas do tipo *near net shape*, em um número considerável de aspectos, que podem ser descritos da seguinte forma: tempo de produção reduzido, baixo consumo de energia, diminuição da perda de material, custo do processamento da sucata, qualidade final maximizada.

2.2.4 - Custos

As siderúrgicas nacionais devem preparar-se para a adoção do processo de lingotamento contínuo de tiras. É uma tendência mundial, já que oferece inúmeras vantagens frente aos demais processos usuais para o aço. E, contemporaneamente, as indústrias do setor siderúrgico estão preocupando-se com questões como custo energético e aumento do nível de competição no setor, tornando-se incessante a busca pela redução de custos dos produtos manufaturados e semi-acabados. Assim sendo, as indústrias do setor estão movendo-se no sentido de substituir materiais e processos.

O processo de Lingotamento Contínuo de Tiras (LCT) apresenta vantagens traduzidas pelo baixo consumo de energia, redução do custo com equipamentos, já que o maquinário requerido é mais compacto quando comparado com os demais processos, e redução da área requerida para instalação, devido a modificações de leiaute de instalação.

São três os processos contínuos para produção de tiras de aço: Lingotamento Contínuo de Tiras, Lingotamento Contínuo de Placas Finas e Lingotamento Contínuo de Tarugos. Cada processo apresenta suas particularidades quanto ao consumo de energia, conforme apresenta a Figura (2.2).

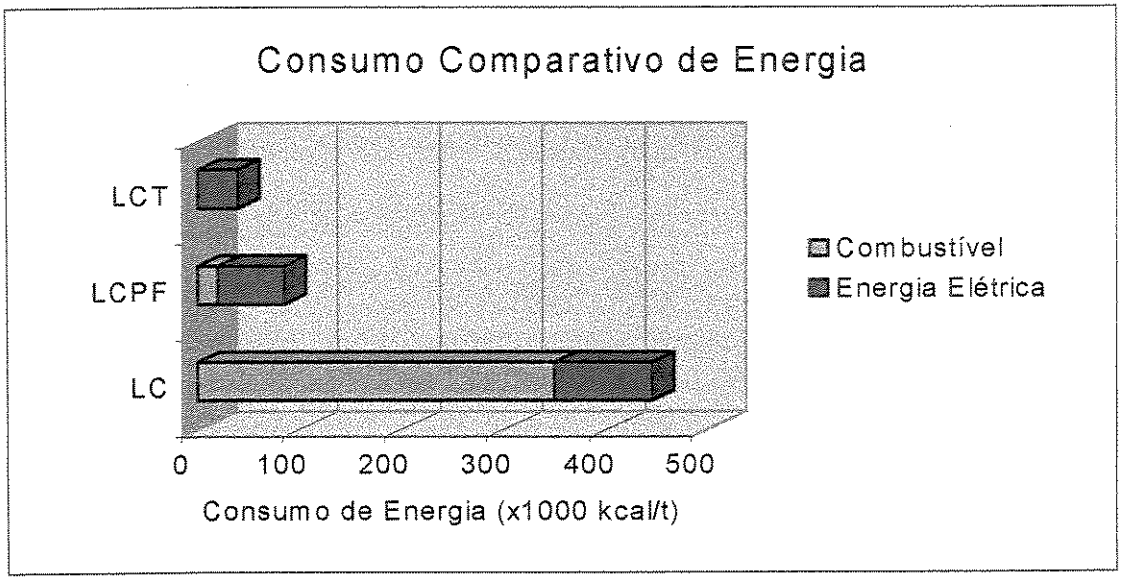


Figura 2.2 - Processos Contínuos de Produção de Tiras de Aço: LCT – Lingotamento Contínuo de Tiras; LCPF – Lingotamento Contínuo de Placas Finas; LC – Lingotamento Contínuo ***(Internet: www.newstell.com, 2000)***.

As diversas tecnologias *near net shape* estudadas contemporaneamente apresentam particularidades de processo, de capacidade de produção e custos envolvidos bem caracterizadas. Buscando o domínio dos diversos conceitos, é primordial a avaliação comparativa dessa viabilidade comercial. A Figura (2.3) mostra uma comparação de valores de custo e produção entre as novas tecnologias existentes para produção direta ou semi-acabada de tiras e placas.

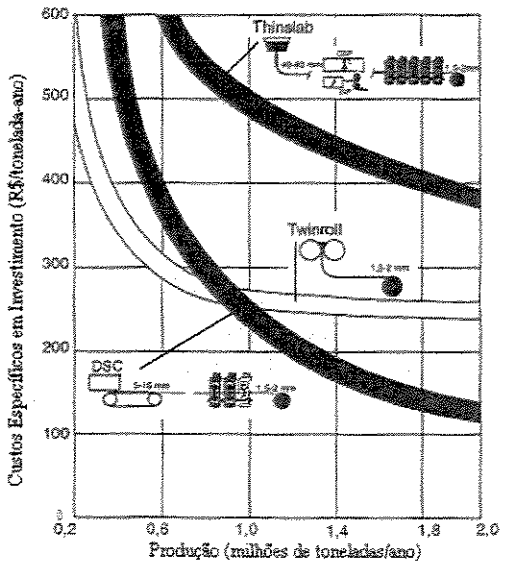


Figura 2.3 - Comparação de Custos x Produção entre tecnologias *near net shape: twin-roll*, DSC (*direct strip casting ou single belt*) e *thin slab* (placas finas) ***(Nyström, 1994)***

Segundo este mesmo estudo ***(Schwerdtfeger, 1998)***, o processo de placas finas é aquele que transita por maiores custos de investimento, porém garantindo valores de produção altos. Para produção inferior a 0,9 milhões de toneladas por ano a tecnologia *twin roll* apresentou valores de investimento inferiores ao processo *single belt*. Já para valores de produção maiores, até 2,0 milhões de toneladas por ano, o *twin roll* apresentou-se com valores de investimento superiores, atingindo a diferença aproximada de R$100,00 por tonelada-ano para a produção de 2,0 milhões de toneladas por ano.

Segundo estimativas diretas do fabricante de aço Ilva, da Itália, o equipamento *twin roll* de um veio deverá custar aproximadamente cinqüenta milhões de dólares para instalação, com capacidade estimada de pouco menos de meio milhão de toneladas/ano. Este investimento corresponde a aproximadamente um quarto do investimento realizado para processos convencionais de lingotamento contínuo. Evidentemente que há muita maleabilidade em relação a essas estimativas, já que a tecnologia ainda está em pleno desenvolvimento, inclusive com inúmeros processos de patentes transitando.

Pouquíssimos dados são conhecidos acerca de custos operacionais quando se estuda as tecnologias de lingotamento de tiras. Mesmo assim, muitos apostam em fontes fundamentais para

investimento: materiais refratários, componentes e projeto do rolo, tempo de corrida e qualidade superficial desejada (superior à conseguida em processos de laminação a quente).

A Tabela (2.3) identifica as contribuições individuais de determinadas fontes para os custos globais de operação no processo de lingotamento contínuo de tiras (*twin roll*).

Tabela 2.3 – Avaliação para o processo *twin roll*: Fontes x Percentual de Custo ***(Tonelli, 1994)***

Fontes	Percentual de custo (%)
Mão-de-obra direta	5.8
Distribuidor e panela	29.3
Barreira de contenção lateral	21.3
Confecção de rolo	19
Energia e energia elétrica	1.8
Manutenção e serviços	12.7
Suprimentos e outros custos	10.1

2.3 - Parâmetros do processo

O processo de lingotamento contínuo de tiras, conhecido na literatura técnica por *twin roll*, consiste de uma produção, em estágio único, de tiras que podem ser diretamente bobinadas no estágio seguinte. Este processo tem se mostrado de prática bastante comum em indústrias de alumínio e, atualmente, vem ganhando forte adesão por parte das indústrias de aço. Esse interesse se justifica basicamente por dois fatores ***(Li, 1995 A e B)***:

① economia considerável nos custos de produção, pela redução das etapas de processo; e

② a melhoria da qualidade metalúrgica do produto final, devido ao fenômeno de solidificação rápida.

O primeiro registro da aplicação do *twin roll* para produção comercial foi dada na indústria de alumínio, na década de 50. Após esta data, esse tipo de processo tem se tornado um dos principais métodos de fabricação de chapas e folhas de espessura fina para alumínio.

O lingotamento por *twin roll* combina os efeitos da solidificação rápida e da laminação a quente em um único estágio de operação, produzindo tiras de espessura bastante fina (0,1 a 5 mm). Assim sendo, o investimento de capital para implantação do processo será significativamente menor que o custo associado aos processos de produção convencional. Em

relação às perspectivas metalúrgicas, as altas taxas de solidificação envolvidas no processo garantem microestrutura bastante refinada apresentando como características comuns nas ligas ferrosas, as seguintes:

⇨ Ramificações dendríticas inferiores a 5 μm;

⇨ Partículas finas de intermetálicos com tamanhos em torno de 1 μm;

⇨ Aumento de solubilidade do soluto; e

⇨ Presença de fases metaestáveis.

A literatura atual ainda apresenta informações bastante reduzidas sobre as especificações do processo *twin roll*. Esta escassez justifica-se, pois os projetos tradicionais para esse processo, em geral, pertencem a um registro de patente.

As Figuras (2.4) e (2.5) apresentam estruturas típicas do processo *twin roll* empregado nas indústrias metalúrgicas. Na Figura (2.4) a estrutura de lingotamento horizontal é a mais utilizada na indústria de alumínio e a estrutura de lingotamento vertical, Figura (2.5), é a mais comum para a produção de aços.

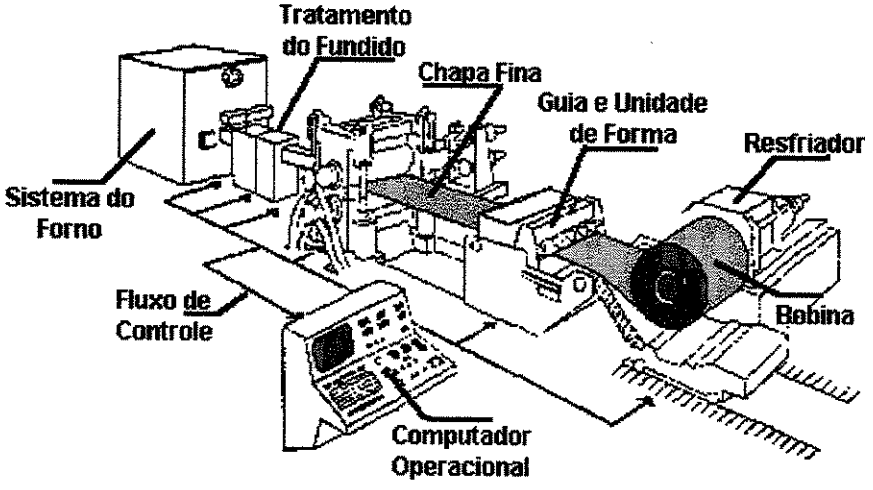


Figura 2.4 - Estrutura do processamento *twin roll* horizontal, aplicado na indústria de alumínio ***(Li, 1995A)***

Apesar das diferenças entre os arranjos estruturais do sistema de *twin roll* vertical ou horizontal, os princípios operacionais de ambos são idênticos. Os componentes chave do processo são:

- Alimentador do metal líquido;

- Sistema de rolos;

- Interface rolo/metal;

- Sistema de controle.

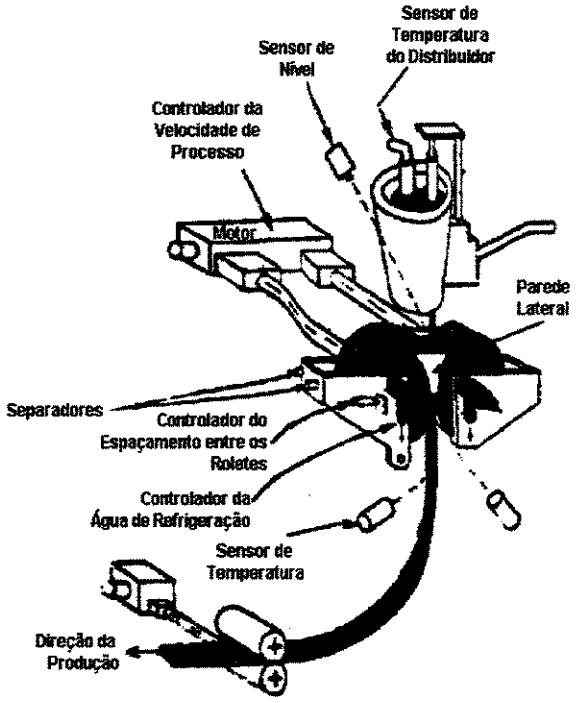


Figura 2.5 - Estrutura do processamento *twin roll* vertical, da indústria de aço ***(Internet: www.bhp.com.au, 2000)***

Por conta do maior entendimento e controle dos parâmetros principais do processo a produção direta de tiras em aço inoxidável já é uma realidade que começa a se tornar viável e comercial, inclusive em alguns casos passando da escala piloto para a escala industrial, particularmente para os aços inoxidáveis austeníticos da série AISI 304. Outros aços que também

foram experimentados e apresentaram indicações de viabilidade nas condições de lingotamento foram os aços ao silício ***(Büchner, 1992)***, normalmente na composição Fe-3,2% Si, que apresentaram estrutura interna equiaxial e tamanho de grãos relativamente pequenos, o que é benéfico para as propriedades finais das tiras. Em 1990, algumas experiências eram realizadas com aços ao carbono, porém estas ainda eram bastantes escassas e limitadas, podendo-se destacar o interesse no aço com alto teor de carbono (***Tolve, 1990)***. Atualmente, os aços ao carbono vêm tornando-se os mais comerciáveis dentre os aços, atingindo níveis de desenvolvimento bastante avançados para o processo *twin roll*.

Em virtude dos resultados obtidos atualmente em equipamentos pilotos, acredita-se que em pouco tempo as companhias estarão produzindo continuamente tiras com larguras variando de 1200 a 1500 mm e espessuras que vão de 0,1 a 5 mm. Diante dessa promissora expectativa, é importante um bom estudo e caracterização de cada elemento físico envolvido no processo, analisando paralelamente seu comportamento e suas influências na qualidade do produto.

2.3.1 - Sistema de Alimentação

O sistema de alimentação do metal líquido é considerado uma condição crítica para a operação corrente do processo, pois este deve garantir a mínima variação da temperatura do metal na poça líquida; e também proporcionar uma forma de controle fácil e imediato, buscando manter a estabilidade do nível da poça líquida entre os rolos. Devido aos fatores citados, uma série de projetos e uma variedade muito grande de alimentadores têm sido propostos ***(Mizoguchi, 1996)***.

O controle do nível de metal líquido no distribuidor, as condições do fluxo e arraste de impurezas, flutuações e turbulência na superfície do líquido, e outras operações como condições de vazamento e superaquecimento são similares àquelas empregadas no lingotamento contínuo convencional, sempre observando-se as devidas proporções em relação às diferenças de dimensões. O ideal para o vazamento do metal líquido do distribuidor para a cavidade formada entre os rolos é um controle automático de nível, que atua simultaneamente no sensoriamento da altura de metal e no controle de vazão, através da abertura e fechamento de uma válvula gaveta ou um válvula tampão. Este controle geralmente é realizado por mecanismos constituídos de válvulas servo-hidraúlicas e sensores de temperatura. Em equipamentos não dotados de sistemas tão avançados, o controle de nível pode ser feito através de análise visual e controle de abertura e fechamento manual de uma válvula gaveta ou tampão.

A estabilidade da poça líquida entre rolos é fundamental para a boa qualidade da tira, pois flutuações podem causar variações na altura do ponto de final de solidificação acima da menor distância entre rolos, arraste de escória da superfície para o interior do líquido, variações na temperatura dos rolos, e outros. Outro fator importante a ser observado para manter a continuidade do processo é o fluxo de líquido do distribuidor para os rolos, recomendando-se sempre um fluxo contínuo, laminar e protegido da oxidação do ambiente com o emprego de tubos submersos ou atmosfera protetora de gás inerte ***(Schwerdtfeger, 1999)***.

Quando se necessita de uma vazão constante e se trabalha com injetor sem controle de abertura, costuma-se operar com o controle somente da altura de metal líquido no distribuidor, e calculada por ***(Costa Neto, 1997)*** :

$$Ep_A = K.Ec_B, \tag{2.1}$$

$$m.g.h = K.\frac{m.v_{saída}^2}{2}, \tag{2.2}$$

$$v_{saída} = C.\sqrt{2.g.h}\ , \tag{2.3}$$

$$v_{saída} = \frac{4.Q}{\pi.d^2}, \text{ e} \tag{2.4}$$

$$Q = A_{tira}\ .\ V_{ling}\ , \tag{2.5}$$

onde:

Ep_A = energia potencial no ponto da superfície [J];

Ec_B = energia cinética no ponto da saída do distribuidor [J];

K = coeficiente de perda de carga;

$V_{saída}$ = velocidade de saída do fluído através do orifício [m/s];

A_{tira} = área da seção transversal da tira [m^2].

2.3.2 - Sistema de Rolos

O sistema de rolos representa o componente essencial de um equipamento de *twin roll*, sendo o principal responsável pelo resfriamento e solidificação do metal líquido, bem como pela redução mecânica por laminação. Para o lingotamento de aço, os rolos são geralmente de cobre ou aço, refrigerados a água. O cobre é usual para rolos devido às baixas solicitações de carga que ocorrem no processamento de aço. Condição reversa já se verifica na indústria de alumínio, onde a literatura relata testes na produção de folhas, indicando que as paredes dos rolos de cobre sofrem severas deformações devido a torques elevados e altos valores de carga de laminação.

O maior problema da indústria de alumínio é a fadiga térmica. Estudos nesta área mostram que as trincas sempre iniciam na base das marcas de laminação e seguem em direção a estas marcas, crescendo em profundidade ***(Cook, 1995)***. Neste contexto, a seleção de materiais estabelece o compromisso de uma análise envolvendo uma série de considerações, como o custo inicial, produtividade, característica mecânica e vida útil. Por exemplo: As superligas eliminam o problema das trincas de fadiga térmica, mas reduzem significativamente a produtividade devido à baixa condutividade térmica ***(Miyake, 1991)***.

Os rolos variam de largura entre 1200 e 1500 mm e até 1500 mm de diâmetro externo para o caso de lingotamento de aços. No caso de lingotamento de ligas não ferrosas, como as ligas de alumínio, as larguras estão em torno de 500 mm e os diâmetros na faixa de 400 mm (***Hwang, 1995; Tolve, 1990)***.

No caso dos aços, o metal líquido é vazado com temperaturas apropriadas, estando geralmente compreendidas em faixas acima de 1600^0C, e as faixas de temperatura interna, na qual os rolos geralmente trabalham, situam-se geralmente em torno de 100^0C ***(Tolve, 1990)***. Os rolos devem necessariamente apresentar boa resistência em altas temperaturas, baixo custo, facilidade de manutenção e usinagem, bem como boa resistência à abrasão. Experimentos provam que o desgaste e a formação de defeitos na superfície dos rolos tem diminuído com as melhorias nas técnicas de lingotamento. Contudo, os níveis de tensões térmicas envolvidas no processo, devido à solidificação ocorrer acima da menor distância entre rolos, ainda causam a formação de defeitos como depressão, desgaste e *breakouts* (ruptura da casca sólida antes da solidificação se completar) ***(Buchner, 1997; Takeuchi, 1990)***.

A Figura (2.6) mostra o comportamento térmico da superfície externa (em contato com o metal) e interna (em contato com a água de refrigeração) para rolos de cobre e aço. Analisando o gráfico, é evidente que a alta condutividade térmica, temperatura máxima e gradiente térmico na luva (parte do rolo que realmente entra em contato com o metal) são substancialmente menores para o cobre, o que possibilita, segundo experimentos, aumentos na velocidade de lingotamento de aproximadamente 15% sobre as velocidades obtidas com o emprego de rolos de aço. Materiais com menor expansão térmica também são desejados na fabricação dos rolos no intuito de diminuir a distorção térmica e melhorar as qualidades dimensionais da tira.

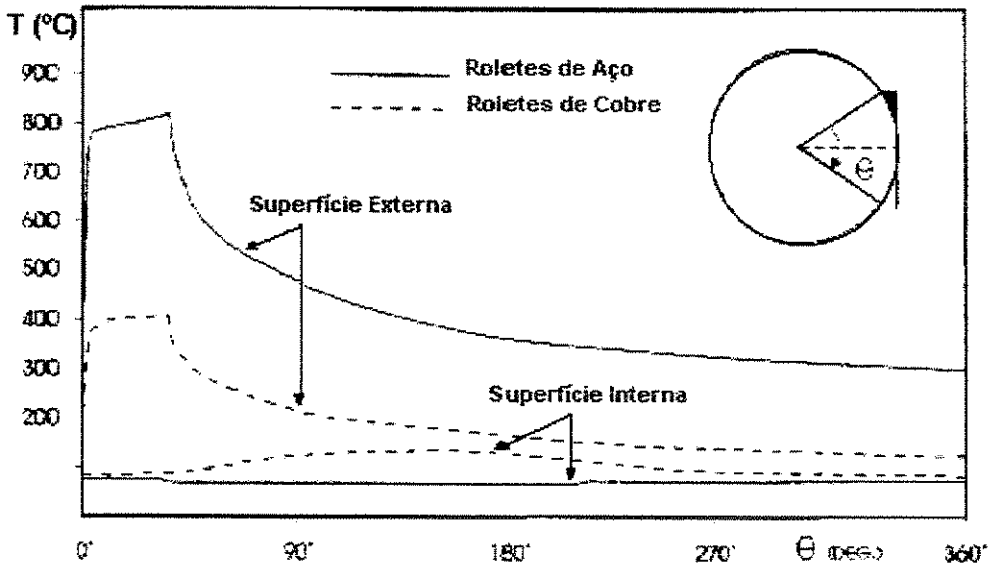


Figura 2.6 - Comportamento térmico das superfícies interna e externa de rolos de cobre e aço ***(Tolve, 1990)***

A qualidade superficial da tira também sofre influência do posicionamento e material das placas laterais para contenção do metal líquido na cavidade entre rolos. Em ensaios realizados em escala piloto, analisou-se a qualidade superficial de tiras de liga Zn-Al, aços rápidos e aço inoxidável obtidas para duas diferentes configurações de contenção para o equipamento, concluindo-se que anteparos posicionados lateralmente aos rolos produzem tiras com melhor

acabamento lateral. As configurações estudadas podem ser vistas na Figura (2.7) (***Liang, 1997; Saucedo, 1994***).

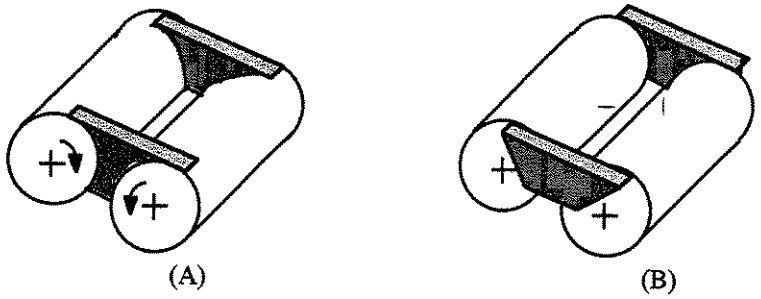


Figura 2.7 - Representação do posicionamento dos anteparos : (A) entre os rolos, (B) lateralmente aos rolos

2.3.3 - Região de Processo (Interface Rolo/Metal)

A região de processo (interface rolo/metal) é o local onde a solidificação e a laminação ocorrem. O *twin roll* é baseado em um princípio bastante simples, esquematizado na Figura (2.8): o metal líquido flui entre dois rolos que giram em sentido contrário. Os rolos refrigerados internamente por um fluxo contínuo de água, solidificam completamente o metal em algum ponto anterior ao espaçamento mínimo entre os rolos. A distância do nível da poça até este ponto define a "região de solidificação". A partir daí segue o processo de laminação pela redução da espessura.

Entretanto, a simplicidade deste processo envolve uma complicada interação de fenômenos físicos, como fluxo de fluído, transferência de calor, solidificação, formação do intervalo de ar entre o rolo e o metal, e por fim, redução mecânica. Todos esses fenômenos ocorrem simultaneamente em um período de tempo muito pequeno (ordem de segundos para o caso do alumínio).

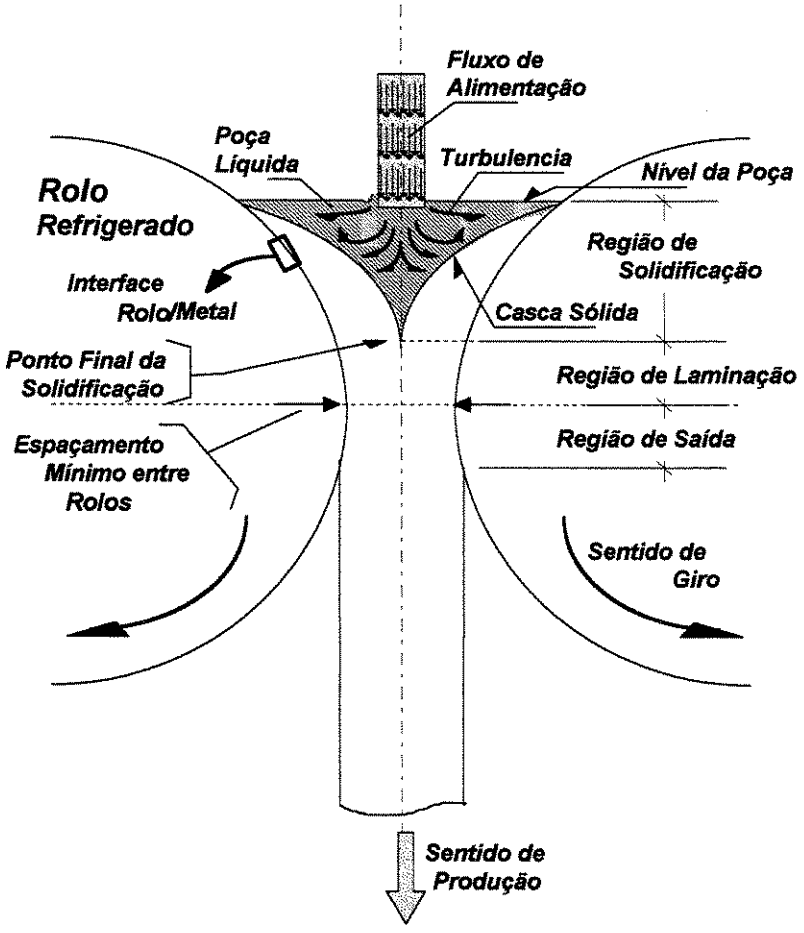


Figura 2.8 - Representação esquemática da região de processo do *twin roll*

Muito conhecimento tem sido adquirido na compreensão do complexos fenômenos físicos envolvidos, basicamente devido aos trabalhos desenvolvidos no campo da modelagem matemática.

Na interface rolo/metal, o metal resfria-se e solidifica-se perdendo calor na direção do rolo. A característica desse fenômeno afeta diretamente a qualidade superficial do produto final, que depende de uma série de parâmetros como o material do rolo, a textura de superfície, condições atmosféricas e pressão metalostática. Durante o lingotamento, parte do metal líquido encontra-se em contato íntimo com as superfícies refrigeradas dos rolos e, assim sendo, a taxa de retirada de calor observada é bastante alta. Imediatamente a solidificação ocorre e, devido às características de contração do metal solidificado, este se afasta da parede refrigerada gerando um pequeno

intervalo de ar na interface, que combinado com a formação de um filme óxido na superfície do metal, reduz significativamente a taxa de extração de calor subseqüente.

Na região seguinte (laminação), a tira solidificada sofre pressão a quente, e um bom contato com a interface do rolo volta novamente a existir, agora elevando a retirada de calor. Ligas com alta ductilidade a quente, apresentam espessura final da tira solidificada um pouco maior que o espaçamento mínimo entre os rolos, devido ao efeito da recuperação da laminação. Nestes casos, o contato com o rolo deve continuar um pouco abaixo do ponto de saída da tira, conhecida por região de saída (*outlet*), conforme visto anteriormente na Figura (2.8).

A altura de metal líquido no interior da cavidade entre rolos constitui um parâmetro importante que deve ser monitorizado e controlado. Alturas sempre constantes contribuem para a estabilização do local de fechamento da poça líquida pois, se este ponto final de solidificação ocorrer muito acima, o processo pode ser interrompido pela impossibilidade de laminar-se a camada de metal solidificado, além de que, se o fechamento não acontecer no ponto acima da menor distância entre rolos, a ocorrência de *breakouts* é quase certa. A principal conseqüência do fechamento do ponto final de solidificação na poça líquida muito acima da menor distância entre rolos é a deformação causada na superfície dos rolos, principalmente quando se trabalha com rolos de cobre. Uma boa aproximação para o cálculo da altura da poça líquida na cavidade entre rolos em função da velocidade de lingotamento e do raio dos rolos pode ser dada por (***Büchner, 1997***):

$$h_p = R.\text{sen}\frac{v_{extr}.t_i}{R}, \qquad (2.6)$$

onde:

$h_p = h_{liq} + h_{sol}$ = altura da poça líquida [m];

V_{extr} = velocidade de extração das tiras ou velocidade de lingotamento [m/s];

t_i = tempo de contato [s].

Esta relação pode ser facilmente determinada com a ajuda da Figura (2.9) e algumas considerações geométricas.

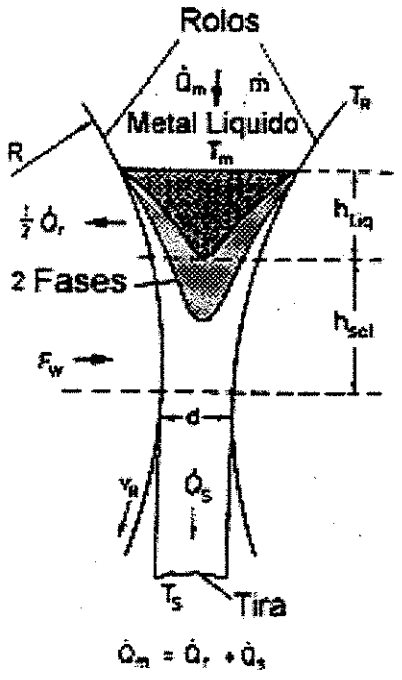


Figura 2.9 - Esquema representativo do sistema de rolos e formação da poça líquida na cavidade ***(Büchner, 1997)***

2.3.4 - Sistema de Controle

O sistema de controle é essencial ao bom funcionamento do equipamento de *twin roll*, pois este garante, em tempo real, o reajuste automático das variáveis influentes na dinâmica do processamento, influindo diretamente na qualidade do produto final. O desenvolvimento de um modelo de controle deve correlacionar as características finais do produto, como por exemplo: a espessura da tira e a microestrutura formada, com a influência da flutuação dos parâmetros de entrada do processo, como por exemplo fluxo do metal fundido, temperatura e nível da poça líquida, condições de resfriamento dos rolos e velocidade de produção. A Figura (2.10) apresenta um fluxograma geral, indicando os pontos principais do controle do processo, assim como os elementos genéricos de supervisão de um equipamento do tipo *twin roll* (***Takeuchi, 1990, Shin, 1995)***.

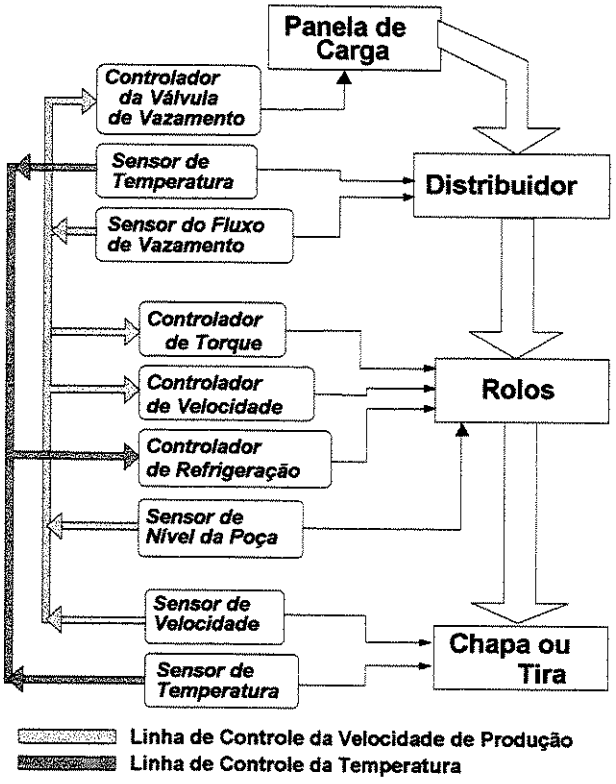


Figura 2.10 - Fluxograma básico de controle do processo de *twin roll*

2.4 - O Equipamento Piloto do I.P.T.

2.4.1 - Detalhes Físicos do Equipamento

Em 1993, existia no IPT um projeto multidisciplinar envolvendo diversos Laboratórios do Instituto, além do apoio de pesquisadores da POLI-USP e da Universidade de Clausthal (Alemanha), onde se iniciaram estudos sobre um projeto conceitual alternativo às técnicas então já consagradas de processamento de tiras por lingotamento.

Mais recentemente, aproveitando-se do sucateamento institucional ocorrido na ex-Alemanha Oriental por ocasião da reunificação, foi instalado no IPT um equipamento doado por este país, cujo conceito de processo é o *twin roll*. Desta forma, foi desenvolvido um novo projeto em fevereiro de 1995, com embasamento agora de um contrato celebrado entre IPT e as siderúrgicas ACESITA, CST e CSN. Em 1997, foi estabelecida a parceria com a FINEP, com o IPT integrando o sistema de Redes Cooperativas de Pesquisa (RECOPE), na linha *near net*

shape, que conta também com apoio do Departamento de Engenharia de Materiais da UNICAMP (DEMA).

A Figura (2.11) a seguir explica os elementos principais do equipamento alocado no Instituto, explicitando melhor o processo e os controles por sensores (instrumentação).

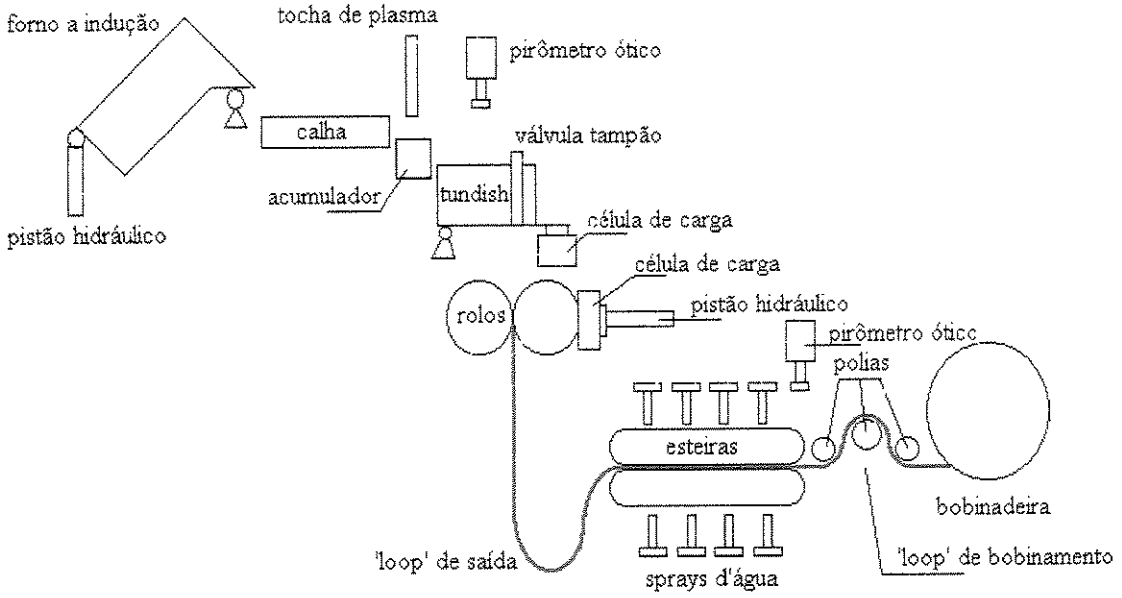


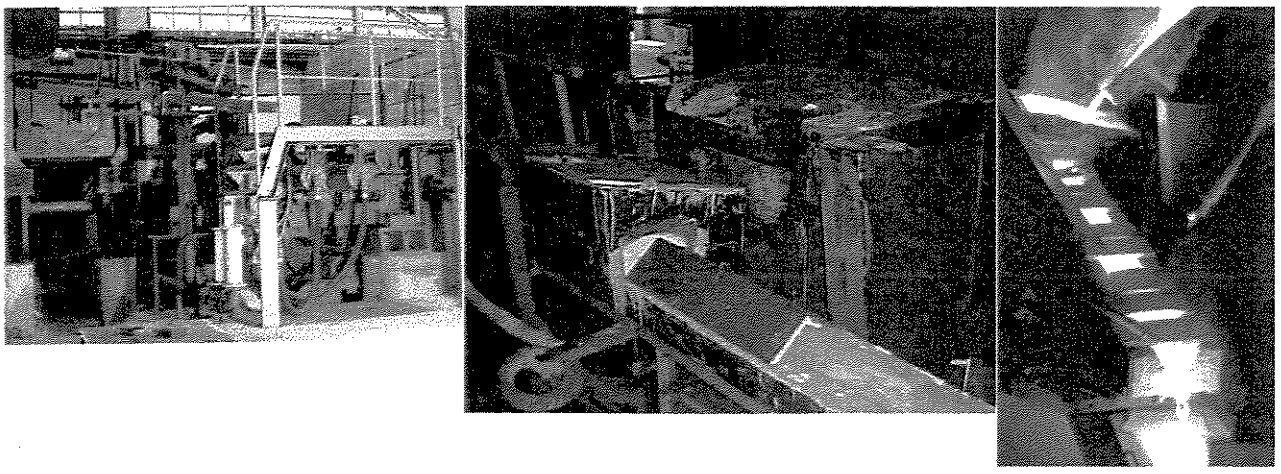
Figura 2.11 - Esquema geral do equipamento *twin roll* do IPT

De forma sintética pode-se caracterizar o equipamento do IPT conforme indicado na Tabela (2.4).

Tabela 2.4 - Características básicas da máquina de LCT instalada no IPT

Tecnologia	***Twin roll***
Forno a indução	~ 600 kg
Distribuidor	~ 100 kg
Largura dos rolos	110 mm
Diâmetro dos rolos	~ 500 mm
Velocidade de lingotamento	1 m/s
Reaquecimento do metal	Plasma 100 kW

A máquina de lingotamento contínuo de tiras está instalada um pouco deslocada em relação ao forno a indução - a aproximadamente dois metros. Portanto, para conduzir o aço líquido da bica do forno até o distribuidor, localizado sobre os rolos de lingotamento, foi posicionado um sistema de calha, sustentado por uma estrutura de barras. O mesmo deve ser vedado por placas isolantes em sua superfície para evitar uma maior perda do calor por radiação, conforme mostra a Figura (2.12).



(A) (B) (C)

Figura 2.12 – (A) Equipamento piloto do IPT; (B) bobina do forno; e (C) estrutura e calha transportadora

Então, o metal passa por três etapas de resfriamento, citando: rolos, região de resfriamento secundário e radiação livre. Entre as seqüências de operação realizadas no processo, pode-se destacar aquelas tidas como fundamentais: alimentação de metal líquido no distribuidor, fluxo de metal líquido do distribuidor para a cavidade dos rolos por meio de injetores ou válvula submersa; formação da tira sólida, resfriamento da tira após a saída dos rolos por meio de *sprays*; e região de radiação livre ou resfriamento natural com posterior bobinamento.

A MLCT-IPT* é um dos menores equipamentos protótipos *twin roll*, dentre os poucos similares existentes no mundo. O maior problema estrutural da máquina são as reduzidas dimensões, principalmente a da banda de largura dos rolos, com aproximados 110mm, porém dentro do *layout* do equipamento é possível expandir essa dimensão para pelo menos 220mm. Essa reduzida dimensão caracteriza a poça líquida com um volume muito pequeno de material, o que dificulta o controle do processo.

* *Máquina de Lingotamento Contínuo de Tiras*

O distribuidor alocado para o equipamento do IPT apresenta capacidade para aproximadamente 100kg de aço líquido. É um reservatório intermediário bastante limitado, o que acarreta na necessidade de extrema habilidade do forneiro para estabilizar o nível de altura, visando o mínimo possível influenciar em valores primordiais para o transcorrer do fluxo e alimentação. O uso de barreiras e diques é plenamente possível e já foi bastante estudado (em modelo físico construído) pelos pesquisadores locais, porém a implementação dos obstáculos ainda não se concretizou.

O distribuidor também possui um tubo (ou válvula) submerso, responsável pela saída de material do distribuidor, e entrada na poça líquida, além de um vazador (uma espécie de sede), que limita o contato físico onde se dá a saída do metal líquido do distribuidor, através da interferência entre um elemento cilíndrico com ponta cônica chamado varão - projetado especialmente para o controle - com essa peça, limitando manualmente a queda do metal. O deslizamento dessa barra cilíndrica (varão) permite que um operador possa manipular por interrupção física a saída do aço líquido do distribuidor, conforme ilustra a Figura (2.13).

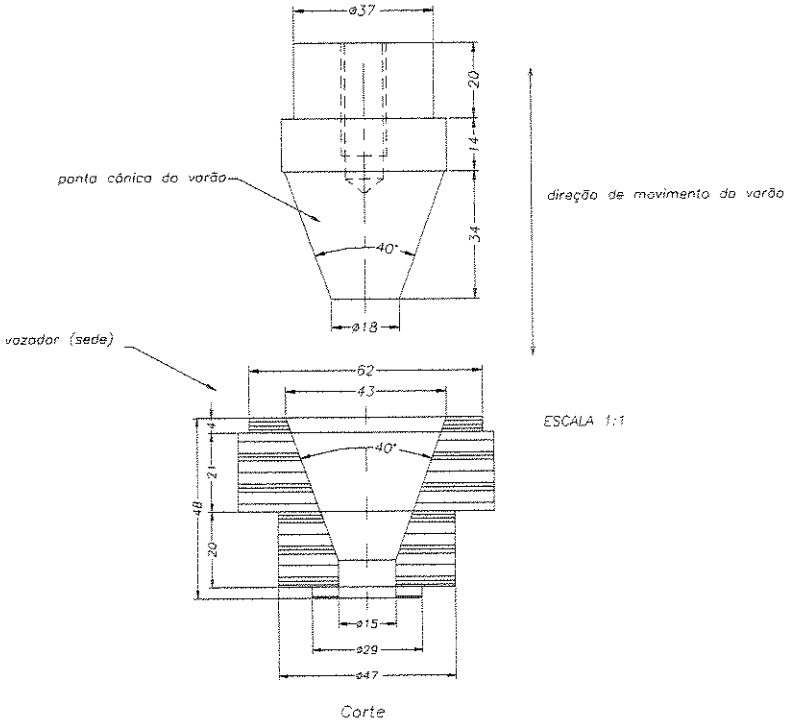
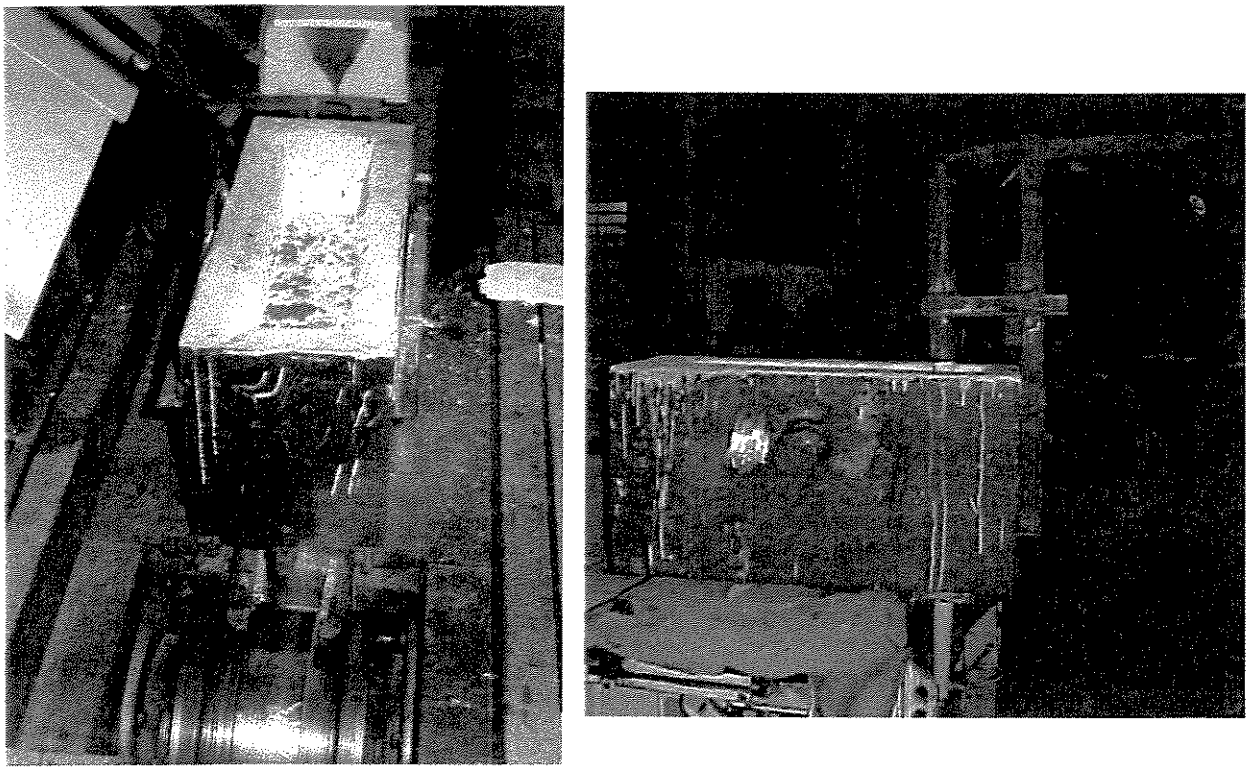


Figura 2.13 – Mecanismo de controle de vazão de saída para o distribuidor do equipamento *twin roll* do IPT: concordância varão e sede (desenho com dimensões em mm)

A Figura (2.14) mostra um distribuidor do equipamento piloto de tiras - *twin roll* pertencente ao Instituto de Pesquisa Tecnológicas – IPT/SP, onde se pode visualizar a válvula tampão e a sua alavanca de acionamento. Este controle deixa um pouco a desejar, já que a resposta da abertura e fechamento do orifício do injetor não é eficiente.



(A) (B)

Figura 2.14 - (A) Distribuidor repleto de aço líquido e posicionado sobre os rolos: corrida realizada no equipamento; e (B) distribuidor fora do equipamento: detalhes de controle

O sistema de reaquecimento do aço líquido pela tocha de plasma foi implementado mais recentemente (1997 e 1998) e pode ser deslocado para utilização tanto na saída da calha como sobre o distribuidor. O equipamento possui 100 kW de potência. O mesmo torna-se necessário quando se considera a distância entre o forno a indução alimentador e a MLCT, e para garantir a qualidade do produto recuperando o calor perdido neste caminho.

O equipamento, conhecido por tocha de plasma reversível, pode tanto trabalhar com o arco transferido (circuito fechado no ânodo inserido no distribuidor), quanto com o arco não transferido (circuito fechado na própria tocha). O equipamento atinge temperaturas da ordem de ~ 3000°C. A Figura (2.15) a seguir mostra o equipamento em detalhes.

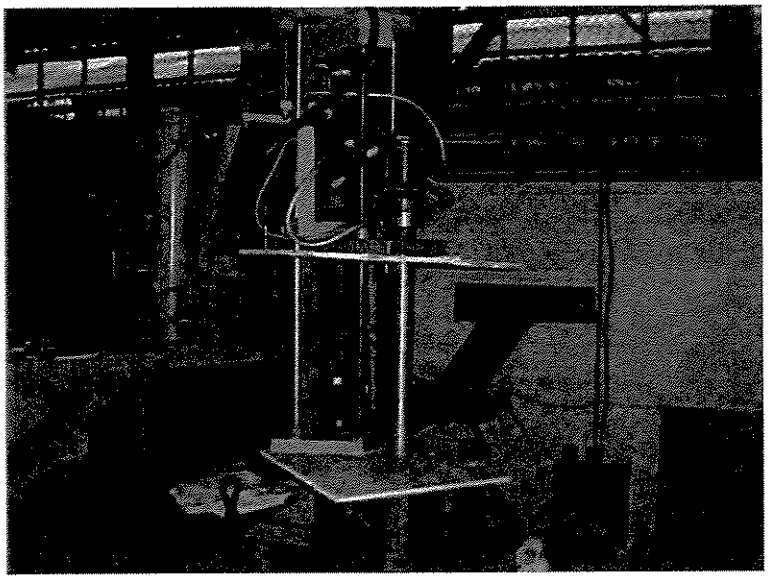


Figura 2.15 – Tocha plasma auxiliar do equipamento *twin roll* do IPT

As placas cerâmicas de contenção lateral possuem uma geometria especial para vedar as laterais da poça de aço líquido que se forma durante o processamento, conforme pode se ver na Figura (2.16). São utilizados pares de placas importadas compostas de sílica fundida. Normalmente, o par pode resistir a duas corridas, com inversão do lado de contenção. As placas apresentam após o uso, tipicamente, rachaduras, deformações, desgastes e fragilização.

A fixação das placas é feita através do uso da pressão pneumática sobre uma haste-pistão, que as empurra contra as laterais dos rolos.

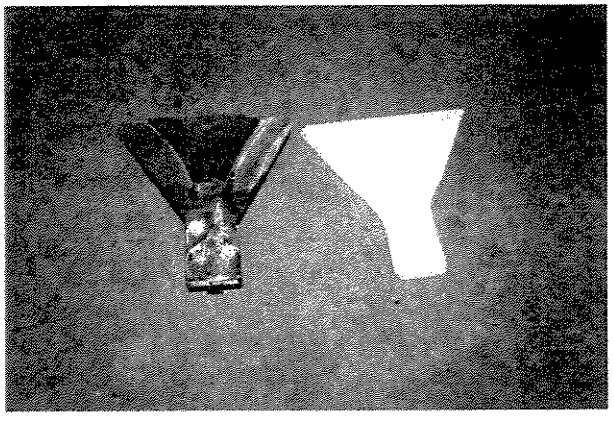


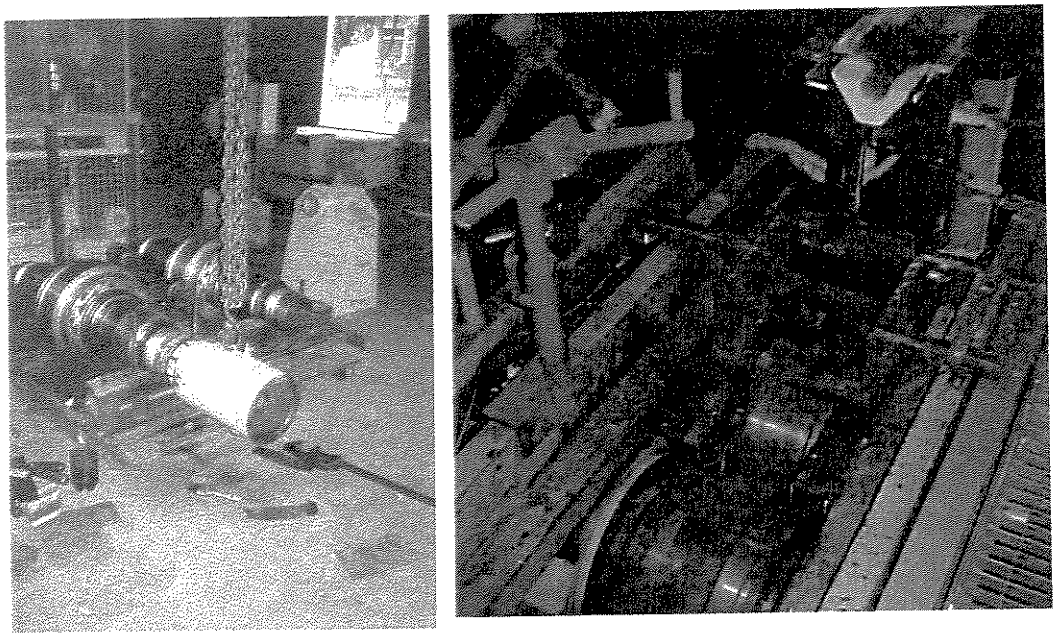
Figura 2.16 - Placas de contenção lateral características do processo

Os moldes em formato de rolos, que caracterizam a tecnologia *twin roll*, para o equipamento do IPT, podem ser de cobre ou de aço, sendo que atualmente se utiliza os rolos de aço.

Um dos rolos (o móvel) desliza acompanhado de mancais-guia, impulsionado por um pistão que solidariza os conjuntos deslizantes, enquanto que o outro permanece fixo. A abertura máxima de separação entre os rolos, convencionada para trabalho, é de 12 mm, podendo ser encostados fechando a passagem do metal líquido, em 0 mm.

Os rolos possuem características construtivas que permitem excelente refrigeração interna, usinagem corretiva e fixação de contenção lateral, conforme mostra a Figura (2.17). A usinagem de correção periódica faz-se necessária, depois de cada corrida, com passes de torneamento e retificação, para conseguir-se boa qualidade superficial da peça. O maquinário de usinagem é móvel; portanto, os rolos não precisam ser desmontados e aproveita-se o giro controlado dos mesmos.

Os rolos são lubrificados com graxa nas laterais, sempre quando se antecede uma corrida, para melhorar o escorregamento das placas de contenção em contato.

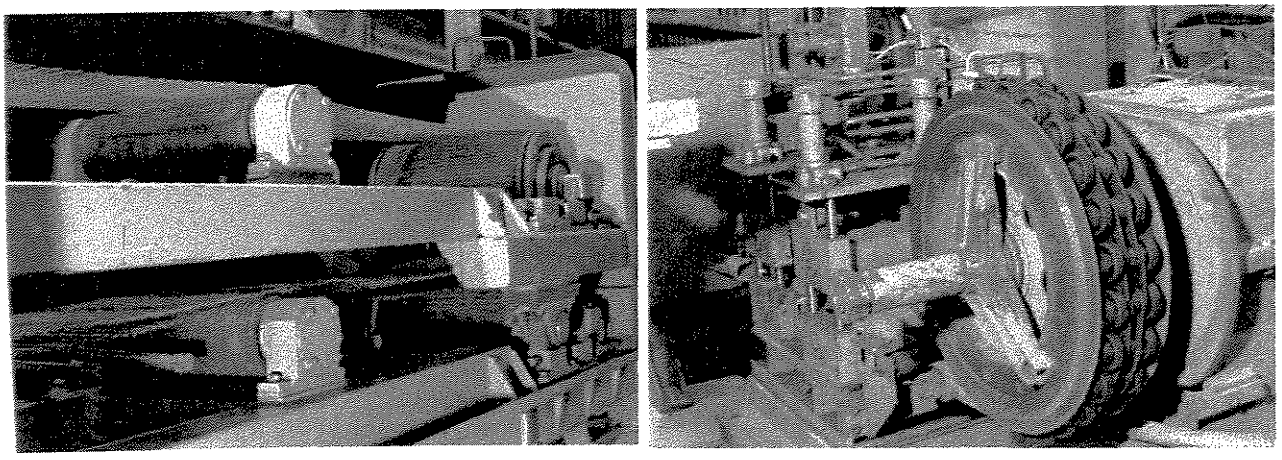


(A) (B)

Figura 2.17 - (A) Sistema de rolos desmontados; e (B) cavidade entre os rolos, já com rolos montados no equipamento - configuração de corrida

Após a saída da tira da cavidade entre os rolos e passagem pelo *loop* de saída, ela encaminha-se pela esteira, que tem aproximadamente dois metros de comprimento, composta por dois motores de giro igual e controlado. Este espaço também é equipado com os *sprays* de resfriamento secundário (Figura (2.18)). Os chuveiros possuem posicionamento e fluxo de água especialmente projetados para o resfriamento gradual e otimizado do produto.

Por fim, para captação do produto, encontra-se uma bobinadeira, conforme Figura (2.18), com capacidade para armazenar aproximadamente 100 kg de aço, efetivamente dando origem ao resfriamento terciário comandado pela radiação do ar.



(A) (B)

Figura 2.18 - Etapas secundária e terciária de processo: (A) esteira e (B) bobinadeira

2.4.2 - Controles Necessários para o Equipamento do IPT

Na montagem da MLCT no IPT, o metal líquido é fornecido por um forno a indução com capacidade para 500 kg de aço. O metal é vazado pelo basculamento hidráulico do forno e é conduzido ao distribuidor (ou *tundish*, cuja capacidade é de 100 kg) através de uma calha. Entre a calha e o distribuidor existe um acumulador no qual se promove o reaquecimento do metal através de uma tocha de plasma. Do distribuidor para a máquina propriamente dita, o metal é conduzido através de uma válvula do tipo tampão. O equipamento, durante o lingotamento, permite a variação da velocidade dos rolos, do espaçamento entre eles e das forças aplicadas aos seus mancais. A tira recém-formada que deixa os rolos passa para a região de resfriamento secundário, conduzida por esteiras e exposta a *sprays* d'água. Antes de entrar no resfriamento secundário, a tira faz um *loop* pelo seu próprio peso. Finalmente, a tira resfriada passa por um segundo *loop*, dessa vez forçado por um sistema de polias, antes de entrar no carretel da

bobinadeira. Dessa configuração, desde o metal líquido no forno até a tira bobinada, é possível sugerirem-se os seguintes controles:

① *Controle do vazamento do forno a indução:* atuar no pistão hidráulico que bascula o forno de acordo com a variação da leitura da célula de carga colocada sob o distribuidor, visando manter o nível de metal constante neste último.

② *Controle da potência da tocha de plasma:* atuar na voltagem, na corrente e na posição da tocha de plasma de acordo com a variação da leitura de um pirômetro óptico no metal do distribuidor.

③ *Controle do deslocamento da válvula tampão:* atuar no deslocamento da válvula tampão de acordo com a variação da leitura da célula de carga colocada sob o distribuidor, visando manter a vazão de saída de metal constante.

④ *Controle da velocidade dos rolos:* atuar nos motores dos rolos de acordo com a variação da leitura das células de carga colocadas em cada mancal dos rolos.

⑤ *Controle do loop de saída da tira:* atuar nos motores das esteiras de acordo com o posicionamento do *loop* da tira.

⑥ *Controle do resfriamento secundário:* atuar na vazão de água nos *sprays* de acordo com a variação de leitura de pirômetros ópticos colocados em um ou mais pontos da região de resfriamento secundário.

⑦ *Controle de bobinamento:* atuar no motor da bobinadeira de acordo com a variação de leitura do sensor de deslocamento da polia do *loop* de bobinamento.

2.5 - Modelagem Física do Escoamento de Líquido no Distribuidor

2.5.1 - Características Gerais do Distribuidor

No processo, o distribuidor refere-se ao recipiente intermediário entre a panela vinda do forno e o molde ou rolos, onde o metal começará a solidificar. O conceito básico de usar-se um distribuidor foi o de alimentar e distribuir metal fundido para diversos moldes no equipamento, mas além dessa função ele pode ser utilizado para separar inclusões no banho, homogeneização

da temperatura, ou até mesmo realizar modificações na composição química da liga ***(Morales, 1999; Sahai, 1996; De Santis, 1996; Lee, 1988)***.

A Tabela (2.5) apresenta algumas especificações do comportamento do distribuidor para aumentar a qualidade do produto final.

Tabela 2.5 - Funções do distribuidor e benefícios econômicos ***(Singh, 1993)***

Objetivos	Reservatório	Distribuidor	Fluxo de aço constante	Limpeza da liga	Tratamento metalúrgico
Necessidade	Otimizar a capacidade	Controlar o superaqueci-mento	Nível de metal constante	Separar inclusões	Controle da mistura, temperatura e do tempo de residência
Ganhos	Seqüência de operação	Controle microestrutural e redução de *breakouts*	Redução de defeitos superficiais, velocidade constante de lingotamento e controle do resfriamento	Diminuição de inclusões e aumento da qualidade	Modificação de inclusões e controle químico da liga

Para Premier ***(Premier,1995)*** a tecnologia total de distribuidor resume-se a controle de fluxo, controle de temperatura e controle químico do aço líquido, conforme ilustra a Figura (2.19) a seguir.

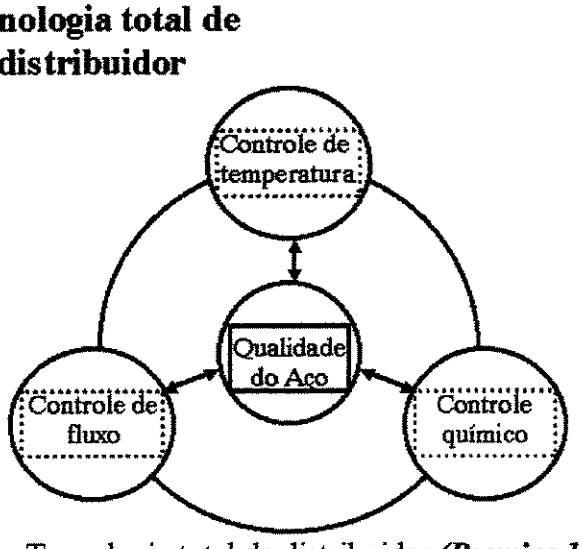


Figura 2.19 - Tecnologia total de distribuidor ***(Premier,1995)***

O distribuidor tem influência significante no desempenho e qualidade do produto final, sendo uma de suas principais características a capacidade volumétrica, fluxo de metal líquido e o revestimento refratário responsável em manter o temperatura o mais uniforme e constante possível. O uso de revestimentos internos para reduzir os ataques do aço líquido na paredes dos distribuidores tem crescido, resultando em melhorias no desempenho dos distribuidores, principalmente no que diz respeito à vida útil e reutilização. Entretanto, existe a possibilidade do desgaste, desprendimento e arraste desse refratário de revestimento, prejudicando de maneira geral o rendimento do distribuidor. Um dos parâmetros importantes que devem ser controlados nesta etapa do processo é a altura do nível de metal líquido no distribuidor, pois influencia a velocidade de lingotamento. Geralmente, esse controle é realizado por meio de uma balança que registra a massa do distribuidor com metal, ou por meio de controle visual realizado por um operador, ou ainda por irradiação de raios γ utilizando-se de fontes radioativas como Cobalto 60, entre outras.

Os obstáculos mecânicos implantados 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 levar o aumento do tempo de residência do metal líquido e decréscimo dos volumes de aço estagnado. Os inconvenientes podem ser o custo, dificuldade de instalação, quebra ou desgaste gerando inclusões exógenas, criação de vórtices quando o distribuidor tem baixo volume ***(Mundial, 1995)***

Segundo Szekely & Ilegbusi ***(Szekely, 1988; Ilegbusi, 1988)*** as inclusões não-metálicas dentro do distribuidor podem assumir três distintos comportamentos: uma parte aglomera e flutua sendo fixada pela escória, outra fica aderida ao fundo do distribuidor e uma terceira é carregada pelo fluxo de metal líquido.

2.5.2 - Modelagem Física e Equacionamento

Os processos de transferência de massa e fenômenos de fluxo na panela, distribuidor e molde determinam significativo efeito na qualidade dos produtos siderúrgicos, basicamente por duas razões. A primeira é o contato com o ar que acontece com o aço em processo, o que gera a reoxidação do metal e a formação de grandes inclusões. A segunda, são os fenômenos de fluxo em recipientes, afetando a temperatura e o comportamento das inclusões. Para o controle desses

fenômenos é que são construídos os modelos físicos, ferramentas auxiliares para projetar moldes, distribuidores, panelas e válvulas de vazamento.

O modelo físico é tão somente uma ferramenta na caracterização de operações de processamento de metais líquidos. O uso ideal conjunto das técnicas de modelagem física com estudos hidrodinâmicos formam um componente importante para a resolução de problemas na indústria siderúrgica. Existem inúmeras técnicas de sucesso para mensurar os parâmetros principais no distribuidor. Cabe assim, aos modelistas físicos, a opção pelo método que melhor adapte-se as suas condições particulares de estudo.

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.

A técnica de análise dimensional consiste em tomar-se as variáveis que influem no processo e relacioná-las no maior número possível de parâmetros adimensionais independentes. Caso uma variável importante seja negligenciada, os resultados obtidos são falseados. Porém, quando são incluídas muitas variáveis de importância, uma maior quantidade de números adimensionais pode ser obtida, tornando o estabelecimento da similaridade entre modelo e protótipo mais difícil que o necessário. Conclui-se que um bom conhecimento dos mecanismos envolvidos no processo é indispensável para o uso adequado dessa técnica ***(Marukawa, 1983)***.

Assim, torna-se importante indicar os parâmetros a serem respeitados no desenvolvimento de um modelo físico, que simule a turbulência e o fluxo do metal líquido, desde a calha até a saída na poça formada entre os rolos. Os principais fatores que influem nos campos de fluxo atingidos são: a turbulência (equação de Navier-Stokes); forças devido à inércia; forças devido à gravidade; forças devido ao atrito-cisalhamento.

As equações diferenciais (fluxo de fluido) e de transferência de calor e massa dão origem aos princípios de modelagem. É necessário considerar-se o fluxo de um fluido de massa específica e viscosidade constantes e isotérmico. As equações a seguir descrevem esse fluxo ***(Mazumdar, 1995; Szekely, 1988)***:

equação da continuidade ou da conservação de massa de um fluido incompressível:

$$\nabla.v = 0\,, \tag{2.7}$$

equação do movimento para fluido newtoniano (equação de Navier-Stokes):

$$\rho.\frac{dv}{dt} = -\nabla P + \mu.\nabla^2 v + \rho.g\,, \tag{2.8}$$

onde:

ρ = massa específica [kg/m^3];

v = velocidade escalar [m/s];

μ = viscosidade estática ou absoluta [kg/m.s];

P = pressão no fluido [kg/m.s^2];

g = aceleração da gravidade [9,81 m/s^2].

A partir da última equação, multiplicando os termos por $\left(\frac{L}{\rho.V^2}\right)$, e reorganizando a equação, Szekely & Ilegbusi ***(Szekely, 1988; Ilegbusi, 1988)*** chegaram aos seguintes números adimensionais:

$$\begin{aligned} Re &= \left(\frac{L.V.\rho}{\mu}\right) \\ Fr &= \left(\frac{V^2}{g.L}\right) \end{aligned}\,, \tag{2.9}$$

onde:

Re é o número de Reynolds;

Fr é o número de Froude;

V = corresponde a velocidade do jato de entrada no distribuidor;

L = dimensões lineares.

O número de Reynolds representa a razão entre forças inerciais e viscosas e o número de Froude representa a razão entre forças inerciais e potenciais.

A similaridade pode incluir similaridades geométrica, mecânica, térmica ou química. A similaridade mecânica é subdividida em estática, cinemática e dinâmica. No caso dos distribuidores, dois sistemas são geometricamente similares: o industrial e o modelo. Mais precisamente, se eles possuem a mesma forma, e se as dimensões-chave possuem a mesma razão, o mesmo número de Froude é mantido entre o modelo e o industrial.

O objetivo primordial da modelagem física é representar o sistema a ser modelado pela mudança do material de trabalho, e muitas vezes da escala de operação. O novo material a ser utilizado no modelo deve ser representativo, de forma que as características fluidodinâmicas sejam iguais ou semelhantes a do material modelado. Deste modo, é possível obter resultados realísticos de um protótipo que, por exemplo, utilize aço líquido com temperaturas superiores a 1500°C, por meio de medidas em um modelo que, por exemplo, utilize água à temperatura ambiente, de modo muito mais barato, eficiente e seguro. Os princípios da modelagem física podem ser compreendidos de modo simplificado pelas equações diferenciais que governam o fluxo de fluido, calor e massa ***(Ilegbusi, 1998; Robertson, 1986, Thomas, 1990: Camplin, 1990)***.

A Tabela (2.6), sugerida por Brimacombe ***(Brimacombe, 1995)***, explicita as propriedades do aço a 1600°C e da água a 25°C.

Tabela 2.6 - Propriedades do aço a 1600°C e da água a 25°C

Propriedade	Unidade	Símbolo	Água a 25°C	Aço a 1600°C
Viscosidade	Pa.s	μ	1.10^{-3}	$6{,}4.10^{-3}$
Massa Específica	kg/m^3	ρ	1.10^{3}	$7{,}08.10^{3}$
Viscosidade Cinemática	m^2/s	ν	1.10^{-6}	$0{,}9.10^{-6}$
Tensão Superficial	J/m^2	σ_S	0,728	160

Muitos pesquisadores ***(Tacke, 1987; Ilegbusi, 1987; Nakajima, 1986; Robertson, 1986)*** construíram modelos físicos baseando-se nos critérios de similaridade geométrica e nas constantes de Froude e Reynolds. O registro fotográfico, juntamente com o uso do permanganato

de potássio ($KMnO_4$) como corante, tornou-se uma técnica bastante consagrada para estudos em modelos físicos ***(Mutsaarts, 1988; Fernandes, 1988; Tacke, 1987; Ilegbusi, 1987)***.

O número, o tamanho e a distribuição das bolhas de gás no sistema dependem da tensão superficial e das forças de inércia. Entretanto, existem fortes evidências levantadas em vários trabalhos ***(Sellars, 1972)*** de que se a entrada de gases no sistema for a mesma no modelo físico em água e no distribuidor em aço líquido o fluxo de fluido de um modelo construído em escala plena será compatível com o do protótipo em aço líquido.

Para análise prática das simulações em modelos físicos alguns aspectos são ressaltados, tais como linhas de fluxo e tempo de residência, por exemplo. Linhas de fluxo, ou linhas de corrente, são curvas imaginárias tomadas através do fluido para indicar a direção da velocidade em diversas seções do escoamento no sistema fluido ***(Chakraborty, 1990)***. Já o tempo de residência expressa o tempo de permanência do fluido (ou de uma suposta partícula) dentro do distribuidor . Com essas ferramentas e análises de imagens é possível a determinação de volumes característicos de fluxo. O mais explorado deles é o volume "morto", que é aquela fração do volume total que possui velocidade tão baixa que pode ser considerada estagnada. É uma zona indesejada, já que reduz significativamente o tempo médio de residência, gerando perda de temperatura e segregação de elementos químicos. Com o artifício das medições de tempo de residência em modelos físicos é possível determinar-se a região de máxima mistura, que propicia o coalescimento das inclusões; e também o máximo tempo de residência médio, para aumentar o tempo de flotação disponível para as inclusões.

É certo, portanto, que o projeto de um distribuidor bem realizado requer a fundamentação em modelos físicos e matemáticos, principalmente devido aos obstáculos operacionais e custos envolvidos. Basicamente, a otimização de um projeto como esse fundamenta-se em: confinar a região turbulenta causada pelo jato de entrada; eliminar zonas mortas; eliminar circuitos diretos; maximizar o tempo de residência do aço; eliminar a ocorrência de vórtices; eliminar a turbulência superficial; e manter a homogeneidade térmica. Para se obter esse nível de otimização existem alguns meios convencionais, tais como: adequação de geometria, posicionamento de diques e barreiras, emprego de filtros e escolha apropriada de pós de cobertura ***(Costa Neto, 1997)***.

Capítulo 3

Coeficientes de Transferência de Calor Metal/Rolo

3.1 - Aspectos Particulares de Solidificação para a Tecnologia *Twin Roll*

O fluxo de calor em um equipamento *twin roll* ***(Kopp, 1998)*** difere de acordo com os diferentes tipos de aço. Alguns aços apresentam melhor desempenho em lingotamento e apresentam uma solidificação rápida como os aços alto carbono e alguns tipos de aços inoxidáveis. Outros, ainda estão sendo estudados quanto a sua viabilidade no processo, como os aços ao silício, por exemplo. Todavia, princípios do processo e transferência de calor são os mesmos para quaisquer tipos de aço. A solidificação é influenciada por parâmetros como: tipo do aço, pureza do banho de metal líquido, superaquecimento, fluxo de massa dentro da poça, velocidade dos rolos, força de formação da tira (ou força de separação entre os rolos), atmosfera de controle da poça, temperatura, qualidade superficial dos rolos, espessura da tira, entre outros.

A poça que se forma entre os rolos, alvo de diversos estudos sobre comportamentos de solidificação e fenômenos de transferência de calor, pode ser subdividida em quatro pequenas áreas transversais, conforme pode ser observado na Figura (3.1).

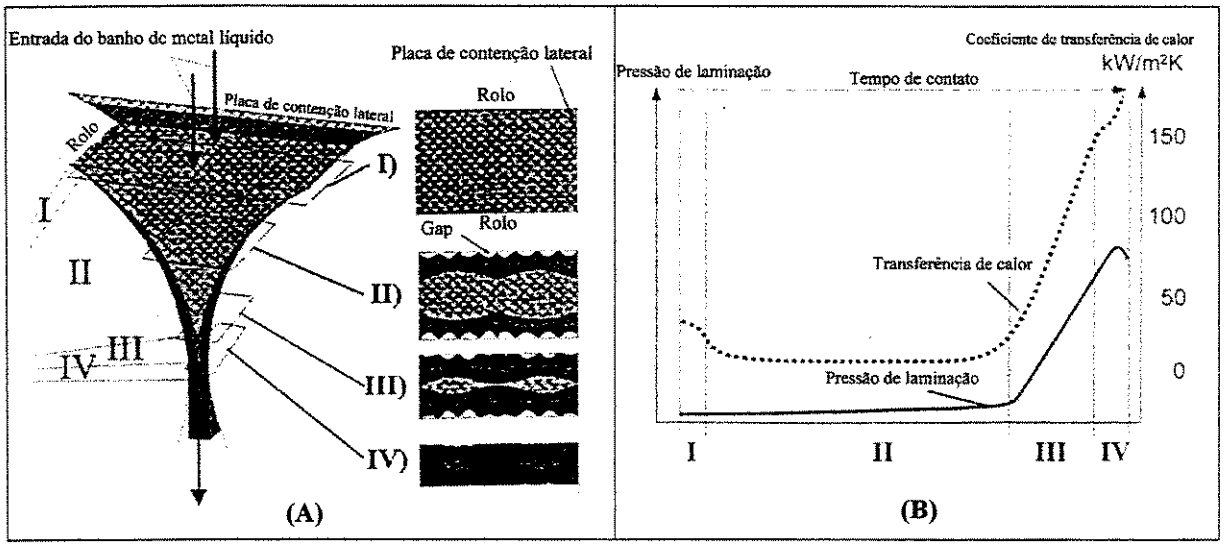


Figura 3.1 – (A) Esquema da poça formada entre os rolos e suas divisões transversais; e (B) gráfico do curso do coeficiente de transferência de calor e da pressão de laminação nas quatro áreas ***(Kopp, 1998)***

O gráfico (A) mostra a divisão das quatro regiões características no interior da poça líquida durante o processo, enquanto o gráfico (B) ilustra a influência da solidificação na força de separação entre os rolos e o comportamento do coeficiente de transferência de calor metal/rolo ao longo da superfície do rolo.

A área I representa o contato direto entre o banho de metal líquido e os rolos. Uma estrutura superficial rugosa dos rolos não permite o contato total entre as partes, sendo o metal apenas depositado sobre os picos superficiais dos rolos. É importante ressaltar que nessa região o contato é influenciado por parâmetros como fluidez do metal e afinidade físico-química. Alem disso, gases superficiais presentes nesta região são parcialmente dragados para pequenos nichos dos rolos. É nessa região que as primeiras estruturas dendríticas se solidificam. A área II caracteriza-se pelo início do crescimento de uma camada sólida da tira, cobrindo as superfícies dos rolos. O contato térmico decresce, e surge uma barreira adicional (solidificada) para a transferência do calor. A área III é uma zona mista, com presença de líquido e sólido, caracterizada pelo incremento do contato térmico, devido ao peso próprio do metal e ao início do processo de laminação. O melhor contato térmico está previsto para a área IV, quando a tira já se encontra totalmente solidificada e passa por uma redução em sua espessura, melhorando o contato na interface metal sólido/rolo.

Portanto, percebe-se que a taxa de extração de calor é mais alta no começo do processo de solidificação, quando o contato do metal líquido com os rolos é íntimo. Quando se inicia a formação das cascas solidificadas, também surge a formação de um filme de óxidos e a deformação da tira em relação à superfície do rolo, o que inibe a troca térmica. Subseqüentemente, aparecem forças de laminação que homogeneizam o contato novamente. O estudo destes comportamentos é fundamental para a compreensão do processo *twin roll*.

A literatura apresenta algumas relações empíricas para a evolução das frentes de solidificação com o tempo (espessura solidificada), que são relacionadas com a velocidade dos rolos e o tempo de residência ou contato durante a extração das tiras ***(Spitzer, 1994; Takeuchi, 1990).*** A Figura (3.2) mostra a espessura solidificada como função do tempo para equipamentos de *twin roll* e solidificação de aço inoxidável 304. Nota-se que as curvas possuem a mesma representabilidade, apenas com tratamento diferente de regressão para definição da equação empírica.

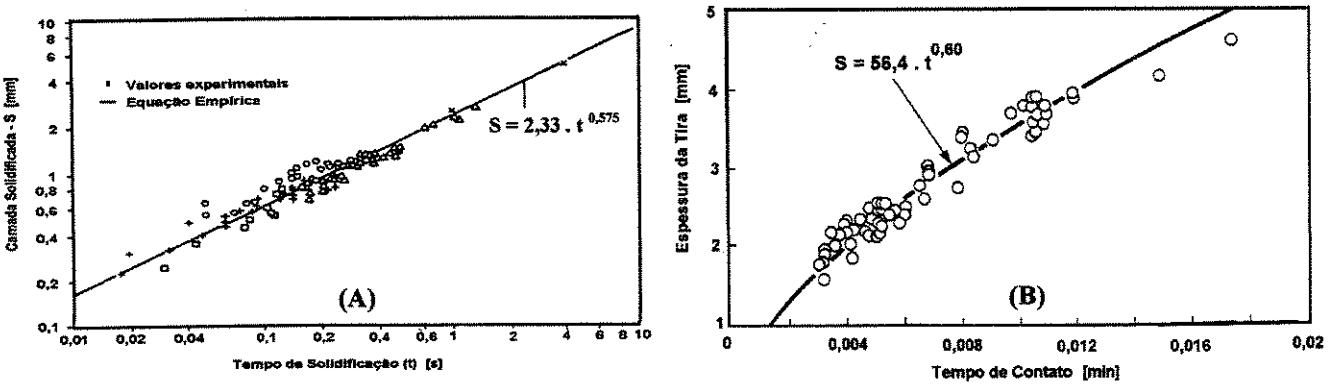


Figura 3.2 – (A) Dados experimentais de evolução da frente de solidificação em função do tempo ***(Spitzer, 1994)***; (B) Relação entre espessura solidificada e o tempo de contato metal/rolos ***(Takeuchi, 1990)***

Segundo Spitzer, a equação empírica determinada é dada por:

$$\frac{e_f}{2} = S = 2{,}33.t^{0{,}575}, \tag{3.1}$$

onde:

S = espessura solidificada [mm]; e

t = tempo [s].

Esta relação pode ser aplicada para valores de S entre 0,23 mm e 5,00 mm.

Assim, o tempo total de solidificação (t_{ts}) para uma tira com espessura final e_f (mm) pode ser deduzido da Equação 3.1 por:

$$t_{ts} = \left(\frac{e_f}{4{,}66}\right)^{\frac{1}{0{,}575}}, \tag{3.2}$$

e o comprimento da região em contato tira/rolos ($L_{m/r}$) (m) pode ser relacionado com o tempo total de solidificação e a velocidade de lingotamento (V_L) por $L_{m/r} = V_L.t_{ts}$, obtendo:

$$L_{m/r} = V_L \cdot \left(\frac{e_f}{4,66} \right)^{\frac{1}{0,575}}, \tag{3.3}$$

onde $L_{m/r}$ é dado em (m) e V_L é dada em (m/s). Simplificando para V_L em (m/min), tem-se:

$$L_{m/r} = 0.001147.V_L.(e_f)^{1,739}. \tag{3.4}$$

Se for considerado que o ângulo formado entre a superfície da poça líquida e o ponto de saída da tira dos rolos é de 60°, a Equação 3.4 transforma-se, considerando $L_{m/r} = \pi\phi_{rolos}/6$, onde ϕ_{rolos} é dado em (m), em:

$$\phi rolos = 0,00219.V_L.(e_f)^{1,739}. \tag{3.5}$$

Como a velocidade de lingotamento (linear) pode ser expressa em termos de rotações dos rolos, tem-se:

$$\omega = \frac{V_L}{\pi.\phi rolos}, \tag{3.6}$$

sendo ω dado em [rpm]. Assim obtém-se:

$$\omega = 145.(e_f)^{-1,739}. \tag{3.7}$$

Pode-se notar que ω não depende de ϕ_{rolos}, e que a velocidade rotacional diminui com o aumento da espessura da tira. É interessante ressaltar que a velocidade de lingotamento para um ponto na superfície do rolo pode ser determinada por:

$$V_L = \frac{\pi.\theta.\phi_{rolos}}{360.t_{ts}}, \tag{3.8}$$

onde θ é o ângulo para a região de contato.

Outra relação para a espessura solidificada em função do tempo de contato metal/rolos, assumindo nível da poça líquida constante, é dada por Takeuchi ***(Takeuchi, 1990)*** sendo representada por:

$$S = 2.c.(t_{m/r})^n \quad \text{ou} \quad S = 2.c.\left(\frac{R.\theta}{V_L}\right)^n, \qquad (3.9)$$

onde:

c é um coeficiente de solidificação dependente do material [mm/min^n];

n é uma constante determinada empiricamente;

$t_{m/r}$ é o tempo de contato [min];

R é o raio do rolo [m];

V_L é a velocidade de lingotamento [m/min].

A relação para a espessura da tira e o tempo de contato para um aço inoxidável 304 e rolos acarreta o uso de valores de C = 28,2 mm/min^n e n = 0,6.

Takeuchi também concluiu que, quando se opera com espessuras constantes ao invés de força entre rolos constante, a variação da espessura das tiras apresenta valores 3 vezes menores.

Outro dado de interesse para os cálculos matemáticos da extração de calor no sistema é a temperatura da superfície dos rolos, tanto a externa, que está em contato com o metal, quanto a interna, a qual é função do resfriamento imposto pelo fluxo de água na cavidade interna da camisa.

O comportamento térmico dos rolos, e conseqüentemente a taxa de extração de calor do sistema exerce influência direta no ponto de encontro das frentes de solidificação (*kissing point*), sendo que valores muito altos deste ponto ocasionam o fechamento da poça líquida numa altura muito acima da menor distância entre os rolos, o que pode deformar a superfície dos mesmos. Assim, a aplicação de recobrimentos, como por exemplo níquel ou cromo, podem se apresentar como uma medida bastante interessante, quando se analisa a resistência dos rolos e as taxas de extração de calor do sistema, podendo estas mudanças serem analisadas por experimentos realizados em laboratório.

Para calcular o coeficiente de transferência de calor metal/rolo em lingotamento contínuo de tiras, vários estudos experimentais vêm sendo realizados. Strezov e sua equipe de pesquisa ***(Strezov, 1998)*** desenvolveram um aparato experimental constituído de uma pá com movimento giratório que introduz o substrato no banho de metal líquido. O substrato é refrigerado internamente a água, e nele são posicionados termopares no interior da parede e nos canais de refrigeração. Nos experimentos, os pesquisadores variaram parâmetros como acabamento e textura superficiais do substrato. Por meio do uso de técnicas numéricas, torna-se necessário apenas o conhecimento das temperaturas interiores do substrato para que sejam calculadas as taxas de transferência de calor interfaciais, conforme será explicado posteriormente.

Segundo Maringer ***(Maringer, 1988)***, os mais importantes parâmetros de controle para a estimativa das taxas de transferência de calor metal líquido/substrato são textura, temperatura, velocidade, superaquecimento, atmosfera de controle e composição do metal. O comportamento da interface metal/rolo ***(Li, 1995A)*** tem uma relação direta com a qualidade da tira produzida, sendo afetado por diversos parâmetros diferentes, tais como material do molde, textura superficial, atmosfera, pressão metalostática e propriedades de molhamento. Portanto, tais parâmetros devem ser muito bem selecionados.

Desta forma, planejou-se a preparação de um sistema experimental unidirecional para simular as condições de solidificação do equipamento *twin roll*, visando obter dados referentes à cinética de solidificação, e que serão posteriormente introduzidos na modelagem matemática do processo *twin roll*.

3.2 - Confronto teórico/experimental de perfis térmicos

O assunto da transferência de calor interfacial metal/molde, devido a sua importante influência na taxa ou velocidade de solidificação de fundidos, tem sido alvo de estudo de inúmeros pesquisadores. Vários trabalhos foram desenvolvidos objetivando caracterizar o mecanismo físico da transferência de calor entre as superfícies de contato do metal e do molde (***Prates, 1972; Ho, 1984; Ho, 1985***). Com a formação do *gap* de ar nessa interface, o coeficiente de transferência de calor nessa região pode rapidamente decrescer, dificultando a retirada de calor na mesma e desacelerando o processo de solidificação do metal líquido.

Baseados em trabalhos com ligas de alumínio e moldes permanentes, Prates & Biloni (***Prates, 1972***) propuseram um mecanismo para explicar a formação do *gap*, segundo o qual, a parede do molde, por mais lisa que seja, apresenta pequenas rugosidades, mesmo que a nível microscópico. Quando o metal líquido se aproxima da superfície interna do molde, o primeiro contato se dá nos picos dessas saliências, que estão a uma temperatura bem abaixo do metal líquido, causando a formação de pequenos núcleos de solidificação nesses locais. Ao mesmo tempo, a tensão superficial do metal líquido impede que o restante do metal que se solidifica alcance os vales das asperezas superficiais, armazenando nos mesmos os gases absorvidos devido ao processo de solidificação. A estrutura, e consequentemente as propriedades de uma peça fundida, dependem das condições térmicas durante a solidificação, ou mais precisamente das taxas de resfriamento, que por sua vez dependem da resistência térmica metal/molde ***(Santos, 1997; Quaresma, 1998B; Santos, 2000)***.

Em geral, no início do processo de solidificação, uma fina camada de metal solidifica-se na parede do molde. À medida que o processo avança, um *gap* separando o metal e o molde, pode desenvolver-se.

Entre os mecanismos que podem causar a formação e a dimensão deste *gap*, podem ser citados:

1) interação do metal com o molde (acabamento superficial e expansão do molde);

2) transformações ocorridas no metal fundido (transformação de fase e contração do metal);

3) efeitos da geometria do molde.

O esquema da Figura (3.3) mostra uma representação do perfil de temperaturas na seção transversal de um sistema metal/molde, ressaltando as condutâncias térmicas metal/molde (h_i) e molde/ambiente (h_a). Inicialmente, o valor de h_i depende da maior ou menor afinidade físico-química do metal líquido com o material do molde (molhabilidade), do superaquecimento do metal líquido, e das condições de acabamento da superfície interna do molde: sua rugosidade, camada de óxido, recobrimentos isolantes, etc. A tendência é que esse valor inicial seja relativamente alto, principalmente porque a pressão metalostática exercida sobre a camada solidificada inicialmente ajuda a assegurar um bom contato térmico.

Com a evolução da solidificação, a contração volumétrica que a acompanha vai gradativamente vencendo a pressão metalostática e, consequentemente, o metal vai perdendo contato efetivo com o molde e criando uma separação física entre ambos (formação do *gap*). Essa separação traz como conseqüência uma maior dificuldade de transportar o calor liberado pela transformação líquido/sólido em direção ao molde, cujo principal papel, além de conferir uma forma à peça, é o de um absorvedor de calor.

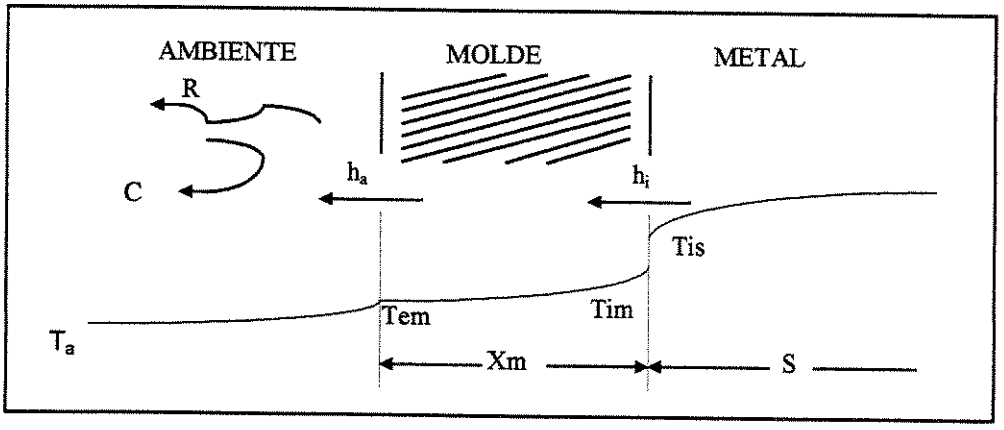


Figura 3.3 - Representação esquemática do perfil térmico em uma seção transversal de um sistema metal/molde

É evidente que a maior ou menor importância da resistência térmica metal/molde ($R_i=1/h_i$) depende de uma análise do conjunto de resistências térmicas atuantes no sistema metal/molde. A resistência térmica do molde é dada por:

$$R_m = \frac{x_m}{k_m}, \qquad (3.10)$$

onde:

x_m = espessura da parede do molde (m);

k_m = condutividade térmica do molde (W/mK).

A resistência térmica da camada solidificada é :

$$R_s = \frac{S}{k_s}, \tag{3.11}$$

onde:

S = camada solidificada (m);

k_s = condutividade térmica do metal sólido (W/mK).

As equações 3.10 e 3.11 permitem a análise de dois casos limites, onde o valor da resistência térmica metal/molde pode ser desprezada no circuito térmico completo do sistema de fundição. No caso de moldes refratários, os baixos valores da condutividade térmica implicam em $R_m >>> R_i$. No caso de peças de grande porte, como por exemplo lingotes de aço de várias toneladas, o valor de S na equação 3.11 é significativo e implica em $R_s >>> R_i$. Por outro lado, à medida em que cresce a difusividade térmica do metal e diminui a espessura da parede da peça, cresce também a importância da resistência térmica metal/molde até que sejam atingidas condições limites onde a solidificação é praticamente controlada por essa resistência térmica. Nessas condições, na análise de peças de espessuras médias ou finas de ligas de cobre ou ligas de alumínio, é fundamental que se tenham condições de caracterizar o melhor possível essa resistência interfacial.

Uma forma indireta de determinação da condutância térmica metal/molde consiste em mapear experimentalmente as temperaturas em determinados pontos do molde e da peça ao longo da solidificação e, posteriormente, confrontar os perfis de temperatura ou curvas de resfriamento experimentais com as curvas teóricas simuladas por meio de um modelo numérico de solidificação, que tenha sido devidamente aferido ***(Beck, 1969; Krishnan, 1996; Evans, 1991)***. A Figura (3.4) ilustra uma seqüência deste procedimento onde se mostra a possibilidade de determinação tanto de valores médios para a condutância térmica metal/molde, quanto valores variáveis com o tempo.

Esse método de determinação de h_i, em função da atual maior disponibilidade de ferramentas numéricas e de facilidades computacionais, é extremamente conveniente no caso de

sistemas de fundição estáticos, e também pode ser aplicado em simuladores de processo de solidificação.

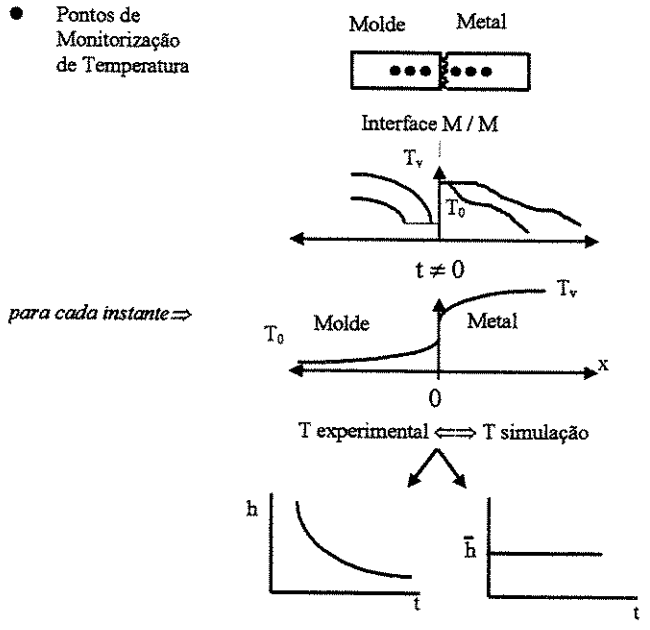


Figura 3.4 - Método de determinação de h_i por intermédio do confronto teórico/experimental de perfis térmicos durante a solidificação.

O comportamento da extração de calor da poça é controlado pelo coeficiente de transferência de calor na interface metal/rolos. Podem-se distinguir três regiões distintas de contato térmico: (a) uma região de bom contato entre o metal ainda líquido e os rolos, (b) uma região de pobre contato, compreendendo a região onde coexistem tanto metal solidificado, quanto metal líquido no interior da poça; e finalmente (c) uma região final de ótimo contato térmico sólido/sólido, devido à pressão exercida pelos rolos sobre a tira. A extensão das regiões com diferentes taxas de transferência de calor na saída da tira é controlada pela fração sólida no centro da tira (***Bagshaw, 1987***), sendo este um importante parâmetro para cálculos matemáticos do processo de solidificação. Contudo, o conhecimento dinâmico do coeficiente de transferência de calor para o processo *twin roll* é limitado por razões experimentais; mas, em termos de aproximação para a modelagem numérica, é prudente a utilização de valores constantes na faixa

de 2.000 a 10.000 $W/m^2.K$, para o caso da solidificação de aços em rolos de aço e cobre. A Tabela (3.1) apresenta uma pequena compilação de alguns valores dos coeficientes e, as características operacionais para os sistemas adotados.

Tabela 3.1 - Valores estimados de h_i para diferentes condições de lingotamento

Autores	Rolos	Largura (mm)	Material Lingotado	h_i ($W/m^2.K$)
Mehrabian, 1977	Cobre/Aço	-	Aço	2.000 – 10.000
Kraus, 1986	Aço	25	Aço	2.830
Li, 1995	Cobre	-	Aço	2.800 – 5.800
Li, 1995	Cobre	-	Alumínio	4.000 – 47.000
Bagshaw, 1987	Cobre	36,6	Al 2 % Cu	3.530

O coeficiente de transferência de calor entre a tira e os rolos diminui com o aumento da espessura da tira ou com a diminuição na velocidade de lingotamento, e aumenta com o aumento do fluxo da água de refrigeração.

3.3 - Relações entre parâmetros térmicos e microestruturas de solidificação

Outra maneira indireta de determinação do coeficiente de transferência de calor metal/molde consiste no levantamento metalográfico dos espaçamentos dendríticos secundários a partir da superfície da peça, e sua correlação com parâmetros térmicos da solidificação e leis de crescimento dendrítico. A transferência de calor na solidificação é diretamente dependente do coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde ou rolos (h_i), que determina as condições de resfriamento impostas ao sistema. Como as microestruturas resultantes da solidificação, mais precisamente os espaçamentos dendríticos primários e secundários (λ_1 e λ_2), dependem das taxas de resfriamento, é possível combinar as estruturas dendríticas com a história térmica durante o processo. Por exemplo, um aumento no coeficiente de transferência de calor metal/molde causa uma diminuição nos valores de λ_2, o que pode ser também relacionado com o tempo local de solidificação (t_{sL}). A análise de λ_2 permite, então, determinar as condições de fluxo de calor quando o ponto analisado foi solidificado, por meio de valores de t_{sL} e, correlacioná-los com valores do coeficiente de transferência de calor metal/rolos ***(Caram, 1995)***.

O método de determinação de h_i a partir de dados microestruturais é ilustrado na Figura (3.5), sendo que os valores de λ_2 são obtidos diretamente através de medidas efetuadas nos produtos fundidos, e convertidos em valores de t_{sl} por intermédio de relações existentes na literatura. Assim, os valores de h_i são ajustados no modelo matemático para que se obtenha numericamente os mesmos valores de t_{sl} obtidos experimentalmente para a mesma posição considerada.

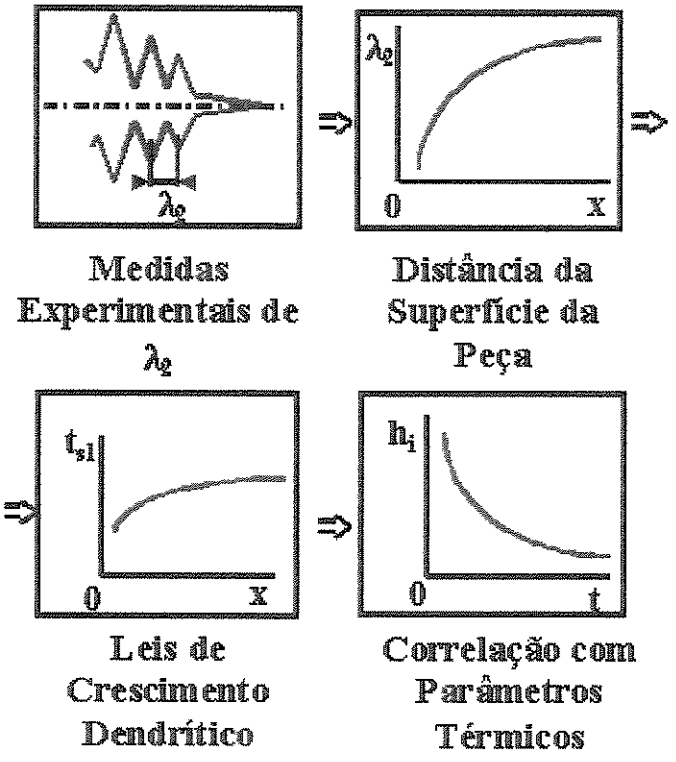


Figura 3.5 - Método de determinação de h_i a partir de medidas de espaçamento dendrítico secundário e correlações com leis de crescimento dendrítico.

Por meio de investigações sistemáticas de laboratório realizadas por Loser e outros (***Loser, 1993***), para o caso de solidificação de aços inoxidáveis, chegou-se à seguinte relação entre λ_2 e taxa de resfriamento:

$$\lambda_2 = k.\overset{o}{T}^{-n}, \qquad (3.12)$$

sendo λ_2 dado em (μm) e $\overset{o}{T}$ em (K/s), e que pode ser determinada por:

$$\overset{0}{T} = \frac{T_L - T_S}{t_{SL}} = \frac{\Delta T}{t_{SL}}, \tag{3.13}$$

onde ΔT é o intervalo de solidificação da liga (K) e t_{SL} é o tempo local de solidificação (s), determinado para um ponto qualquer como sendo o intervalo de tempo entre a passagem da isoterma liquidus (ponta da dentrita) e a isoterma solidus (raiz da dendrita). k e n são constantes relacionadas ao tipo de material, e apresentadas na Tabela (3.2).

Tabela 3.2 - Parâmetros para cálculo de λ_2 para vários tipos de aço (***Loser, 1993***)

Tipo de Aço	k ($\mu m.K^n / s^n$)	n
Aço carbono	143	0,41
Aço alto carbono	35	0,38
Aço ferramenta	92	0,42
Aço inoxidável	68	0,45

No trabalho desenvolvido por Loser (***Loser, 1993***) para a solidificação de aço inoxidável 304 em um equipamento de *twin roll*, observou-se que a melhora do contato térmico metal/rolos (h_i) proporciona uma redução nos valores dos espaçamentos dendríticos secundários e, uma menor variação nos seus valores. Mais ainda, o aumento da temperatura de vazamento (T_V) proporciona uma redução na diferença entre espaçamento dendrítico secundário da superfície para o centro da tira. A Figura (3.6) mostra a variação determinada pelos autores para λ_2 na seção transversal de uma tira de 1 mm de aço inoxidável solidificado em rolos de aço, assumindo diferentes valores de h_i (A), enquanto (B) ilustra o comportamento de λ_2 em função da distância da superfície da tira (espessura 3 mm), considerando h_i = *7000* W/m^2.K e T_V variável para aço inox *304*.

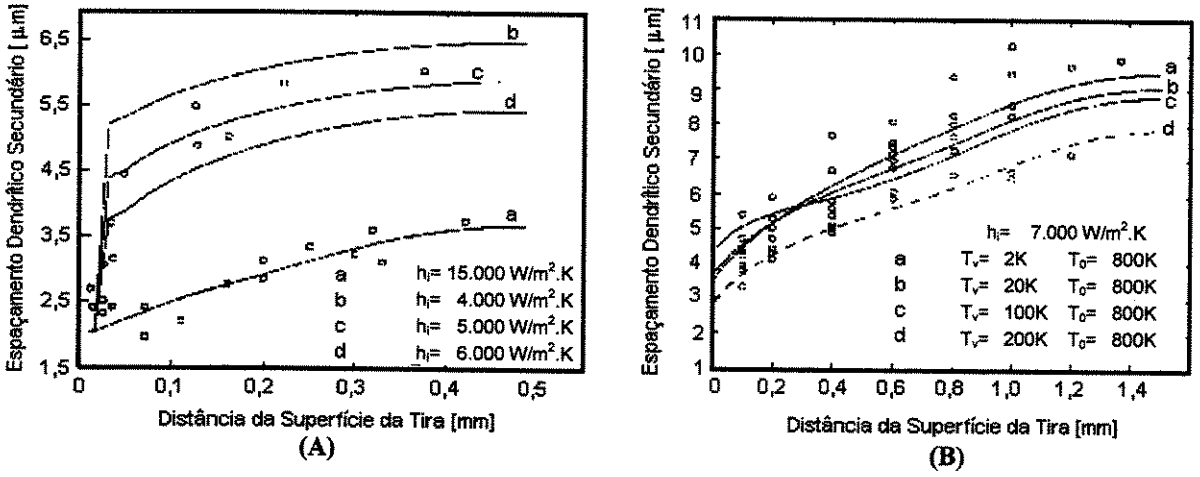


Figura 3.6 - Variação de λ_2 com a espessura da tira (A) Aço Inox 18%Cr – 10%Ni - h_i variável e (B) Aço Inox *304* - h_i constante ***(Loser, 1993)***

Assim, conclui-se que h_i é fator determinante em $\overset{o}{T}$, exercendo influência direta em λ_2 ao longo da distância.

A possibilidade da imposição de uma ampla gama de condições operacionais em processos de fundição e lingotamento tem, como decorrência direta, a geração de uma diversidade de estruturas de solidificação. Parâmetros estruturais como tamanho de grão e espaçamentos interdendríticos são bastante influenciados pelo comportamento térmico do sistema metal/molde durante a solidificação, impondo, conseqüentemente, uma correlação estreita entre este e a microestrutura resultante. Autores afirmam que o espaçamento dendrítico, mais predominantemente o espaçamento dendrítico secundário (λ_2) tem maior influência sobre as propriedades mecânicas do que o tamanho de grão (***Bouchard, 1996; Quaresma, 1998A***).

No presente trabalho, utilizou-se a metodologia de confronto entre perfis térmicos experimentais e simulados para determinação do comportamento do coeficiente de transferência de calor metal/molde. Para tanto desenvolveu-se um simulador do processo de solidificação do equipamento *twin roll*.

Capítulo 4

Materiais e Métodos

4.1 - Desenvolvimento de um simulador unidirecional (a quente)

Para operar o protótipo a contento, com regularidade, fazem-se necessárias simulações prévias em modelos, que forneçam dados confiáveis e importantes para a mais correta operação.

O aparato experimental de solidificação unidirecional com molde refrigerado mostrado na Figura (4.1) simula as condições de solidificação no equipamento. Os experimentos foram realizados com aço inoxidável AISI 304, o qual após fundido em forno de indução, foi vazado em diferentes temperaturas, quais sejam: 1650°C e 1792°C

A temperatura de 1650°C foi escolhida porque é a temperatura mínima de trabalho habitual para corridas no equipamento. Optou-se pelo valor de 1790°C como uma extrapolação grande do superaquecimento, para garantir propositadamente uma comparação extremada dos resultados gráficos.

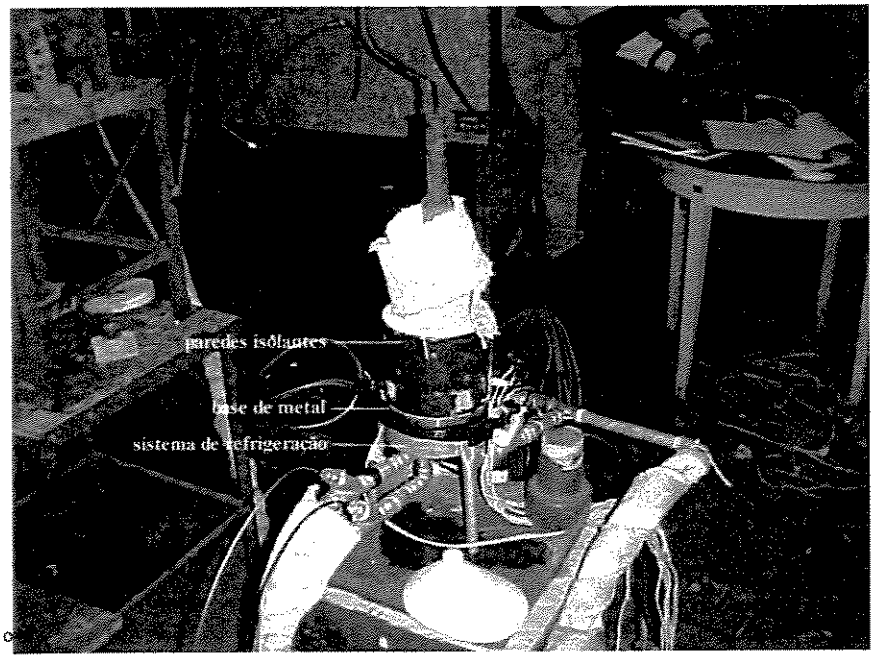


Figura 4.1 - Aparato experimental utilizado

O molde real ou rolo (com espessura útil aproximada de 50 mm para troca de calor) foi simulado por meio da construção de um modelo para extração unidirecional de calor, sendo apenas uma das faces construída com material condutor de calor (base de aço comum) e todas as demais faces laterais isolantes e construídas à base de cimento refratário. A cavidade foi projetada com perfil cônico, facilitando a extração do lingote, conforme mostrado na Figura (4.2).

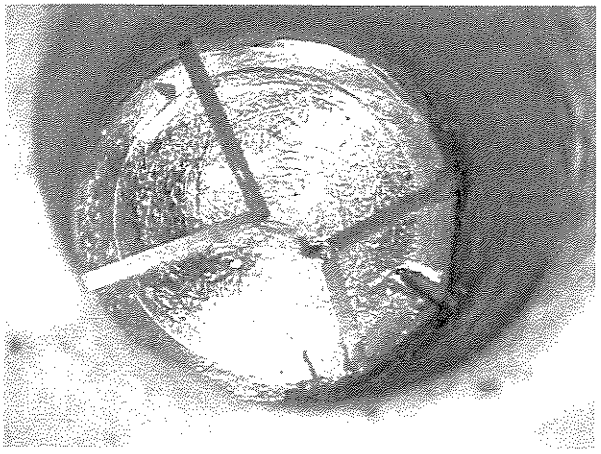


Figura 4.2 - Vista superior do sistema experimental (cavidade instrumentada com termopares)

Um sistema de refrigeração inferior à face do aço base foi projetado na forma de sulcos numa chapa circular de alumínio (veja Figura (4.3)), proporcionando a circulação constante de água, e com vazão de água proporcional à encontrada no equipamento piloto do IPT. A chapa circular de aço simula o comportamento dos rolos (moldes), tendo 50 mm de espessura, como as camisas refrigeradas que revestem os rolos do equipamento.

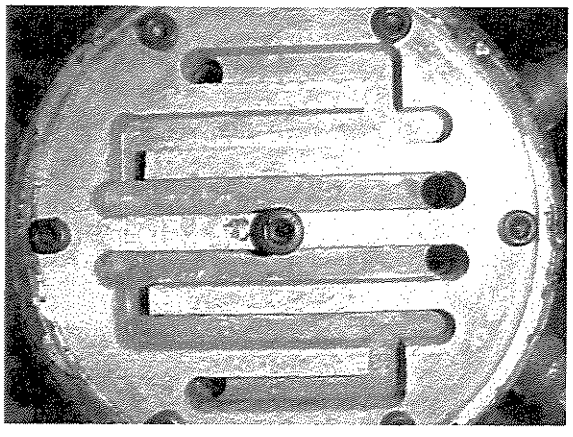


Figura 4.3 – Detalhes dos canais internos de refrigeração do simulador

A colocação dos termopares foi realizada conforme mostra a Figura (4.4), sendo utilizados termopares tipo K (cromel-alumel), de diâmetros 2,5 mm (já com bainha protetora de inox) e tipo S (platina-platina10%ródio) de diâmetros 0,5 mm com bainha de quartzo (ϕ =1,25 mm para cada filamento), monitorando as temperaturas do sistema.

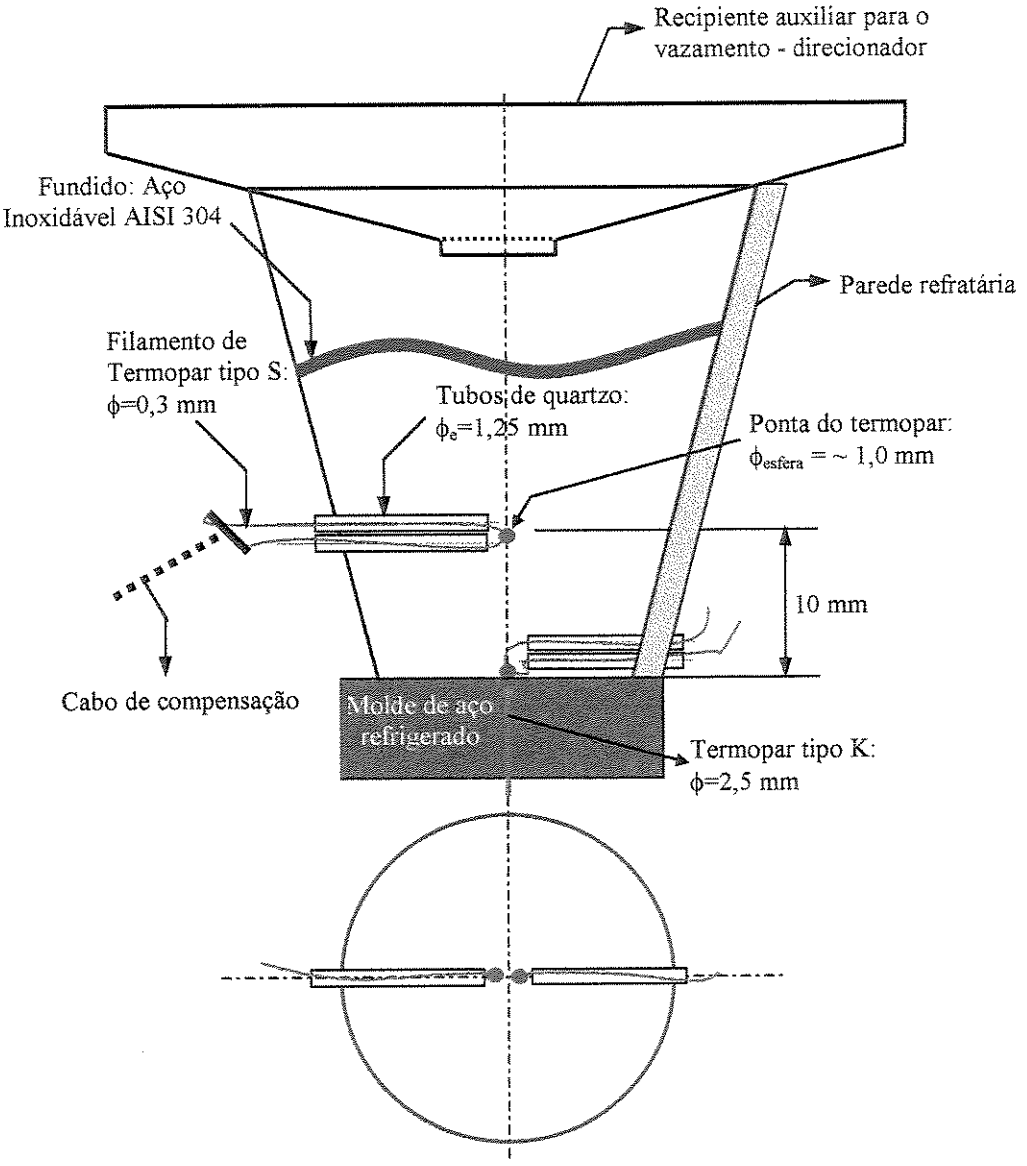


Figura 4.4 – Características particulares do experimento montado: tipos, posicionamentos e dimensões de termopares na cavidade de vazamento (esquema sem escala)

Utilizaram-se termopares K nas regiões de temperaturas menores (molde de aço e água de refrigeração - entrada e saída) e tipo S para o metal líquido.

Utilizou-se um pirômetro óptico fixo no banco de ensaios em todos os experimentos, cujo objetivo era o acompanhamento da temperatura de vazamento do metal líquido no simulador. Um pirômetro portátil também foi utilizado para que fossem realizadas as medidas durante o aquecimento do metal, facilitando a operação do forno e medindo uma temperatura próxima do vazamento. Junto ao molde foi posicionado, na sua superfície superior, uma espécie de funil de vazamento provido de um pequeno orifício de entrada para facilitar a execução do ensaio. Desta maneira, elimina-se também a troca externa de calor com o meio na parte superior do sistema.

Aplicou-se um pré-aquecimento, que foi realizado com o auxílio de um soprador térmico industrial, permitindo temperaturas de até 200°C na cavidade instantes antes do vazamento. Assim, ficou garantido um maior molhamento entre as superfícies do metal e do molde. Isso foi importante porque proporcionou uma menor contração induzida das amostras, deixando prevalecer apenas a contração térmica expontânea gerada pelo contato entre as amostras e o molde de aço, além de facilitar o preenchimento total da cavidade do molde pelo metal líquido vazado em seu interior. O pré-aquecimento caracteriza-se também pela eliminação da umidade existente no interior da cavidade.

O experimento consistiu da obtenção dos perfis de temperatura durante a solidificação do metal no sistema de fundição unidirecional. Vazou-se a liga na cavidade do molde e, por meio de termopares, monitorou-se todo o processo, obtendo curvas do tipo T (temperatura) x t (tempo). Para tanto, foi utilizada uma placa registradora com 32 canais de entrada gráfica, que possibilita a leitura de até 30 termopares simultaneamente, com a opção de diferentes escalas de temperatura. Isto se torna extremamente útil quando se pretende monitorizar temperaturas em diferentes posições no sistema global, podendo regular faixas de temperatura diferentes para cada termopar.

O registrador também permite aquisição dos dados diretos para um computador, possibilitando maior precisão da monitorização das temperaturas em função do tempo, além da fácil recuperação destes dados. O *software* utilizado para aquisição de dados é o AqDados, da *Lynx* Tecnologia Eletrônica Ltda. Uma representação esquemática de todo o sistema pode ser vista na Figura (4.5).

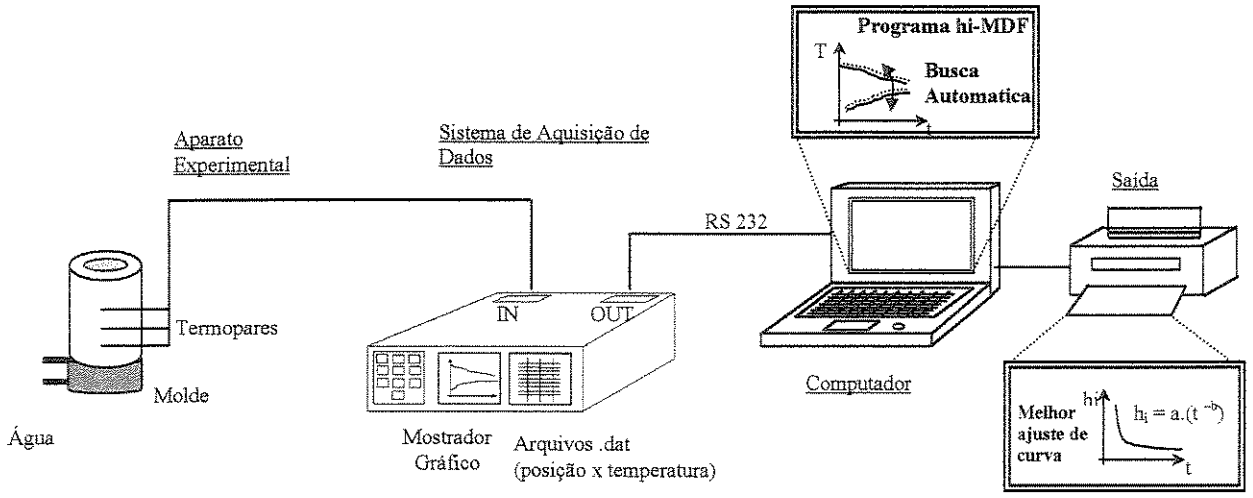


Figura 4.5 - Esquema do processo experimental para determinação de h_i

A seguir são descritas as etapas seqüenciais quando da realização do experimento:

⇒ Fusão no forno de indução do metal de ensaio (aço inoxidável 304) a uma temperatura previamente estipulada para vazamento;

⇒ Com auxílio da indução do forno, é realizado a agitação da liga fundida, forçando uma melhor mistura dos componentes e a homogeneização da temperatura do banho;

⇒ Com o indicador digital de temperatura (pirômetro), mede-se a temperatura de vazamento do metal líquido e o seu superaquecimento;

⇒ Vaza-se o metal líquido no interior da cavidade do molde, estando os termopares localizados nas posições de interesse e o registrador devidamente acionado e a água de refrigeração em circulação;

⇒ Acompanha-se a evolução térmica dos pontos selecionados;

⇒ Fecha-se o ensaio com as curvas de resfriamento da liga e curvas de aquecimento do molde obtidas no registrador.

A seguir é exibida fotografia que elucida o momento de vazamento realizado para o primeiro ensaio com aço inoxidável em base de aço (Figura (4.6)).

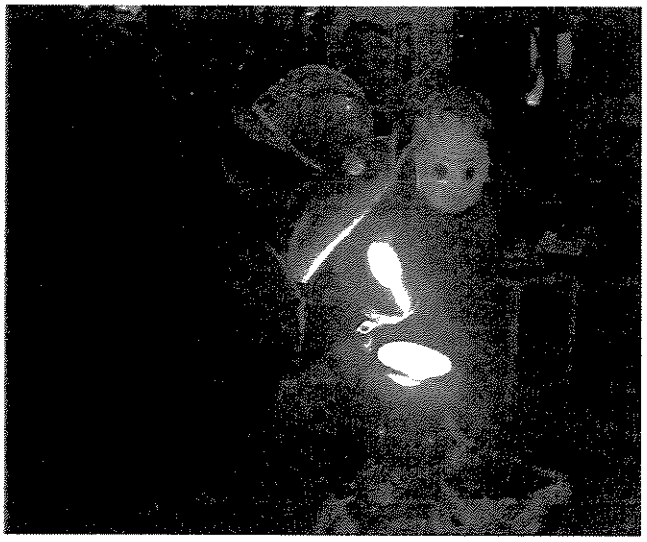


Figura 4.6 - Aparato experimental no momento do vazamento

Para a determinação do coeficiente de transferência de calor metal/molde (h_i) ao longo da solidificação, empregou-se a metodologia de comparação entre perfis térmicos obtidos experimentalmente com perfis térmicos obtidos via modelos matemáticos ***(Beck, 1970; Krishnan, 1996; Nishida, 1986; Santos, 1997; Santos, 2000)***.

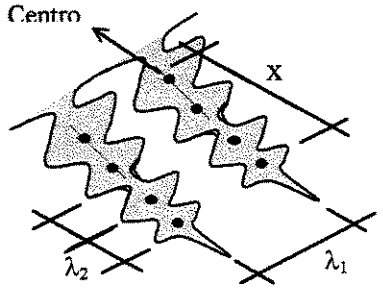
Mais especificamente para a determinação de h_i utiliza-se da história térmica durante a solidificação, sendo conhecido como o problema inverso da condução de calor (IHCP - *Inverse Heat Conduction Problem*). Neste caso, é considerada uma forma aproximada da variação de h_i com o tempo onde, utilizando-se de temperaturas experimentais e temperaturas calculadas por modelo matemático, ajustam-se valores de h_i para que ocorra a melhor superposição destas temperaturas. Para estimar a distribuição de temperatura do sistema, foi considerado um valor inicial de h_i, e com ele foi determinada a distribuição de temperatura no fim de cada intervalo de tempo Δt por um modelo matemático de diferenças finitas, sendo o valor de h_i aceitável para a menor diferença encontrada entre as temperaturas experimentais e calculadas. O valor assumido de h_i foi então incrementado ou diminuído por um valor Δh_i , objetivando melhorar a precisão dos resultados obtidos ***(Santos, 1998)***.

Após as etapas de corte, embutimento, lixamento, polimento e ataque da amostra selecionada para cada ensaio, foram reveladas as microestruturas. O ataque químico utilizado para revelar a microestrutura consistiu de uma mistura de 10 g de $CuSO_4$, 50 ml de HCl e 50 ml de água destilada, conhecida como Marble ***(Metals Handbook, 1973)***. Todo esse procedimento foi realizado nas dependências do Departamento de Engenharia de Materiais de Faculdade de Engenharia Mecânica, nos Laboratórios próprios da UNICAMP.

Foram adquiridas duas imagens digitalizadas para cada amostra, ajustadas para as faixas de posições de 0 a 400 μm e de 400 a 800 μm. Esse procedimento foi realizado em microscópio óptico (NEOPHOT), com auxílio de microcomputador auxiliar ao equipamento.

Com o uso do mesmo microscópio, e baseado em metodologia convencional de medição, foram determinados os espaçamentos dendríticos secundários, sendo realizadas quinze medidas para três regiões distintas em cada posição (altura), variando de 100 μm em 100 μm, perfazendo um total de 45 medições por posição pré-determinada. As medidas foram realizadas até uma altura de 1 mm nas amostras, a partir da interface em contato com o molde, e a distância média percorrida entre as regiões de medição foi de 300 μm. Isso viabilizou a determinação da média aritmética dos pontos, do ponto de máximo e do ponto de mínimo, por posição.

A Figura (4.7) apresenta uma ilustração que define os espaçamentos dendríticos característicos de uma frente de solidificação. Dessa forma, foram realizadas as medidas dos espaçamentos secundários, medindo a extensão entre o centro de um braço determinado até outro centro alinhado com o primeiro, para cada estrutura dendrítica. O espaçamento expressava a razão entre essa dimensão total e o número de distâncias centro a centro percorridas ***(Schievenbush, 1993)***.



$$EDS = \frac{X}{N\ (n.^{o}\text{de distâncias centro a centro})}$$

Figura 4.7 - Estrutura dendrítica, espaçamentos característicos e forma convencional de medição do espaçamento dendrítico secundário (EDS)

4.2 - Desenvolvimento de um simulador do sistema de alimentação de aço líquido (à frio)

A geometria do sistema de distribuição, o posicionamento de obstáculos à passagem do metal líquido (diques e barreiras) e a velocidade do mesmo têm sido estudados visando melhorar a capacidade de separação de inclusões não-metálicas e a homogeneização do metal líquido, resultando em aumento de qualidade do produto final, em função da limpeza do aço e da homogeneização de temperatura. Para esse estudo, é prática comum utilizar-se de modelos físicos para simulação. Geralmente, esses modelos são construídos em acrílico, utilizando-se água, com corante adicionado, como fluido para simular o metal líquido, para visualizar o fluxo desde a entrada no recipiente até a vazão para o molde. Dessa forma, possibilita-se determinar as condições para a redução de turbulências e zonas mortas (onde não ocorre a circulação do líquido), além do fato de permitir a reconfiguração do projeto e da geometria, visando um fluxo de alimentação que direcione o metal de entrada para a base da escória flutuante no banho. Este tipo de fluxo tem como vantagem reter inclusões não-metálicas, assim que o fluxo passa pela escória *(Joo, 1993A; Sinha, 1993).*

A Figura (4.8) mostra esquematicamente como é o modelo físico projetado a partir da MLCT. O distribuidor possui capacidade aproximada para 100 kg de aço e o controle da vazão é promovido através do deslocamento de uma válvula tampão (varão) assentada em uma sede. A válvula tampão tem diâmetro de 50 mm e é confeccionada com cimento refratário e acoplada a ela tem-se uma ponteira com dimensões geométricas definidas após simulações.

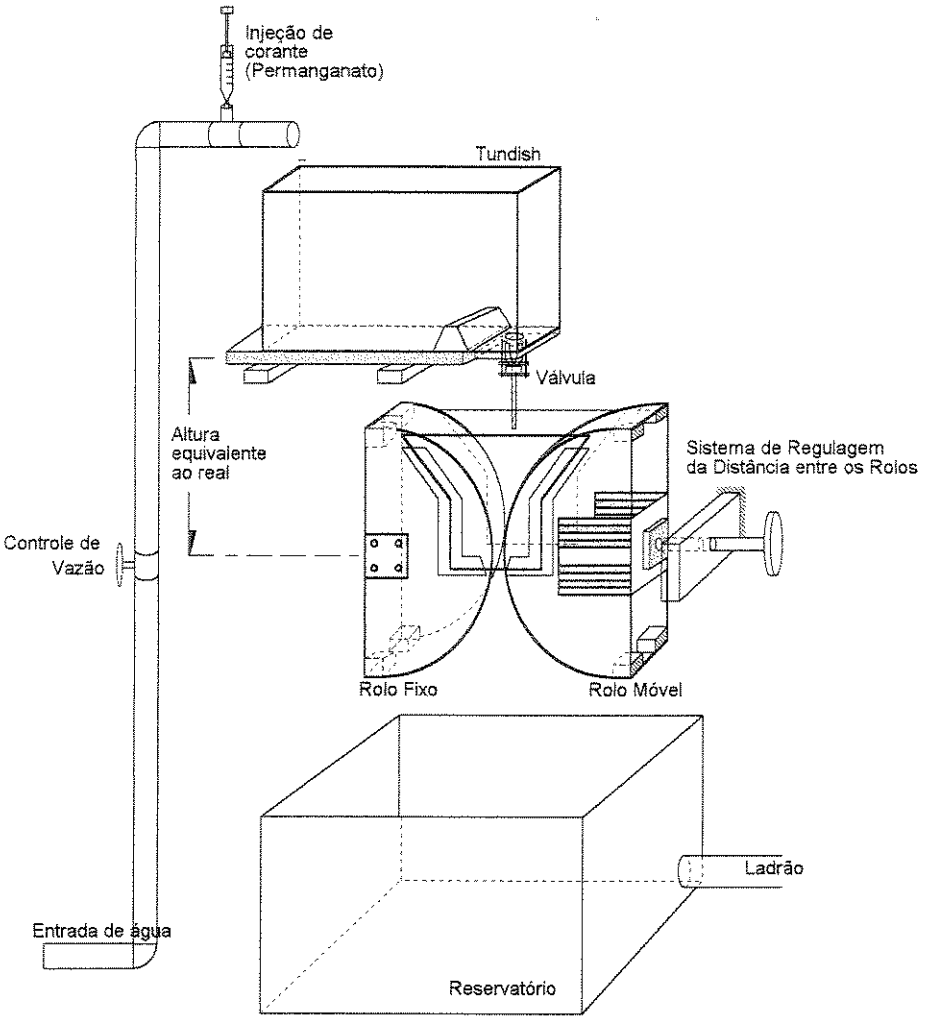


Figura 4.8 - Esquema do modelo físico construído

A Figura (4.9) mostra a fotografia do modelo físico para o equipamento de lingotamento contínuo de tiras do IPT, em escala 1:1, construído em acrílico. O modelo físico é constituído de: distribuidor, válvula tampão, válvula submersa e cavidade formada entre os rolos. Utiliza-se permanganato de potássio diluído em água como corante, e adicionado ao sistema a partir da abertura superior do distribuidor (lado oposto ao da colocação da válvula submersa).

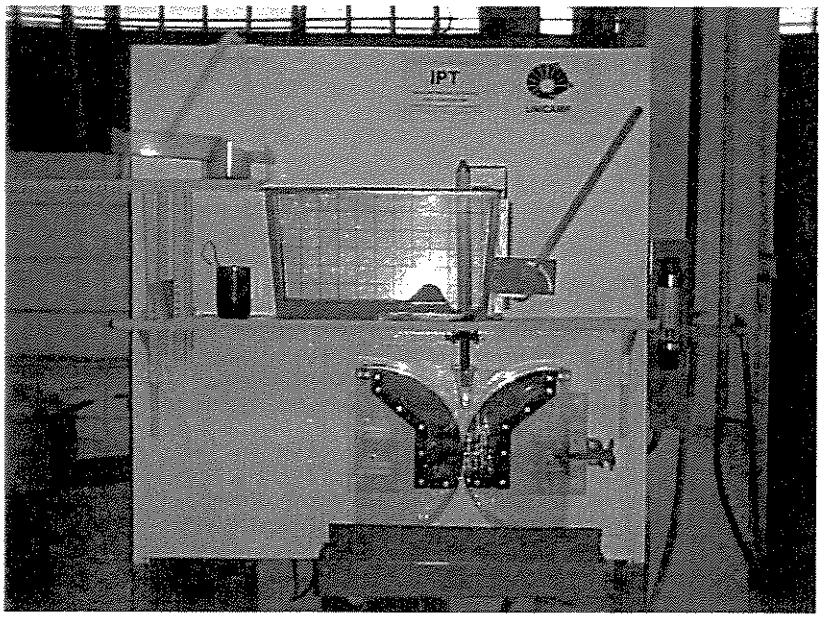
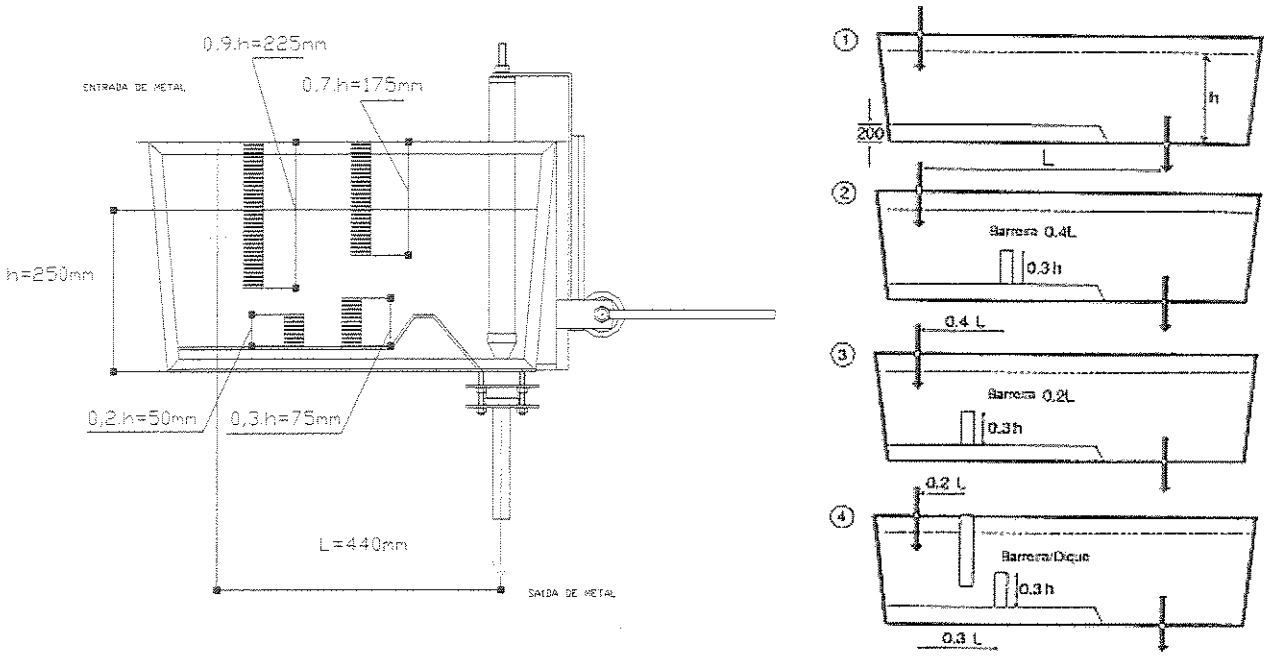


Figura 4.9 - Fotografia do modelo físico da MLCT

Os ensaios para análise do fluxo do fluido foram realizados com água e utilizaram como corante o permanganato de potássio ($KMnO_4$). Analisou-se a influência da colocação de barreiras e diques com diferentes configurações no distribuidor no que diz respeito ao fluxo de metal líquido, sendo observados a mistura do fluxo, o tempo de residência no distribuidor e a existência de zonas mortas e turbulentas.

A definição das alturas dos obstáculos baseou-se em testes similares de configuração realizados no equipamento piloto da BHP Steel, em Whyalla - Austrália, quando se convencionaram as melhores geometrias para alturas de 0,3 vezes o nível "h" médio do metal líquido dentro do distribuidor, isso para barreiras, e 0,7.h para diques, conforme relatado por Camplim ***(Camplim, 1990)*** e podendo ser visto na Figura (4.10). Assim sendo, transportando a mesma análise para as características do distribuidor em estudo (também representado na Figura (4.10)), construíram-se duas barreiras, com tamanhos diferentes: a Barreira I com 50mm (0,2.h) e a Barreira II com 75mm (0,3.h), com as quais se variavam o posicionamento e as suas ordens no interior do distribuidor. Também construíram-se dois diques para a região superior do distribuidor, com tamanhos diferentes: o Dique I com 175mm (0,7.h) e o Dique II com 225mm (0,9.h), com os quais se variou a posição. Os resultados foram obtidos pela filmagem e fotos das simulações no modelo físico, e permitiram a determinação da melhor configuração para o distribuidor.



(A) **(B)**

Figura 4.10 - (A) Características geométricas do distribuidor e obstáculos inseridos, para o equipamento da BHP Steel ***(Camplim, 1990)***; (B) Características geométricas do distribuidor em estudo: diques e barreiras construídos

As seqüências ensaiadas para posicionamento e combinação de barreiras e diques constam na Tabela (4.1), sendo que a 1° seqüência não aparece listada, já que se refere à condição atual do equipamento, sem diques e barreiras. A "distância" mencionada refere-se ao espaço (em cm) deixado entre o obstáculo e a lateral esquerda do distribuidor (referência).

Tabela 4.1 - Condições de ensaio no modelo frio

Seqüências	Barreira	Distância [cm]	Dique	Distância [cm]
2°	Tipo 1	20	---------	---------
2°	Tipo 1	15	---------	---------
2°	Tipo 1	10	---------	---------
3°	---------	---------	Tipo 1	25
3°	---------	---------	Tipo 1	20
3°	---------	---------	Tipo 1	15
4°	---------	---------	Tipo 2	25
4°	---------	---------	Tipo 2	15
5°	Tipo 1	15	Tipo 1	25
5°	Tipo 1	10	Tipo 1	25
6°	Tipo 1	15	Tipo 2	27,5
6°	Tipo 1	10	Tipo 2	25
7°	Tipo 2	20	---------	---------
7°	Tipo 2	15	---------	---------
7°	Tipo 2	10	---------	---------

Capítulo 5

Resultados e Discussões

5.1 - Resultados obtidos com o simulador unidirecional e no equipamento piloto de *twin roll*

As amostras geradas nos ensaios com o simulador apresentaram características dimensionais semelhantes, dando maior confiabilidade para a avaliação dos resultados por comparação. Foram realizados ensaios com temperaturas de vazamento de 1650°C e 1790°C, respectivamente. A fotografia da Figura (5.1) apresenta uma dessas amostras, quando o vazamento foi à temperatura de 1650°C (amostra 1 do simulador). Mostra, também, as dimensões básicas, aparência geral da amostra e posicionamento de alguns termopares.

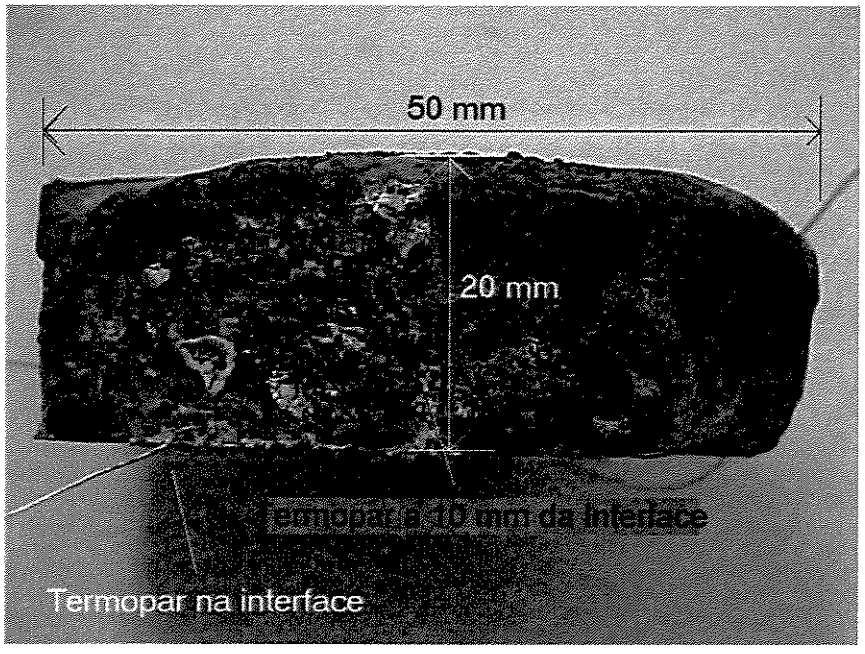


Figura 5.1 – Vista lateral de uma amostra extraída do simulador, para análise microscópica

A Figura (5.2) apresenta a micrografia da região ao longo da espessura da amostra 1 do simulador, onde foram efetuadas as medidas dos espaçamentos dendríticos secundários (vazamento a 1650°C), e a Figura (5.3) ídem para a amostra 2 (vazamento a 1790°C). Esses valores medidos foram posteriormente utilizados para os cálculos das taxas de resfriamento ao longo da espessura das amostras.

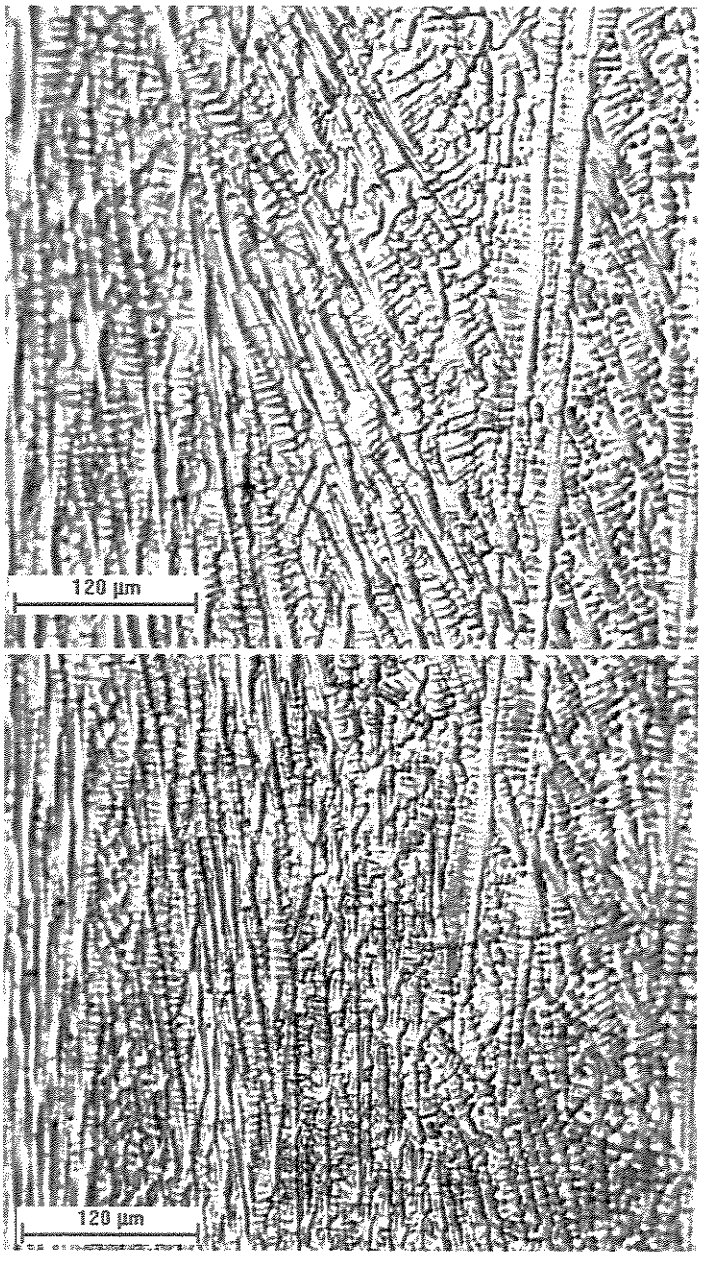


Figura 5.2 - Micrografias das estruturas brutas de solidificação ao longo da espessura da amostra 1 do simulador (T_v = 1650°C)

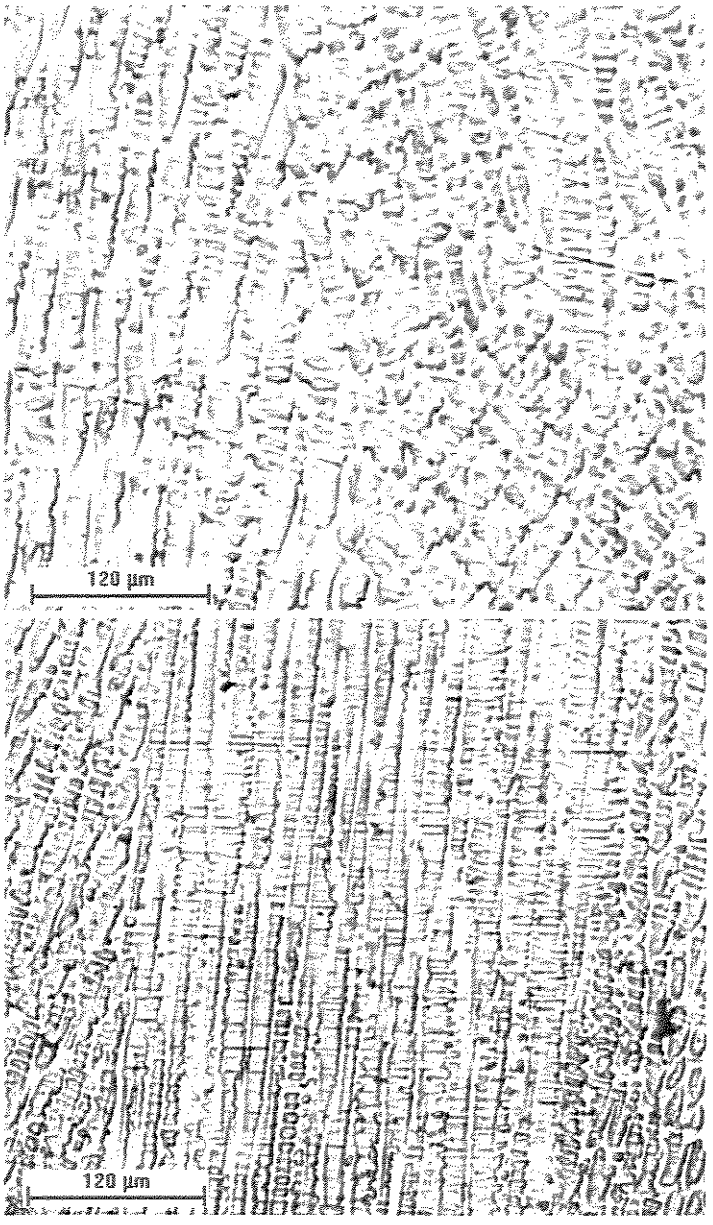


Figura 5.3 - Micrografias das estruturas brutas de solidificação ao longo da espessura da amostra 2 do simulador (T_v = 1790°C)

As Figuras (5.4) e (5.5) trazem os gráficos de posição por espaçamento secundário característicos para cada uma das amostras analisadas.

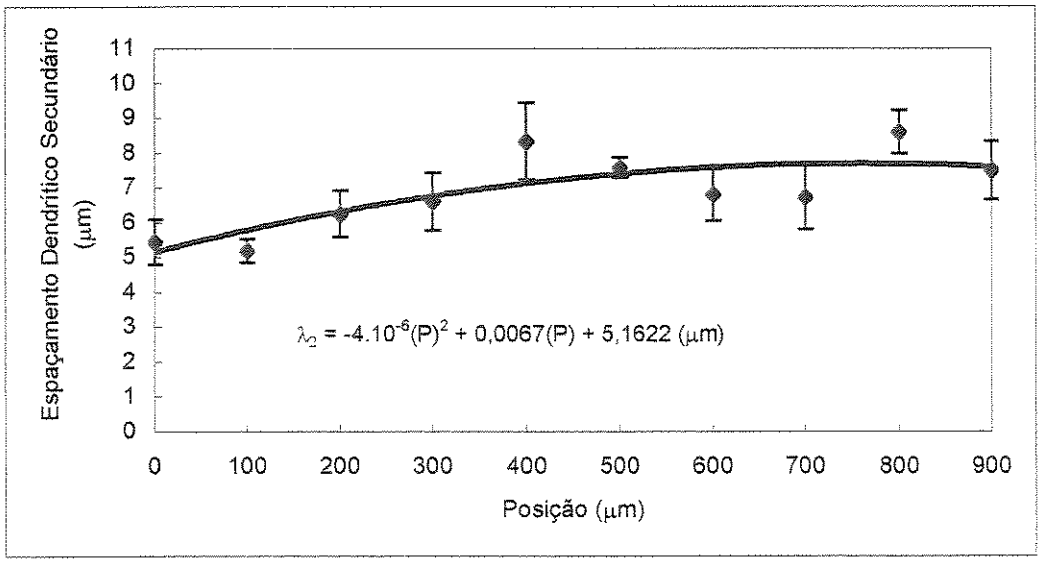


Figura 5.4 – Variação do espaçamento dendrítico secundário com a posição (espessura) (T_v = 1650°C)

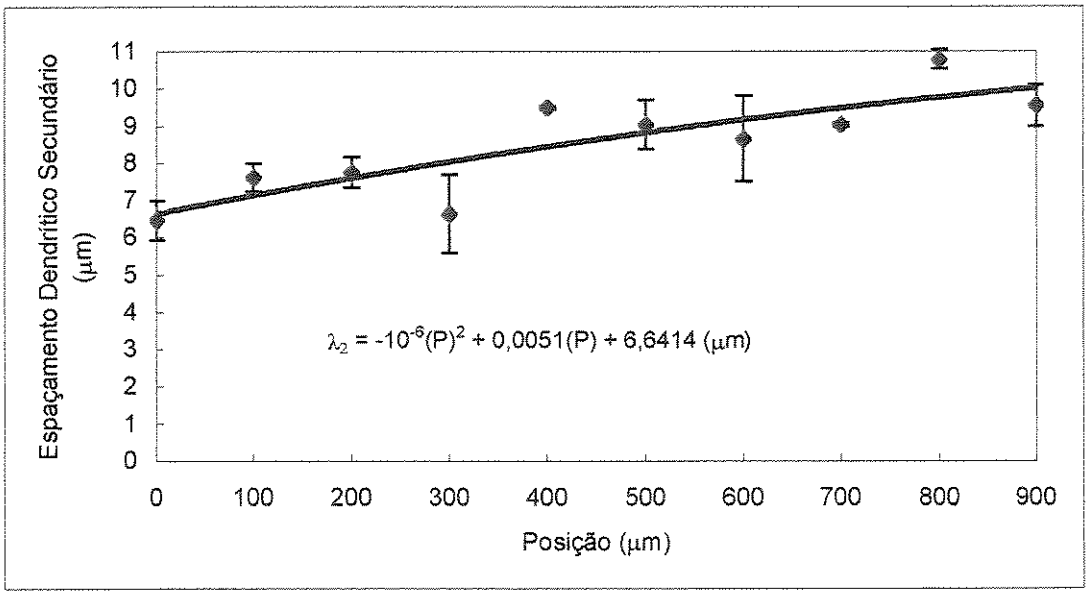


Figura 5.5 – Variação do espaçamento dendrítico secundário com a posição (espessura) (T_v = 1790°C)

Para cálculo da taxa de resfriamento utilizou-se a formulação empírica proposta por Loser ***(Loser, 1993)*** para o caso de aços inoxidáveis (Equação 3.12 e Tabela (3.2)).

A Tabela (5.1) apresenta os valores médios de λ_2 medidos e os respectivos valores das taxas de resfriamento calculadas.

Tabela 5.1 - Média dos valores de λ_2 e taxas de resfriamento calculadas (amostras)

	Amostra 1	**T_v = 1650°C**	**Amostra 2**	**T_v = 1790°C**
Posição (mm)	λ_2 [μm]	$\dot{T}$ [K/s]	λ_2 [μm]	$\dot{T}$ [K/s]
0	5,5	265,8	6,5	183,4
0,2	6,3	196,6	7,8	112,4
0,4	8,3	106,6	9,5	79,0
0,8	8,6	98,5	10,8	59,4

A Figura (5.6) apresenta as microestruturas obtidas ao longo da espessura de tiras produzidas no equipamento piloto do IPT, observando-se uma região central correspondente ao encontro das frentes de solidificação que partem das superfícies em contato com os rolos, e a formação de uma região de segregação central. No caso de taxas de resfriamento iguais para as duas direções (rolos), é de se esperar que esta união aconteça na região intermediária entre as superfícies dos rolos ***(Yoon, 1994: Yasunaka, 1995)***. Entretanto, a micrografia mostra que isso não ocorreu exatamente no centro, o que implica em coeficientes de transferência de calor metal/rolo desiguais nas duas interfaces de contato. A Figura (5.7) apresenta destaques das regiões onde foram efetuadas as medidas dos espaçamentos dendríticos secundários, que foram utilizados para os cálculos das taxas de resfriamento ao longo da espessura da tira.

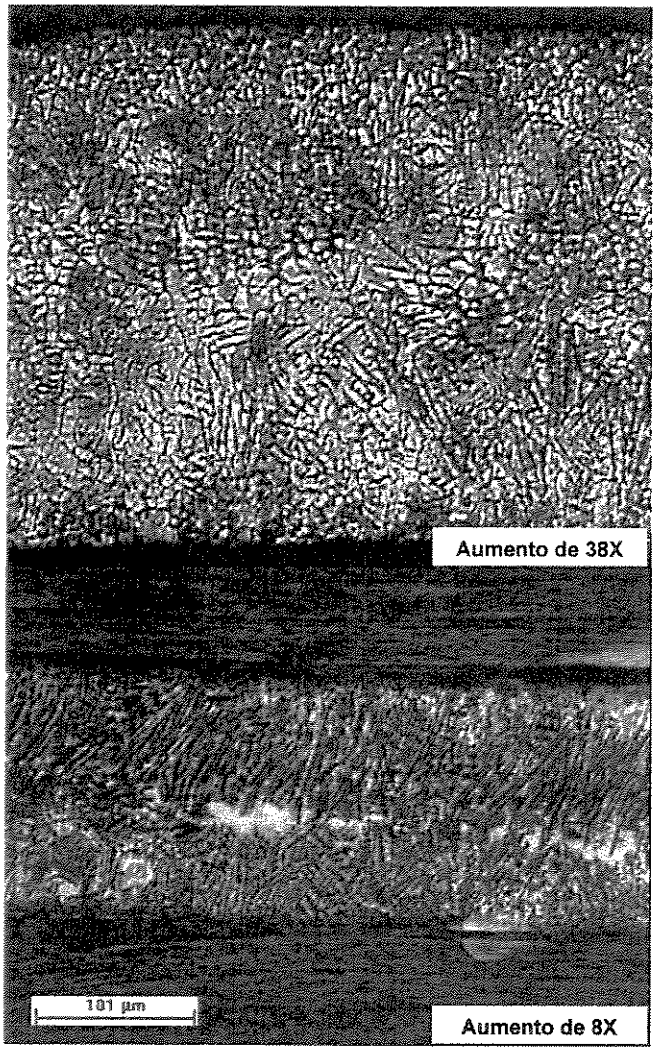


Figura 5.6 - Micrografias das seções longitudinais das tiras de aço inoxidável 304

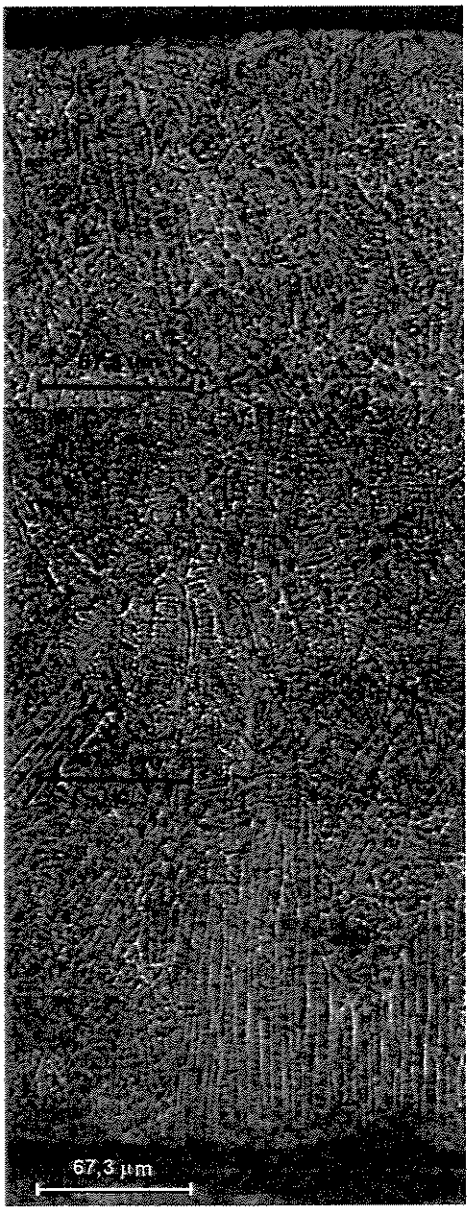


Figura 5.7 - Micrografias ao longo da espessura das tiras (superfície superior, centro, superfície inferior).

A Tabela (5.2) apresenta os valores médios de λ_2 para as tiras e os valores das taxas de resfriamento. A Figura (5.8) apresenta uma comparação entre as curvas de taxa de resfriamento por posição, determinadas para as amostras do simulador e para as tiras.

Tabela 5.2 - Média dos valores de λ_2 e valores das taxas de resfriamento calculadas (tiras)

Posição (mm)	λ_2 [μm]	$\overset{o}{T}$ [K/s]
0	3	1027
0,15	5,2	302,8
0,33	7,9	119,5
0,6	9,01	89,2
0,8	10,7	60,9

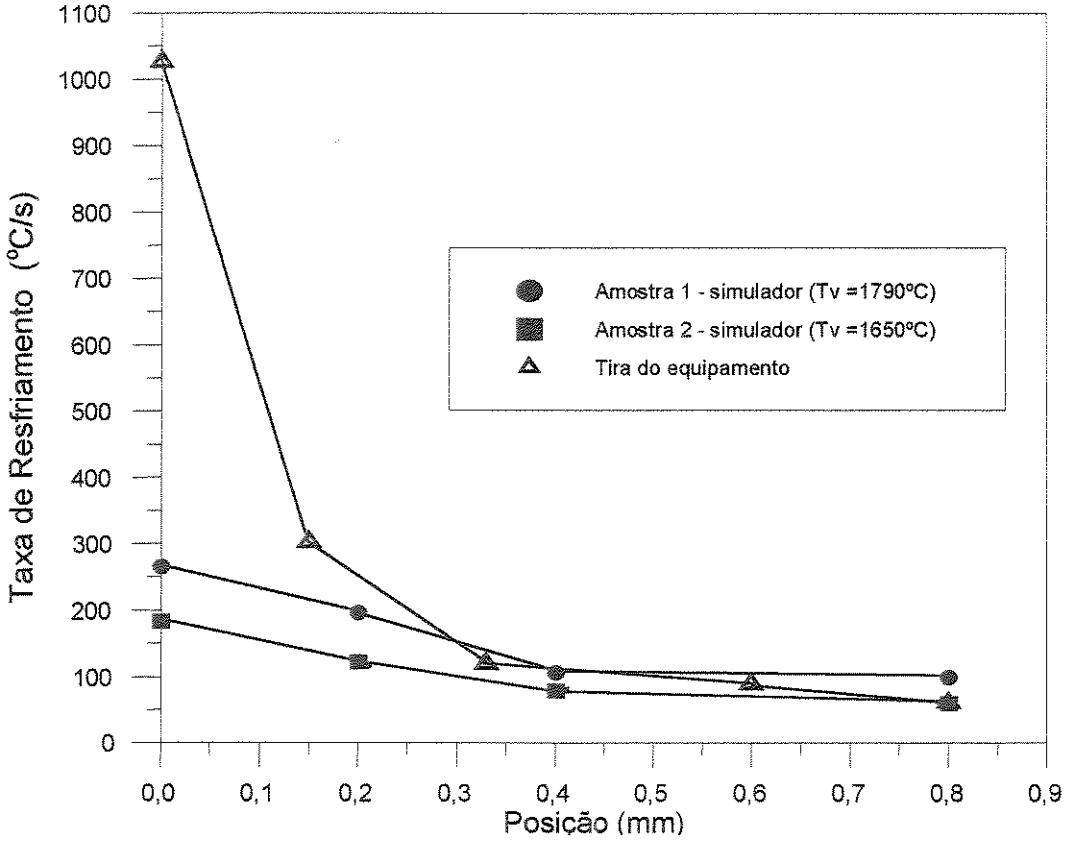


Figura 5.8 – Comparação da variação das taxas de resfriamento em função da posição (espessura) entre as amostras do simulador e as tiras do equipamento

Conforme pode-se observar pelo gráfico da Figura (5.8), os valores das taxas de resfriamento calculadas para o simulador construído e o equipamento piloto do IPT apresentam boa concordância, exceto para as menores posições (abaixo de 0,2 mm), onde o equipamento

piloto apresenta uma eficiência de extração de calor sensivelmente maior. Isto ocorreu em função da diferença entre os acabamentos superficiais para a superfície do rolo (retificada) e a superfície do simulador (lixada). De qualquer forma os resultados mostram que a utilização do simulador como ferramenta auxiliar de análise do processo de solidificação no equipamento *twin roll* é válida e confiável, permitindo a extrapolação dos mesmos para o equipamento piloto, sendo entretanto necessário montar o mesmo nível de acabamento superficial para que os resultados iniciais no simulador possam refletir aqueles que ocorrem no equipamento piloto.

- *Coeficientes de Transferência de calor Metal/Rolo*

Por meio do confronto entre os perfis térmicos obtidos no aparato experimental, através de termopares, e os perfis gerados por um modelo matemático unidirecional, aferido previamente ***(Santos, 1997, Santos, 2000)***, determinou-se o comportamento do coeficiente de transferência de calor metal/molde ao longo da solidificação. A Figura (5.9) mostra a comparação para T_v = 1650°C e a Figura (5.10), para Tv = 1790°C.

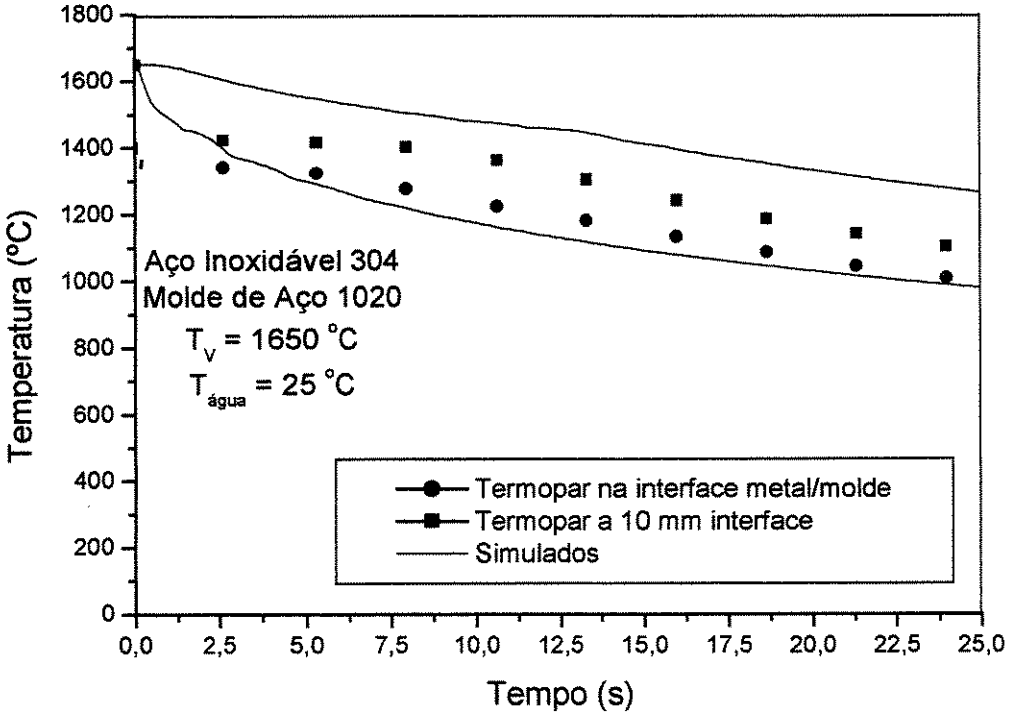


Figura 5.9 - Comparação de curvas térmicas experimentais e simuladas para a condição de solidificação unidirecional em molde de aço refrigerado (T_v = 1650°C)

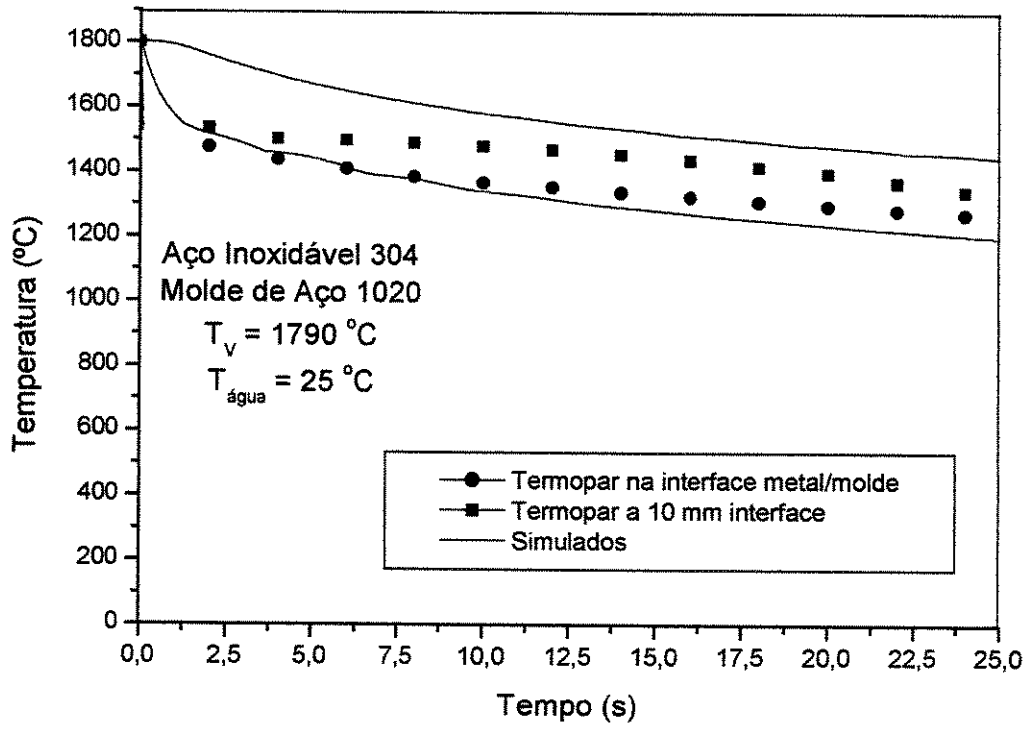


Figura 5.10 - Comparação de curvas térmicas experimentais e simuladas para a condição de solidificação unidirecional em molde de aço refrigerado (T_v = 1790°C)

As diferenças observadas para o termopar a 10 mm da interface devem-se, principalmente, ao fato do modelo matemático não levar em conta a dinâmica do preenchimento da cavidade do molde no vazamento, o que ocorre na prática experimental. Essa observação permite concluir que as melhores posições para a colocação de termopares, sob ponto de vista de determinação de h_i, seriam o mais próximo possível da interface.

A Figura (5.11) expressa a variação de hi determinada para as duas situações citadas anteriormente. Vê-se que, com o aumento de superaquecimento, e o conseqüente aumento de fluidez do metal líquido, o maior molhamento da superfície que decorre dessa situação implica em maiores valores iniciais de h_i. Com um maior valor de superaquecimento a solidificação é retardada em relação à situação física de superaquecimento mais baixo, tendo como decorrência também um maior retardamento na contração térmica global da amostra. Com o processo de solidificação mais rápido, a contração térmica na lateral também ocorre mais rapidamente e,

conseqüentemente, com o deslocamento da amostra das paredes laterais o peso próprio ajuda a melhorar o contato térmico, provocando as diferenças observadas entre os dois.

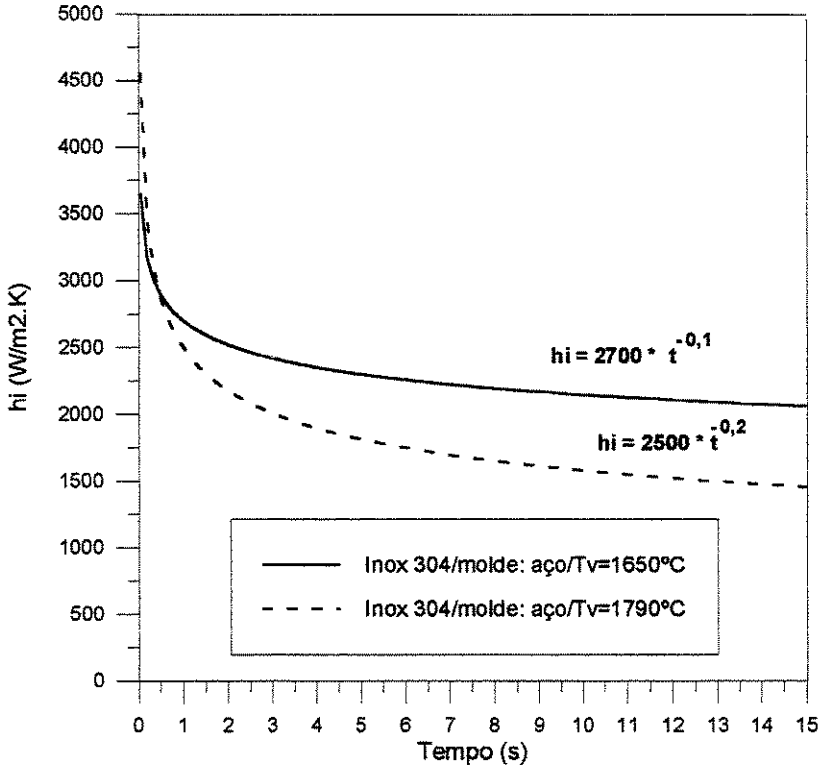


Figura 5.11 – Comportamento do coeficiente de transferência de calor metal/molde para $T_v = 1650°C$ e $T_v = 1790°C$

Os menores valores de h_i observados com a utilização do maior superaquecimento explicam os maiores valores experimentais de λ_2, já que esse é um processo controlado pela interface metal/molde em função das pequenas espessuras envolvidas. Normalmente ocorreria o inverso, ou seja, para um mesmo valor de h_i, com o aumento do superaquecimento seriam observados menores valores de λ_2.

5.2 - Resultados da simulação física

Os resultados apresentados a seguir foram levantados segundo a seguinte metodologia:

1- Fluxo de mistura no distribuidor, adotando como direção preferencial a superfície do metal líquido. Deste modo, deseja-se que o material que entra no distribuidor passe pela escória retida na superfície, onde se pode garantir a retenção de inclusões e partículas de menores massas específicas;

2- Menor tempo para a mistura completa da água com corante (permanganato), pois deste modo pode-se garantir maior homogeneidade em relação aos gradientes térmicos no interior do distribuidor.

Os resultados dos tempos de mistura e as observações em relação às regiões de zona morta ou regiões de persistência de turbulência, são dados na Tabela (5.3).

A condição atual Figura (5.12) refere-se à situação do distribuidor isento de qualquer tipo de obstáculo ao movimento de fluido.

A segunda seqüência [Figura (5.13)] mostra resultados com barreiras tipo I colocadas respectivamente a 15 cm e 20 cm da lateral. Vê-se que o efeito resultante em termos de mistura obtida é praticamente o mesmo.

A terceira seqüência de resultados [Figura (5.14)] refere-se à colocação simples de um dique do tipo I em variadas posições à partir da esquerda do distribuidor. Vê-se que a posição correspondente ao dique colocado a 20 cm provoca a incidência de menor zona morta, consequentemente provocando uma maior mistura no líquido.

A quarta seqüência [Figura (5.15)] mostra a colocação de diques do tipo II. Novamente, observa-se que a melhor mistura é obtida com o dique posicionado a 20 cm da esquerda do distribuidor.

A quinta seqüência mostra [Figura (5.16)] a colocação simultânea de barreira e dique tipo I respectivamente a 10 cm e 25 cm, e a 15 cm e 25 cm da lateral esquerda do distribuidor. Vê-se claramente que a primeira configuração provoca uma melhor mistura no fluido.

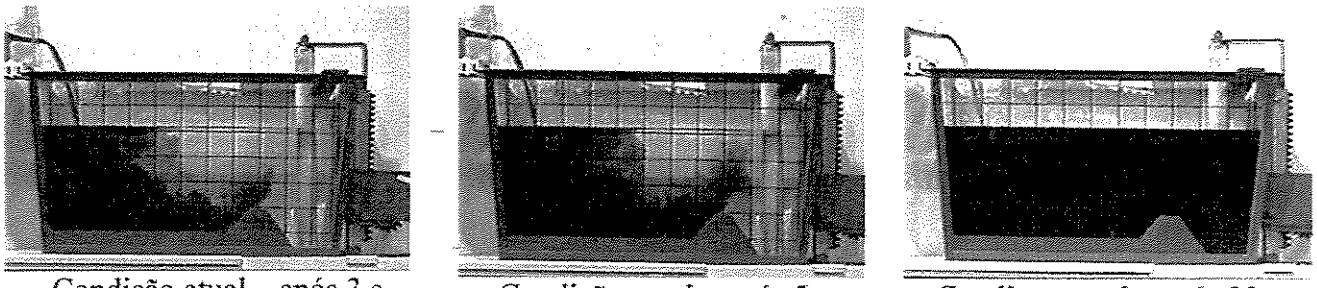
A sexta seqüência mostra [Figura (5.17)] a colocação de barreiras tipo I e diques tipo II, colocados respectivamente a 10 cm e 25 cm e a 15 cm e 27,5 cm da lateral. Vê-se novamente que o melhor resultado é aquele referente à primeira configuração.

Os resultados observados neste trabalho serão posteriormente implementados no distribuidor real do equipamento de produção de tiras (*twin roll*) do IPT/SP, e os resultados verificados serão comparados com as condições da microestrutura observada no produto. Esses resultados serão apresentados em trabalhos posteriores.

A Tabela (5.3) responde ao seguinte padrão: Barreira 1 = 5 cm; Barreira 2 = 7,5 cm; Dique 1 = 17,5 cm; Dique 2 = 22,5 cm (barreiras e diques conforme geometrias e dimensões apresentadas no capítulo anterior). As distâncias de posição têm como referência a lateral esquerda do distribuidor.

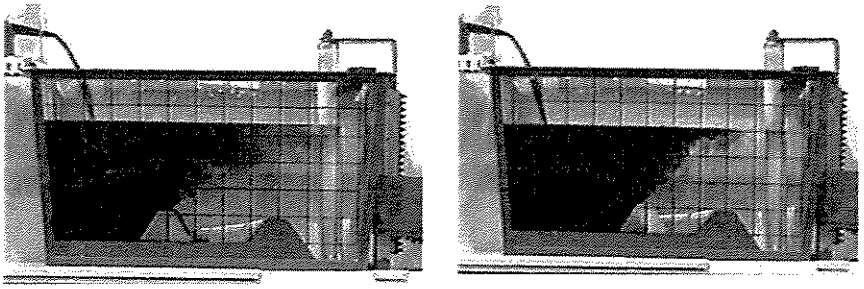
Tabela 5.3 - Resultados de Ensaios no modelo físico do distribuidor – *twin roll*/IPT-SP

Condições de Ensaio					*Observações*
Barreira	**Distância [cm]**	**Dique**	**Distância [cm]**	**Tempo de mistura [s]**	
Tipo 1	20	---------	---------	20	Mistura homogênea, sem turbulência aparente e fluxo direcionado à superfície do distribuidor.
Tipo 1	15	---------	---------	38	Zona morta persistente no comprimento do tampão.
Tipo 1	10	---------	---------	53	Zona morta persistente na superfície do tampão.
---------	---------	Tipo 1	25	13	Sem Zona morta ou turbulência acentuada, mas fluxo direcionado ao centro da haste do tampão.
---------	---------	Tipo 1	20	13	Sem Zona morta ou turbulência acentuada, e fluxo direcionado à superfície do tampão.
---------	---------	Tipo 1	15	19	Sem Zona morta ou turbulência acentuada, e fluxo direcionado à superfície do tampão.
---------	---------	Tipo 2	25	25	Zona morta acentuada na superfície entre o tampão e o dique.
---------	---------	Tipo 2	15	34	Sem Zona morta ou turbulência acentuada, mas fluxo direcionado ao centro da haste do tampão.
Tipo 1	15	Tipo 1	25	80	Zona morta acentuada no comprimento do tampão e na superfície entre o tampão e o dique.
Tipo 1	10	Tipo 1	25	29	Zona morta persistente entre o dique e o tampão.
Tipo 1	15	Tipo 2	27,5	120	Zona morta acentuada na região do tampão.
Tipo 1	10	Tipo 2	25	48	Zona morta na superfície entre o dique e o tampão.
Tipo 2	20	---------	---------	23	Mistura homogênea e fluxo direcionado à superfície do distribuidor.
Tipo 2	15	---------	---------	39	Mistura homogênea e fluxo direcionado à superfície do distribuidor.
Tipo 2	10	---------	---------	57	Zona morta persistente na superfície do tampão.



Condição atual – após 3 s | Condição atual – após 5 s | Condição atual – após 30 s

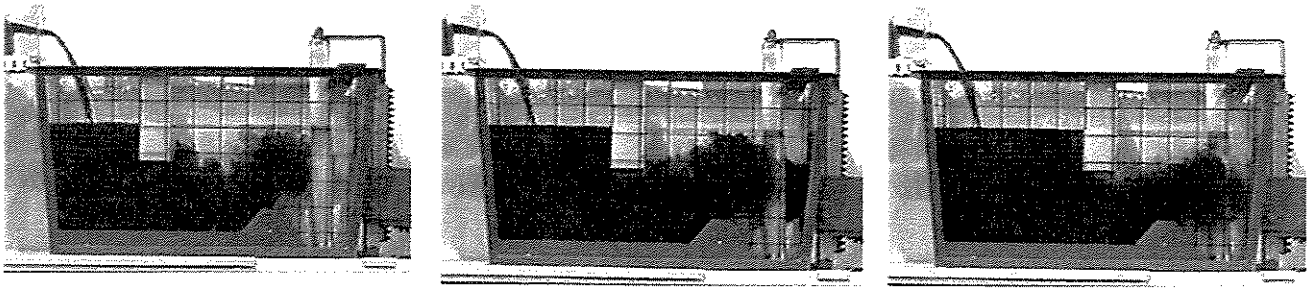
Figura 5.12 - Fluxo da condição atual, sem diques e sem barreiras



Barreira Tipo 1 – 15 cm
Resultado após 5 s

Barreira Tipo 1 – 20 cm
Resultado após 5 s

Figura 5.13 - Fluxo para a configuração com barreira do tipo I

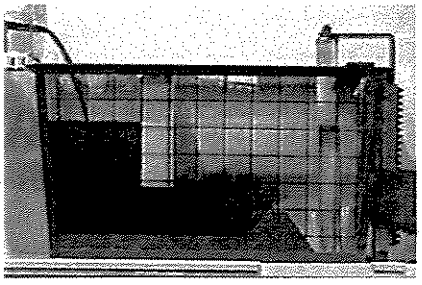


Dique Tipo I – 15 cm
Resultado após 5 s

Dique Tipo I – 20 cm
Resultado após 5 s

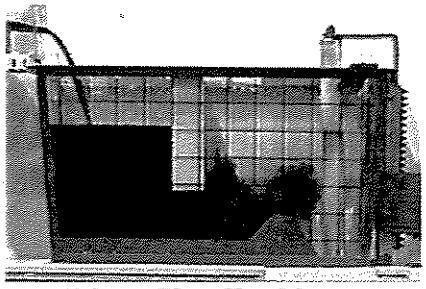
Dique Tipo I – 25 cm
Resultado após 5 s

Figura 5.14 - Fluxo para a configuração com dique do tipo I



Dique Tipo II – 15 cm

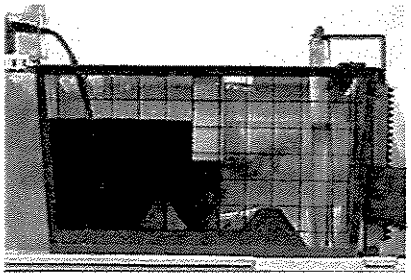
Resultado após 5 s



Dique Tipo II – 20 cm

Resultado após 5 s

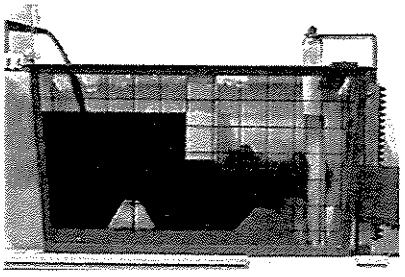
Figura 5.15 - Fluxo para a configuração com dique do tipo II



Barreira Tipo 1 – 15 cm

Dique Tipo 1 – 25 cm

Resultado após 5 s

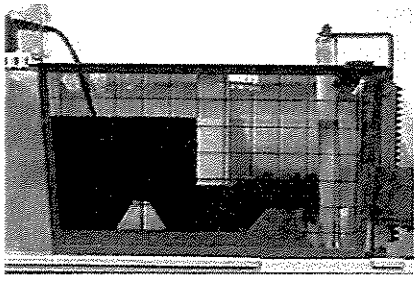


Barreira Tipo 1 – 10 cm

Dique Tipo 1 – 25 cm

Resultado após 5 s

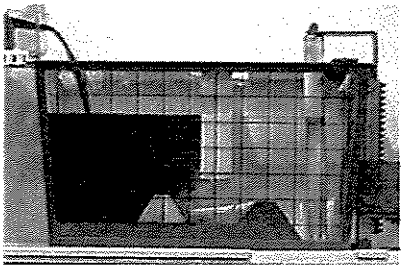
Figura 5.16 - Fluxo para a configuração com dique do tipo I e barreira do tipo I



Barreira Tipo 1 – 10 cm

Dique Tipo 2 – 25 cm

Resultado após 5 s



Barreira Tipo 1 – 15 cm

Dique Tipo 2 – 27,5 cm

Resultado após 5 s

Figura 5.17 - Fluxo para a configuração com dique do tipo II e barreira do tipo I

Baseado na seqüência das simulações, registradas em filme, observou-se que a melhor configuração é aquela referente à segunda seqüência Figura (5.13), qual seja, barreiras tipo I colocadas a 15 cm ou a 20 cm da lateral. Esse arranjo permitiu a melhor mistura e maximizou o tangenciamento do fluido na superfície onde se posiciona a camada de escória. Essa configuração já foi incorporada ao distribuidor do equipamento piloto e encontra-se apta ao desenvolvimento de novos ensaios.

Capítulo 6

Conclusões

6.1 - Conclusões

Os resultados gerados na análise experimental e nas tiras obtidas no equipamento piloto *twin roll* do IPT permitem que sejam extraídas as seguintes conclusões:

1 - O simulador de solidificação unidirecional desenvolvido apresentou condições de extração de calor similares às observadas no equipamento piloto, o que se refletiu nas microestruturas brutas de solidificação observadas para ambos os casos;

2 - O método utilizado para a determinação do coeficiente de transferência de calor metal/molde em função do tempo, que se utiliza do confronto teórico/experimental de perfis de temperatura, demonstrou-se confiável e extremamente versátil, conduzindo aos seguintes resultados para as condições analisadas:

$T_v = 1650\ °C$ $\qquad h_i = 2700 \times (t)^{-0,1}$ $\quad [W/m^2K]$

$T_v = 1790\ °C$ $\qquad h_i = 2500 \times (t)^{-0,2}$ $\quad [W/m^2K]$

3 - Os resultados obtidos para a variação do coeficiente de transferência de calor metal/molde ao longo da solidificação evidenciam que, para temperaturas de superaquecimento maiores, obtêm-se valores maiores do coeficiente de transferência de calor metal/molde, para os instantes iniciais do processo. Porém, com o avanço da solidificação, esses valores apresentam-se inferiores aos obtidos para o caso de superaquecimento menor;

4 - O confronto teórico/experimental realizado revelou diferenças de no máximo 11% entre tais resultados, sendo que as maiores diferenças sempre ocorreram para os termopares mais afastados da interface metal/molde, o que pode ser explicado em função da dinâmica de vazamento;

5 - O levantamento dos valores de espaçamento dendrítico secundário em função da espessura permitiu a obtenção de equações experimentais correlacionando essas duas grandezas

para o caso da solidificação de aço inoxidável em substrato de aço nas condições analisadas, quais sejam:

$T_v = 1650$ °C $\qquad \lambda_2 = -4.10^{-6}(P)^2 + 0{,}0067.(P) + 5{,}1622 \qquad [\mu m]$

$T_v = 1790$ °C $\qquad \lambda_2 = -1.10^{-6}(P)^2 + 0{,}0051.(P) + 6{,}6414 \qquad [\mu m]$

onde P é a posição em μm

6 - A aplicação de um modelo físico para simular o sistema de alimentação do equipamento piloto do IPT permitiu a análise do fluxo de metal líquido no distribuidor, e a determinação da melhor configuração geométrica para o sistema;

7 - O posicionamento único de barreira a 15 cm ou a 20 cm da lateral esquerda do distribuidor caracterizou-se como a melhor configuração de obstáculo, quando analisado o comportamento do fluxo de metal líquido no distribuidor;

6.2 - Propostas para Trabalhos Futuros

- Investigar mais detalhadamente a dependência do coeficiente de transferência de calor metal/molde com temperatura de vazamento, material, acabamento superficial e pré-aquecimento do molde (rolo);

- Montar um banco de dados de valores de coeficientes de transferência de calor metal/molde para diferentes condições de solidificação;

- Correlacionar estruturas brutas de solidificação, parâmetros térmicos e propriedades mecânicas para as tiras produzidas no equipamento do IPT;

- Introduzir a dinâmica do processo no modelo físico por meio da inserção de rolos com movimento controlado de rotação, no intuito de observar o comportamento do fluido na cavidade entre os rolos.

Bibliografia

Bagshaw, M. J., Hunt, J. D., Jordan, R. M. Heat Line Formation in a Roll Caster. *Applied Scientific Research*, v. 44, p. 161-174, 1987.

Battle, T. P., Pehlke, R. D. Equilibrium Parttion Coefficients in Iron Based Alloys. *Metallurgical Transactions B*, v. 20B, p. 149-160, 1989.

Beck, J. V. Nonlinear Estimation Applied to the Nonlinear Inverse Heat Conduction Problem. *International Journal of Heat Mass Transfer*, v. 13, p. 703-716, 1970.

Bessemer H.: U.S. Patent, nº 49053, july 25, 1865.

Birat, J.P. Manufacture of Flat Products for 21st Century. *Ironmaking & Steelmaking*, v. 14, n. 2, p. 84-92, 1987.

Birat, J.P. Recent Advances in Near-Net Shape Flat Steel Manufacturing. *La Revue de Mettalurgie - CIT*, p. 1387-1399, 1998.

Bouchard, D. Kirkaldy, J. S. Scaling of Intragranular Dendritic Microstructure in Ingot Solidification. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v. 27B, p. 101-113, 1996.

Brimacombe, J. K. Apostila do Curso sobre Lingotamento Contínuo - Parte: Fluid Flow in Ladles, Tundishes and Molds. Canada, 1995, p. H30-H39.

Büchner, A.R., Schmitz, W. Thin Strip Casting of Steel with a Twin-Roll Caster - Discussion of Products Defects of 1 mm Fe 6% Si - Strips. *Steel Research*, v. 63, n. 1, p. 7-11, 1992.

Büchner, A.R., Schmitz, W. Thin Strip Casting of Steel with a Twin-Roll Caster - Correlations Between Process Parameters. *Steel Research*, v. 68, n. 6, p. 247-257, 1997.

Camplim, J. M., Herbertson, J., Holl, H., Whitehouse, P., Guthrie, R.I.L., Han, J.W., Hasan, M. The Application of Mathematical and Water Modelling in the Selection of Tundish Design for the Proposed Combicaster at BHP Whyalla. *In: Proceedings of the Sixth International Iron and Steel Congress*, Nagoya, p. 207-214, 1990.

Caram, R , Garcia, A. The Use of Dendritic Microstructure Growth to Evaluate the Metal-Mold Heat Transfer Coefficient in the Foundry Process. *In: Procedings of the IMechE Conference Transactions, The Institution of Mechanical Engineers*, London, v. 2, p. 555-559, 1995.

Chakraborty, S., Sahai, Y. Mathematical Modeling of Melt Flow and Heat Transfer in Continuous Casting Tundishes. *In: Proceedings of the Sixth International Iron and Steel Congress (ISIJ)*, Nagoya, p. 189-196, 1990.

Cook, R., Grcock, P. G., Thomas, P. M., Edmonds, D. V., Hunt, J. D. Development of the Twin-Roll Casting Process. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 55, p. 76-84, 1995.

Costa Neto, J.G. *Otimização do Fluxo de Aço no Distribuidor do Lingotamento Contínuo.* Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1997. Tese (Doutorado).

Cruz, E.B., Tosetti, J.P.V., Furtado, H.S., Ferreira, M.A., Passos, S.R.M., Bellon, J.C., Cunha, M.A. Lingotamento Contínuo de Tiras de Aço no IPT - Resultados Preliminares e Perspectivas Futuras. *Anais do XXXVIII Seminário sobre Fusão, Refino e Solidificação dos Aços*, 1997.

Damasse, J.M., Themines, D., Vendeville, L. Le Projet Myosotis: État D'avancement. *La Revue de Mettalurgie - CIT*, p. 44-52, 2000.

De Santis, M., Ferretti, A. Thermo-fluid-dynamics Modelling of the Solidification Process and Behavior of Non-metallic Inclusions in the Continuous Casting Slabs. *ISIJ* , v. 36, p. 673-680. 1996.

Evans, J. F., Kirkwood, D. H. Beech, J. Determination of Metal/Mold Interfacial Heat Transfer Coefficients and the Prediction of Gross Shrinkage Cavities in Chill Molds Castings. *Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes V. The Minerals, Metals and Materials Society*, p. 531-538, 1991.

Fernandes, H. J., Moreira, L. O. P., Kaell, N. A Máquina de Lingotamento Contínuo da CSBM - Apresentação e Primeiros Resultados. *Anais do 43° Congresso Anual da ABM*, v. 4, p. 331-353, 1988.

Há, M.Y., Kim, K., Kim, K.C., Lee, S.W. Transient Analysis of Thermo-Fluid Phenomena in Twin-Roll Continuous Casting. *International Journal of Heat Mass Transfer*, v. 37, n. 14, p. 2059-2068, 1994.

Ho, K., Pehlke, R.D. Metal-Molde Interfacial Heat Transfer. *Metallurgical Transactions B*, v.16B, 585-594, 1985.

Ho, K., Pehlke, R.D. Transfer at Nodal Mold Interface. *AFS Transaction*, p. 587-598, 1984.

Hwang, J.D., Lin, H.J., Hwang, W.A, Hu, C.T. Numerical Simulation of Metal Flow and Heat Transfer During Twin-Roll Strip Casting. *ISIJ*, v. 35, n. 2, p. 170-177, 1995.

Ilegbusi, O. J., Szekely, J. The Modelling of Fluid Flow, Tracer Dispersion and Inclusion Behavior in Tundishes *In: Proceedings of Conference I (MIT) – Mathematical Modelling of Materials Processing Operations*, USA, p. 409-429, 1987.

Ilegbusi, O. J., Szekely, J. Physical and Mathematical Modelling of Fluid Flow and Tracer Dispersion in a Large Tundish and a Comparison with Measurements in Hoogovens' System. *In: Proceedings of W.O. Philbrook Memorial Symposium Conference*, p. 185-191, 1988.

Joo, S., Guthrie, R. I. L. Inclusion Behavior and Heat Transfer Phenomena in Steelmaking Tundish Operations: Part I. Aqueous Modeling. *Metalurgical Transactions B*, v. 24B, p. 755-765, 1993 (A).

Kang, C.G., Kim, Y.D. A Thermal Elastic-Plastic Finite-Element Analysis to Roll-Life Prediction on the Twin Roll Strip Continuous Casting Process. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v. 28B, p. 1213-1225, 1997.

Kopp, R., Hagemann, F., Hentschel, L., Schmitz, J.W., Senk, D. Thin-Strip Casting - Modelling of the Combined Casting/Metal-Forming Process. *Journal of Materials Processing Technology*, p. 458-462, 1998.

Kraus, H. G. Finite Element and Feasibility Study of Thin Strip Continuous Casting of Steel. *Numerical Heat Transfer*, v.10, p. 63-77, 1986.

Krishnan, M., Sharma, D.G. Determination of the Interfacial Heat Transfer Coefficient h in the Unidirectional Heat Flow by Beck's Non Linear Estimation Procedure. *International Communication of Heat Mass Transfer*, v. 23, n. 2, p. 203-214, 1996.

Lee, S.M., Koo, Y. S., Kang, T., Lee, I.R., Shin, Y.K. Mathematical and Physical Modelling of 3-D Flow in a Tundish with Dam and Weir. *In: Proceedings of the Sixth International Iron and Steel Congress*, Nagoya, p. 239-245, 1990.

Legrand, H. Vendeville, L., Damasse, J.M., Simon, R.W., Senk, D., Mollers, C. Myosotis: Coulée Continue de Bandes Minces. *La Revue de Metallurgie - CIT*, p. 769-775, 1997.

Li, B.Q. Producing Thin Strips by Twin-Roll Casting - Part I : Process Aspects and Quality Issues. *The Journal of the Minerals Metals*, p. 13-17, 1995 A.

Li, B.Q. Producing Thin Strips by Twin-Roll Casting - Part II: Process Modeling and Development. *The Journal of the Minerals Metals*, p. 13-17, 1995 B.

Liang, X., Pan, F., Zhou, S., Ding, P., Xu, C. Edge Containment of a Twin-Roll Caster for Near Net Shape Strip Casting. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 63, p. 788-791, 1997.

Loser, W., Thiem, S., Jurish, M. Solidification Modeling of Microestructures in Near-Net-Shape Casting of Steels. *Materials Science and Engineering A*, v. 173, p. 323-326, 1993.

Macci, F., Mollo, A. Status of the CSM Strip Casting Process. *La Revue de Métallurgie*, p. 789-794, 1995.

Maringer, R.E. Casting of Near Net Shape Products. *The Metallurgical Society*, p. 351, 1988.

Marukawa, K., Kawsaki, M., Nakajima, K., Yoshiyama, J. Behavior of Inclusions in Tundish – Development of Inclusion Removal Method in Tundish. In: Proceedings of the 106th ISIJ Meeting, p. B-14, 1983.

Mazumdar, D., Yamanoglu, G., Shankarnarayanan, R., Guthrie, I.L. Similarity Considerations in the Physical Modelling of Steel Making Tundish Systems. *Steel Research*, n. 1, p. 14-19, 1995.

Mehrabian, R. Relationship of Heat Flow to Structure in Rapid Solidification Processing. *In: Proceedings of the I International Conference in Rapid Solidification Processing*, U.S.A. , p. 9-27, 1977.

Mehrabian, R. Rapid Solidification. *International Metals Reviews*, v.27, n. 4, p. 185-208, 1982.

Metals Handbook, American Society for Metals, Ohio, v.8, 1973.

Miyake, S., Yamane, H., Yukumoto, M., Ozawa, M. Strip Quality of Highly Alloyed Metals by Twin Roll Casting. *ISIJ*, v. 31, n. 7, p. 689-695, 1991.

Mizoguchi, T., Miyazawa, K., Ueshima, Y. Relation Between Surface Quality of Cast Strips and Meniscus Profile of Molten Pool in the Twin Roll Casting Process. *ISIJ*, v. 36, p. 417-423, 1996.

Morales, R. D., López-Ramírez, S., Palafox-Ramos, J, and Zacharias D. Numerical and Modeling Analysis of Fluid Flow and Heat Transfer of Liquid Steel in a Tundish with Different Flow Control Devices. *ISIJ*, v. 39, p. 455-462, 1999.

Mourisco, A. J., Neto, F.B,, Tosetti, J.P.V., Furtado, H.S., Bellon, J.C. Lingotamento Contínuo de Tiras de Aço Inoxidável - Resultados do Projeto Recope. *Anais do 53º Congresso Anual da ABM*, 1998.

Mundial Ref. Bubbling Tundish for Special Steel Production. Itália, 1995.

Mutsaarts, P. *Continuous Casting Technologies in European Community: Shinagawa Technical Report*. v. 31, 1988, p. 1-10 (Relatório).

Nakajima, H., Sebo, F., Tanaka, S., Dumitru, L., Harris, D. J., Guthrie, R. I. L. On the Separation of Non-metallic Inclusion from Tundishes in Continuous Casting Operations - A Water Model Study. *In: Proceedings of the Steelmaking Conference*, Dusseldorf, 1986.

Nishida, Y., Droste, W. , Engler, S. The Air-Gap Formation Process at the Casting-Mold Interface and the Heat Transfer Mechanism Through the Gap. *Metallurgical Transactions B*, v. 17B, p. 833-844, 1986.

Nyström, R., Burström, E., Reichelt, W., Uriau, U. DSC - A High Productivity Concept for Strip Production of Steel. *In: Proceedings of the METEC Congress; 2º European Continuous Casting Conference; 6º International Rolling Conference*, Dusseldorf, p. 1-8, 1994.

Prates, M., Billoni, H., Fissolo, J. Heat Flow Parameters Affecting Unidirectional Solidification of Pure Metals. *Metallurgical Transactions*, v. 3, p. 1419-1431, 1972.

Premier Refractories and Chemicals, Inc (catálogo). A Comprehensive Approach to Total Tundish Technology. 1995.

Quaresma, J.M.V., Santos, C.A, Cheung N., Garcia, A. Correlação entre Microestrutura de Solidificação e Propriedades Mecânicas de Ligas Al-Cu . *In: Anais do 53º Congresso Nacional Anual da ABM*, Belo Horizonte, 1998 (A).

Quaresma, J.M.V., Santos, C.A, Spim Jr., J.A, Garcia, A. Medidas dos Coeficientes de Transferência de Calor Metal/Molde na Solidificação de Metais e Ligas. *In: Anais do VII Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências Térmicas*, Rio de Janeiro, 1998 (B).

Quaresma, J.M.V., Santos, C.A, Spim Jr., J.A, Garcia, A. Transferência de Calor na Interface Metal/Molde na Fundição de Metais. *In: Anais do V Congresso de Engenharia Mecânica Norte-Nordeste*, Fortaleza, 1998 (C).

Robertson, T., Perkins, A. Physical and Mathematical Modelling of Liquid Steel Temperature in Continuous Casting. *Ironmaking & Steelmaking*, v. 13, p. 301-310, 1986.

Robson, A. L., Wilkinson, J., Thompson, G. L. Developments in Twin-Roll Direct Strip Casting, p. 443-450, 1981.

Sahai, Y., Emi, T. Melt Flow Characterization in Continuous Casting Tundishes. *ISIJ*, v. 36, p. 667-672, 1996.

Saitoh, T., Hojo, H., Yaguchi, H., Kang, C.G. Two-Dimensional Model for Twin-Roll Continuous Casting. *Metallurgical Transactions B*, v. 20B, p. 381-390, 1989.

Santos, C.A. *Influência das Taxas Direcionais de Resfriamento na Evolução da Solidificação em Sistemas Metal/Molde*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1997. Dissertação (Mestrado).

Santos, C.A., Quaresma, J.M.V. , Garcia, A. Determination of Transient Interfacial Heat Transfer Coefficients in Chill Mold Castings. *Submetido of Journal of Alloys and Compounds*, 2000.

Saucedo, I.G., Blazek, K.E. Development of na Eletromagnetic Edge Dam (EMD) for Twin Roll Casting. *In: Proceedings of the METEC Congress; 2° European Continuous Casting Conference; 6° International Rolling Conference*, Dusseldorf, p. 457-462, 1994.

Schievenbush, A., Zimmermann, G., Mathes, M. Comparision of Different Analysis Techniques to Determine the Cellular and Dendritic Spacing. *Materials Science and Engineering A*, v. 173, p. 85-88, 1993.

Schwerdtfeger, K. Benefits, Challenges and Limits in New Routes for Hot Strip Production. *ISIJ*, v. 38, n. 8, p. 852-861, 1998.

Schwerdtferger, K., Spitzer, K.H., Kroos, J., Funke, P., Hower, K.H. Further Results from Strip Casting with the Single Belt Process at Clausthal Technical University. *Em impressão*, 1999.

Sellars, C. M., Tegart, W. J. M. Hot Workability. *The Institute of Metals (Review 158)*. 1972.

Seydein, S.H., Hasan, M. Numerical Investigation of Compled Turbulent Flow, Heat Transfer and Macroscopic Solidification in a Vertical Twin-Roll Thin-Strip Caster. *Numerical Heat Transfer*, v. 32, p. 221-246, 1997.

Shin, Y. K., Kang, T., Reynolds, T., Wright, L. Development of Twin Roll Strip Caster for Sheet Steels. *Ironmaking & Steelmaking*, v. 22, n. 1, p. 35-44, 1995.

Singh, S., Koria, S. C. Physical Modelling of Steel flow in Continuous Casting Tundish. *Ironmaking & Steelmaking*, v. 20, p. 221-230, 1993.

Sinha, S.K., Godiwalla, K.M., Sivaramakrishnan, C.S. Fluid Flow Characterization in Twin Strand Continuous Casting Tundish Water Model. *Ironmaking & Steelmaking*, v. 20, n. 6, p. 485-492, 1993.

Spim Jr., J.A., Santos, C.A., Cau, E., Garcia, A. Modelagem Matemática do Lingotamento Contínuo de Tiras pelo Processo Twin-Roll. *Anais: 2^0 Congresso Internacional de Tecnologia Metalúrgica e de Materiais - ABM*, 1997A.

Spim Jr, J.A. *Aplicação da Modelagem Matemática na Definição Integral da Solidificação para Projeto ou Reprogramação de Sistema de Fundição*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1996. Tese (Doutorado).

Spitzer, K. H., Schwerdtfeger, K. Production of Steel Strip with a Single-belt Process. *In: Proceedings of the METEC Congress; 2° European Continuous Casting Conference; 6° International Rolling Conference*, Dusseldorf, p. 1-8, 1994.

Strezov, L., Herbestson, J. Experimental Studies of Interfacial Heat Transfer and Initial Solidification Pertinent to Strip Casting. *ISIJ*, p. 959-966, 1998.

Szekely, J., Ilegbusi, O. J. The Physical and Mathematical Modeling of Tundish Operations. New York: *Editora Springer-Verlag*, 1988, 133p.

Tacke, K., Ludwig, J. C. Steel Flow and Inclusions Separation in Continuous Casting Tundishes. *Steel Research*. v. 58, n. 6, p. 262-270, 1987.

Takeuchi, H. Stainless Steel Production by Prototype Twin Drum Casting Machine. *In: Proceedings of the International Conference in New Smelting Reduction and Near-Net-Shape Casting Technologies for Steel*, Korea, 1990.

Thomas, B. G., Mika, L. J., Najjar, F. M. Simulation of Fluid Flow Inside a Continuous Slab-Casting Machine. *Metallurgical Transactions B*, v. 21B, p. 387-400, 1990.

Tolve, P., Ghersi, M., Capotosit, R. Development of the Strip Casting Technology in Italy and Possible Industrial Application Scenarios. *In: Procedings of the International Conference in New Smelting Reduction and Near-Net-Shape Casting Technologies for Steel*, Korea, p. 653-666, 1990.

Tonelli, R., Sartini, L., Capotosti, R., Contaretti, A. Recent Developments of Twin-Roll Strip Casting Process at AST Terni Steel Works. *In: Proceedings of the METEC Congress; 2° European Continuous Casting Conference; 6° International Rolling Conference*, Dusseldorf, p. 428-434, 1994.

Yasunaka, H., Taniguchi, K., Kokita, M., Inoue, T. Surface Quality of Stainless Steel Type 304 Cast By Twin-Roll Type Strip Caster. *ISIJ*, v. 35, p. 784-789, 1995.

Yoon, J. C., Moon, H. K., Duncombe, J. T., Rushforth, M. Quality Aspects of Sheet Product Cast by the Twin Roller Process. *In: Proceedings of the METEC Congress; 2° European Continuous Casting Conference; 6° International Rolling Conference*, Dusseldorf, p. 435-442, 1994.

Disponível na Internet: http://www.bhp.com.au. Pesquisa sobre Atualidades Mundiais para Tecnologia *twin roll*, 2000 [acesso: 16 jan. 2000].

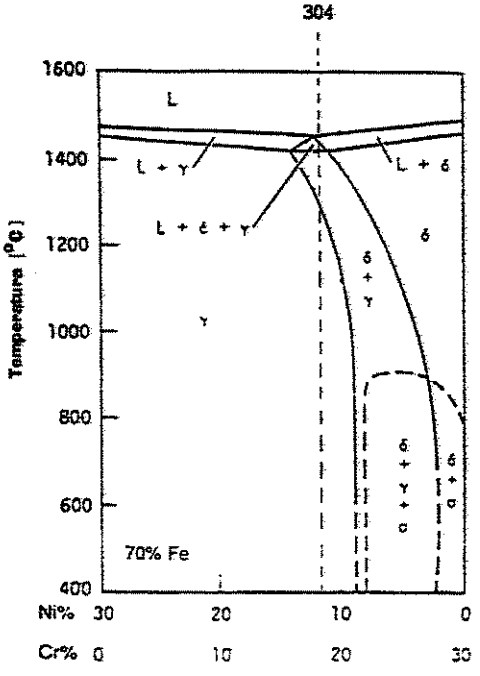
Disponível na Internet: http://www.newsteel.com, Pesquisa sobre Atualidades Mundiais para Tecnologia *twin roll*, 2000 [acesso: 19 fev. 2000].

Apêndice

1 - Propriedades termofísicas do aço inoxidável AISI 304 (18%Cr – 8% Ni):

	Saitoh, 1989	*Há, 1994*	*Kang, 1997*	*Seydein, 1997*
k_S (W/m.K)	29,3	29,9	30,3	31,0
k_L (W/m.K)	20,0	29,9	30,3	31,0
c_S (J/kg.K)	679	681,5	696	700
c_L (J/kg.K)	670	681,5	701	700
ρ_S (kg/m^3)	7400	7340	7266	7000
ρ_L (kg/m^3)	7600	7340	7244	7000
L (J/kg)	272.000	260.000	260.000	264.000
T_L (°C)	1460	1451	1451	1454
T_S (°C)	1399	1399	1399	1400
K_θ = 0,78 *(Battle, 1989)*				

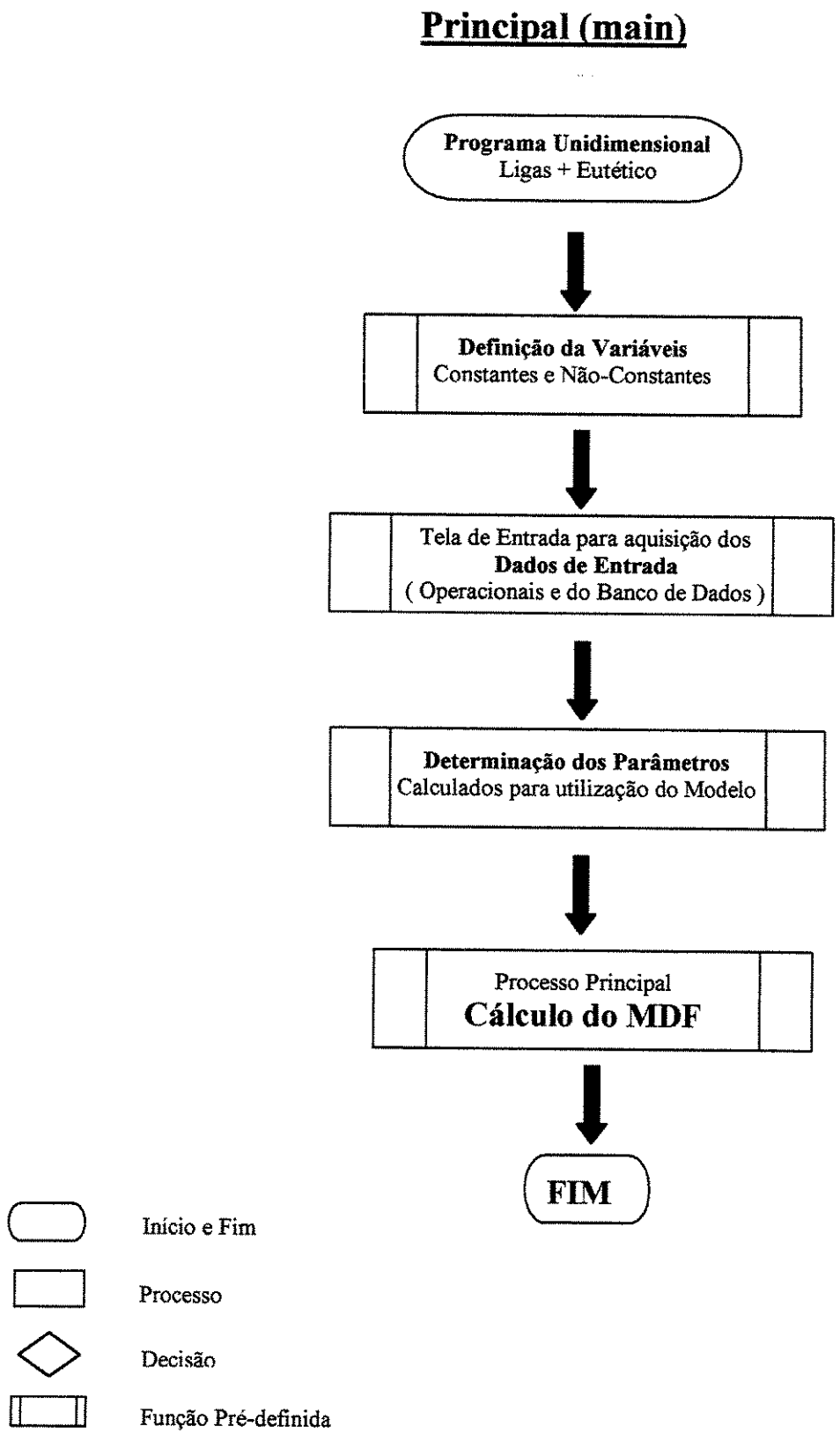
2 - Diagrama pseudo-binário do sistema Fe-Cr-Ni *(Metals Handbook, 1973)*:



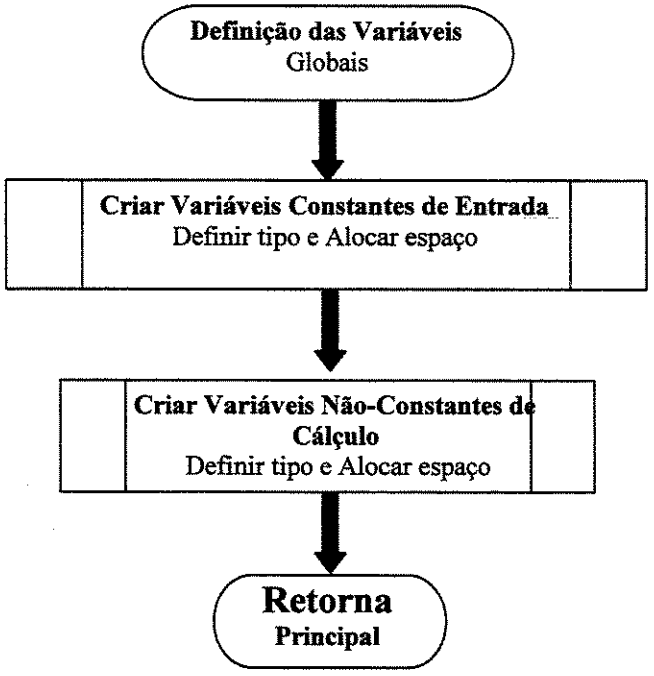
3 - Análises químicas quantitativa e qualitativa do primeiro corpo-de-prova de aço inoxidável obtido nas simulações unidirecionais:

Material – aço inoxidável 304		*Corpo-de-prova 1 20/03/2000*
Elemento	**Resultado (%)**	**Método**
Si	0,21 ± 0,02	Absorção Atômica
Cr	16,37 ± 0,15	Via Úmida
Ni	8,67 ± 0,5	Absorção Atômica

4 - Fluxograma do modelo matemático de solidificação desenvolvido por MDF:

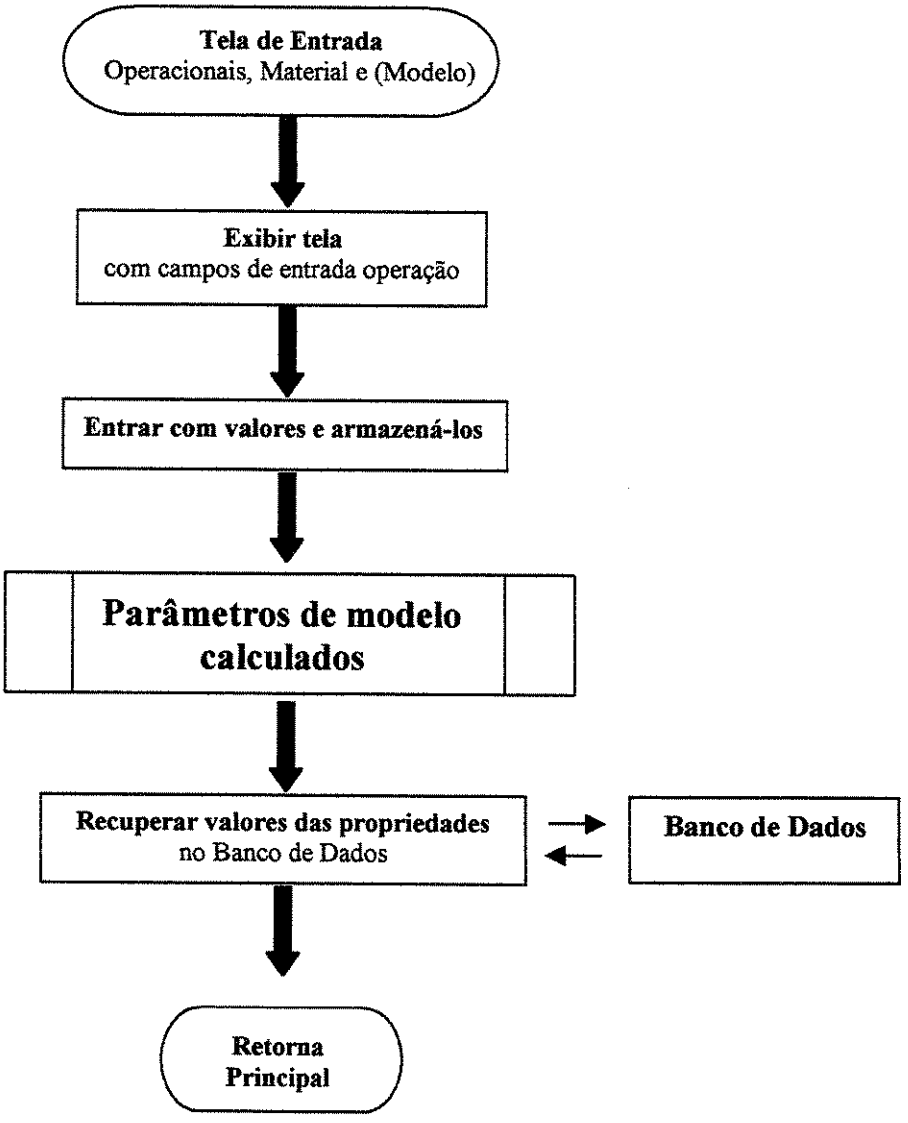


Definição das Variáveis

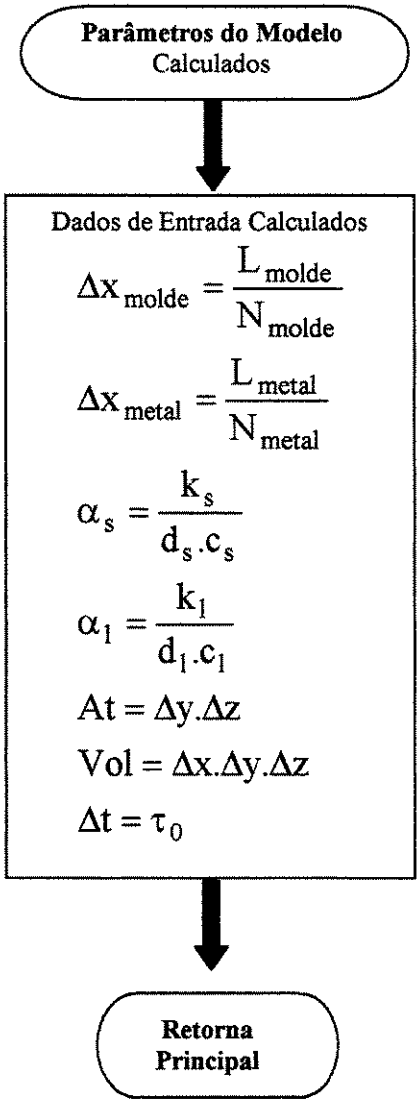


OPERACIONAIS			*MATERIAL*			*NÃO-CONSTANTES*		
Parâmetro	**Tipo**	**Descrição**	**Parâmetro**	**Tipo**	**Descrição**	**Parâmetro**	**Tipo**	**Descrição**
To	Float	Temp. Amb.	k_{molde}	Float	Condutiv. Molde	T atual	Float	Temp. atual (n)
Tv	Float	Temp. Vaz.	d_{molde}	Float	M. Específica Molde	T calculado	Float	Temp. calc (n+1)
L_{molde}	Float	Comprim/ Molde	c_{molde}	Float	Calor Esp. Molde	k_{sl}	F (fs)	Cond. Mushy
L_{metal}	Float	Comprim. Metal	ks_{metal}	Float	Cond. Sól. Metal	d_{sl}	F (fs)	Dens. Mushy
N_{molde}	Int	N° divisões Mold	kl_{metal}	Float	Cond. Liq. Metal	c_{sl}	F (fs)	Cal. Esp. Mushy
N_{metal}	Int	N° divisões Met	ds_{metal}	Float	M. Esp. Sól. Metal			
			dl_{metal}	Float	M. Esp. Liq. Metal			
			cs_{metal}	Float	Calor. Esp. Sol.	***Dados de Entrada Calculados***		
Dados de Entrada Modelo			cl_{metal}	Float	Calor Esp. Liq.	Δx_{molde}	Float	$= L_{molde}/N_{molde}$
Δy	Float	Largura E.V.	ko	Float	Coef. Partição	Δx_{metal}	Float	$= L_{molde}/N_{molde}$
Δz	Float	Altura E.V.	αs_{metal}	Float	Difus. Sól. Metal	αs_{metal}	Float	= ks/ ds . cs
$t_{máx}$	Float	Tempo máximo	αl_{metal}	Float	Difus. Liq. Metal	αs_{metal}	Float	= kl/ dl . cl
h_i	Eq (t)	Coef. T.C. M/M	L	Float	Calor Latente	At	Float	$= \Delta y.\Delta z$
h_{amb}	Eq (t)	Coef. T.C. M/A	Tf	Float	Temp. Fusão	Vol	Float	$= \Delta x.\Delta y.\Delta z$
Δt	Float	Incremento de t	Ts	Float	Temp. Solidus	$\Delta t_{min.}$	Float	$= Vol/\alpha s$
Δx, At, Vol		Calculados	Tl	float	Temp. Liquidus			
			Lâmbda	Float	cl/L			
			Formulação	Escolha	(0) Alavanca (1) Eq. Scheil (2) Scheil + Eut. (3) Metal Puro			

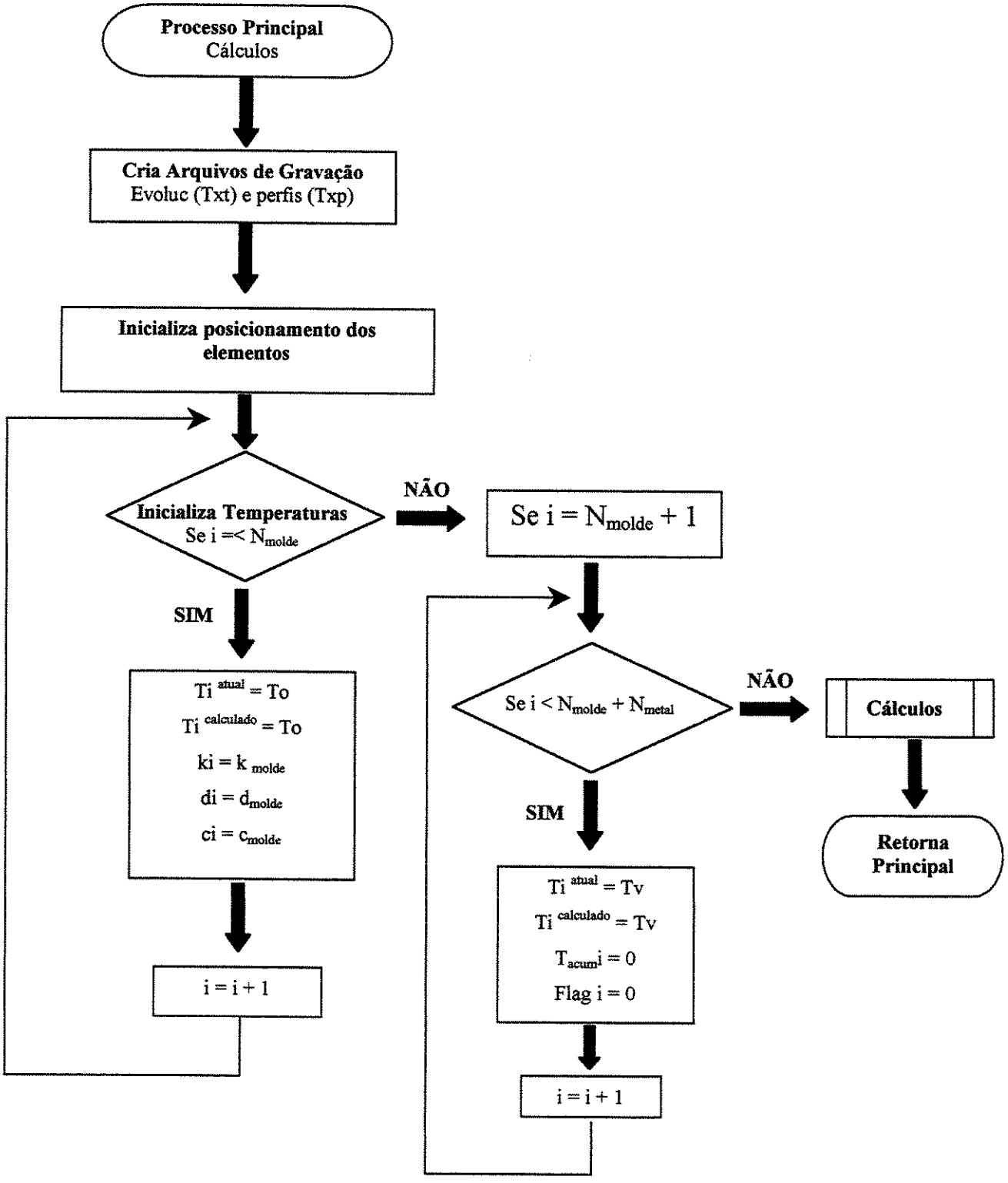
Tela de Entrada e Banco de Dados

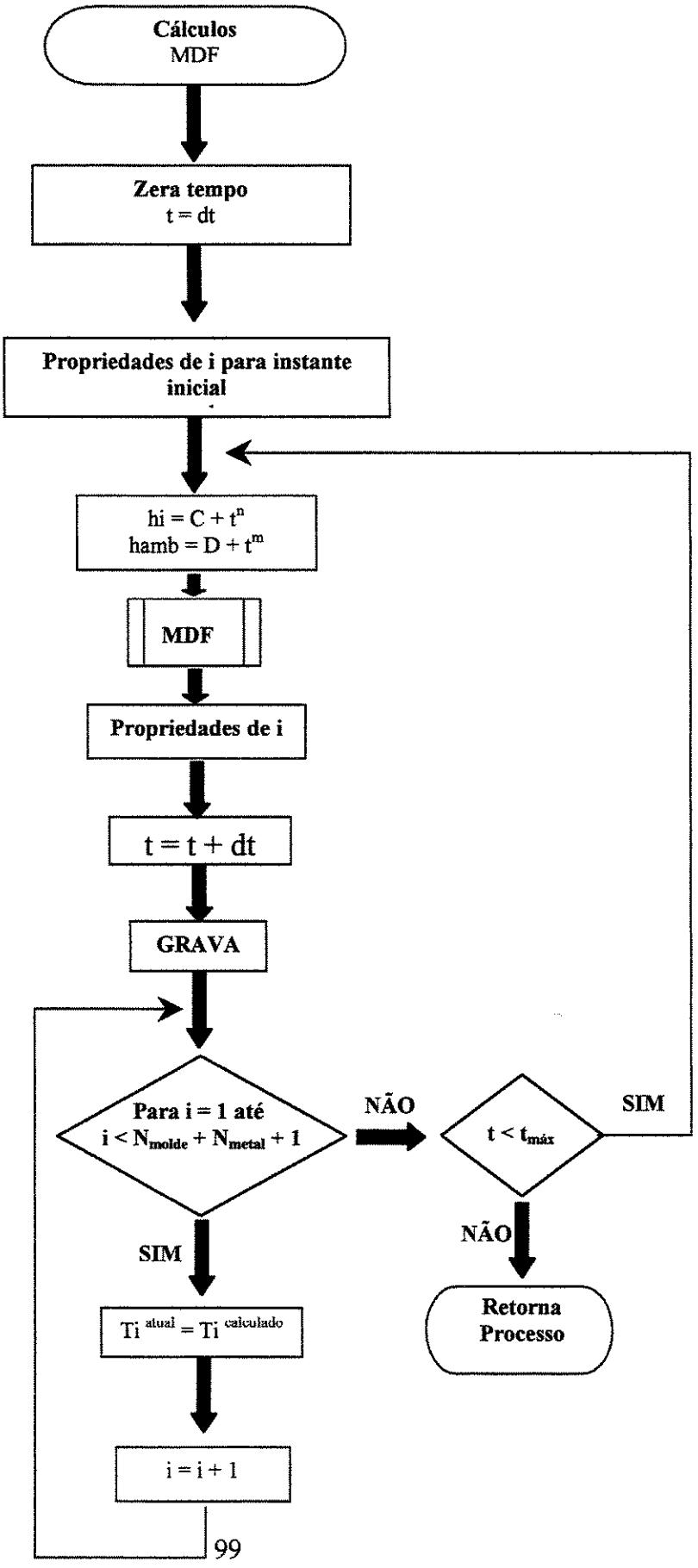


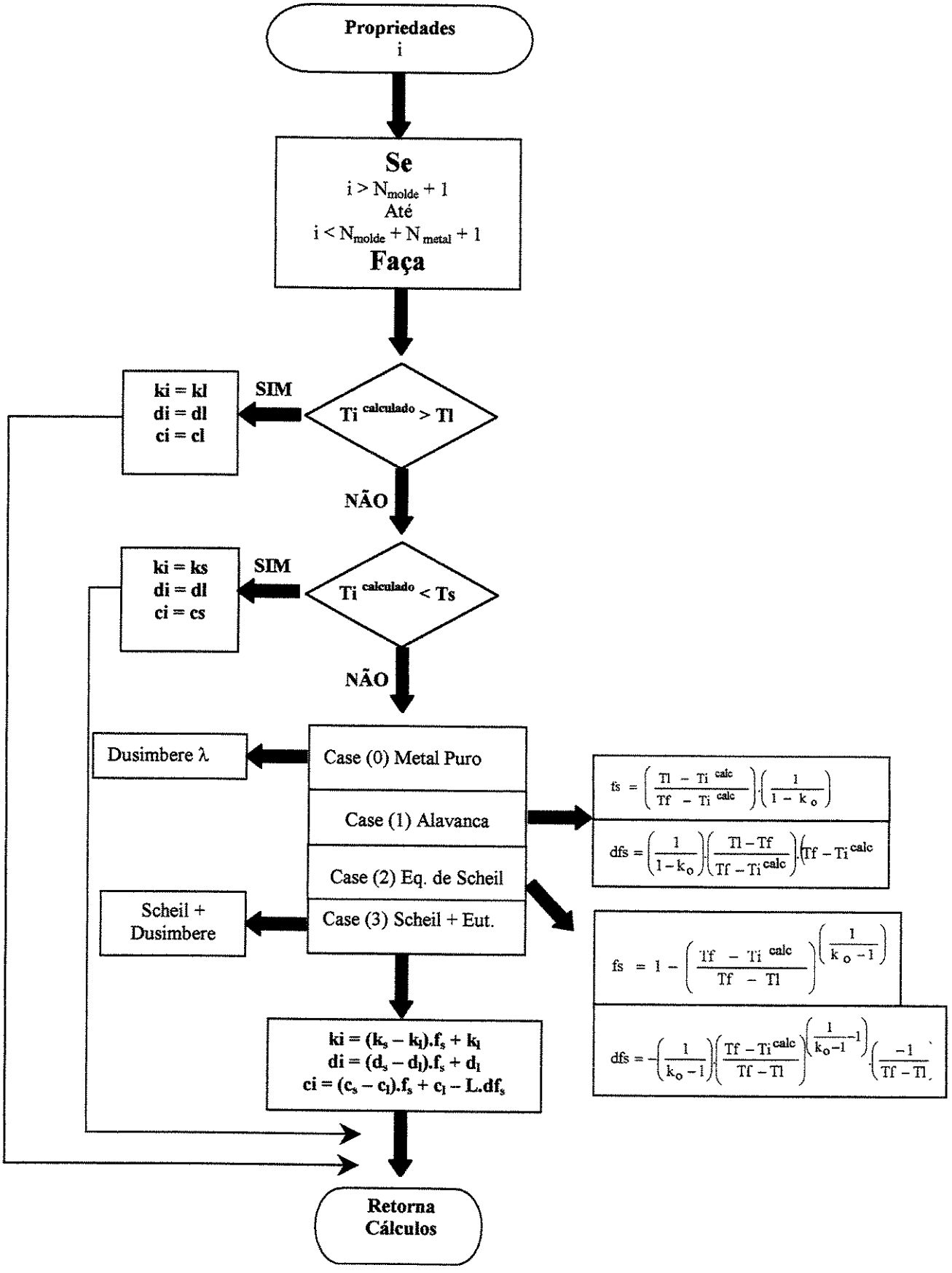
Determinação dos Parâmetros do Modelo

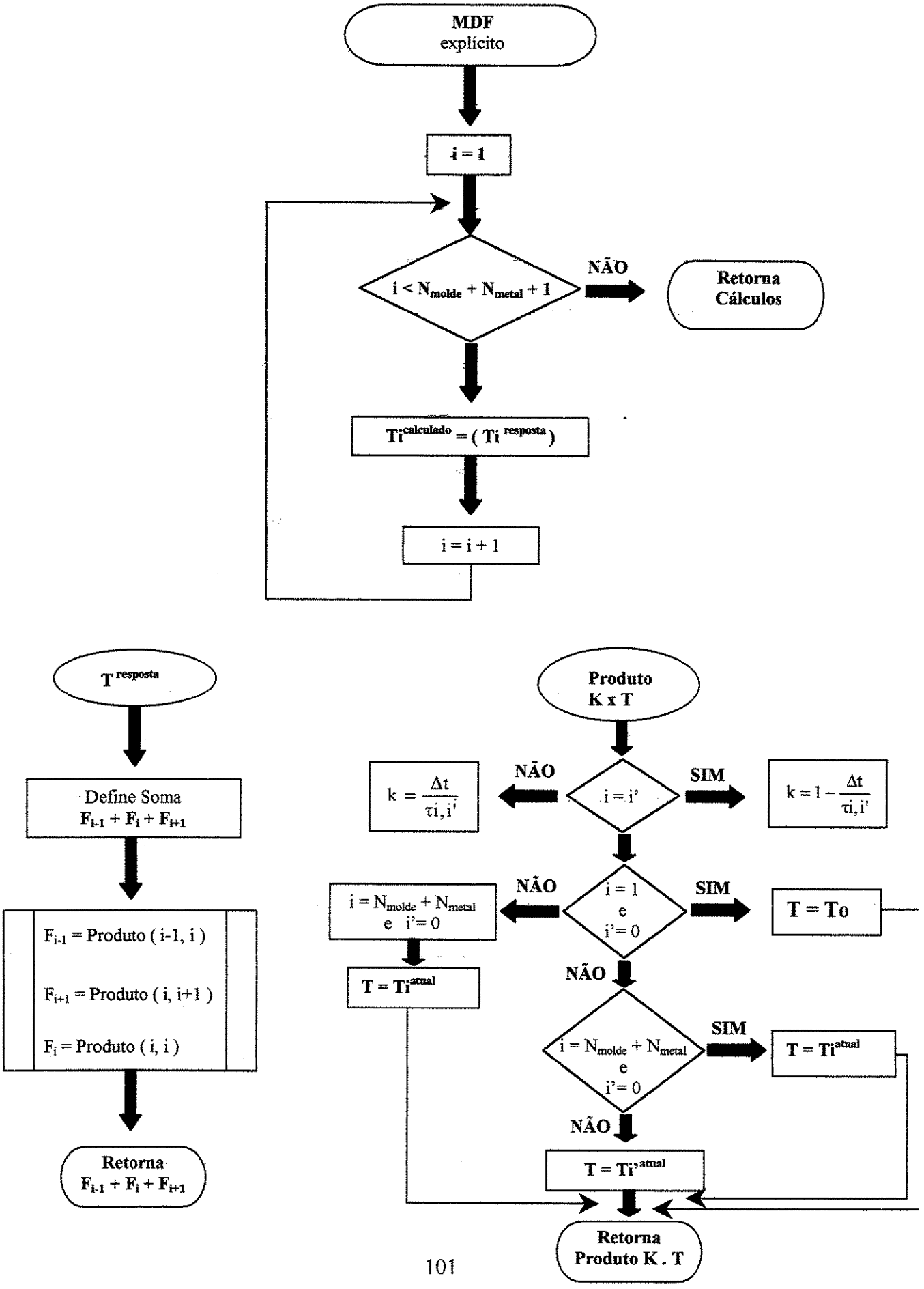


Processo Principal de Cálculos

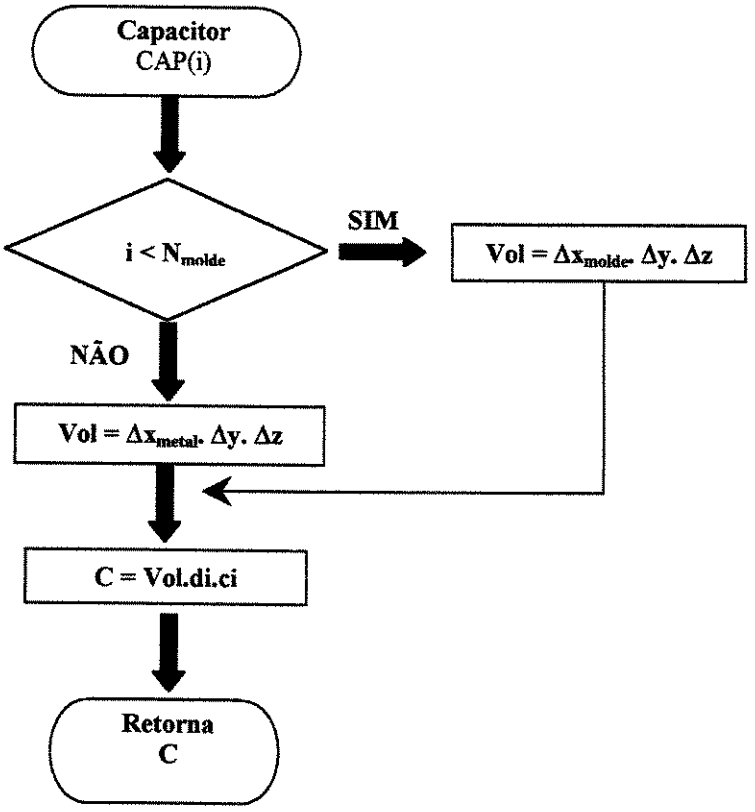



Cálculos
MDF
Zera tempo
t = dt
Propriedades de i para instante inicial
hi = C + t^n
hamb = D + t^m
MDF
Propriedades de i
t = t + dt
GRAVA
Para i = 1 até
i < N_molde + N_metal + 1
NÃO
t < t_máx
SIM
NÃO
Retorna Processo
SIM
Ti atual = Ti calculado
i = i + 1

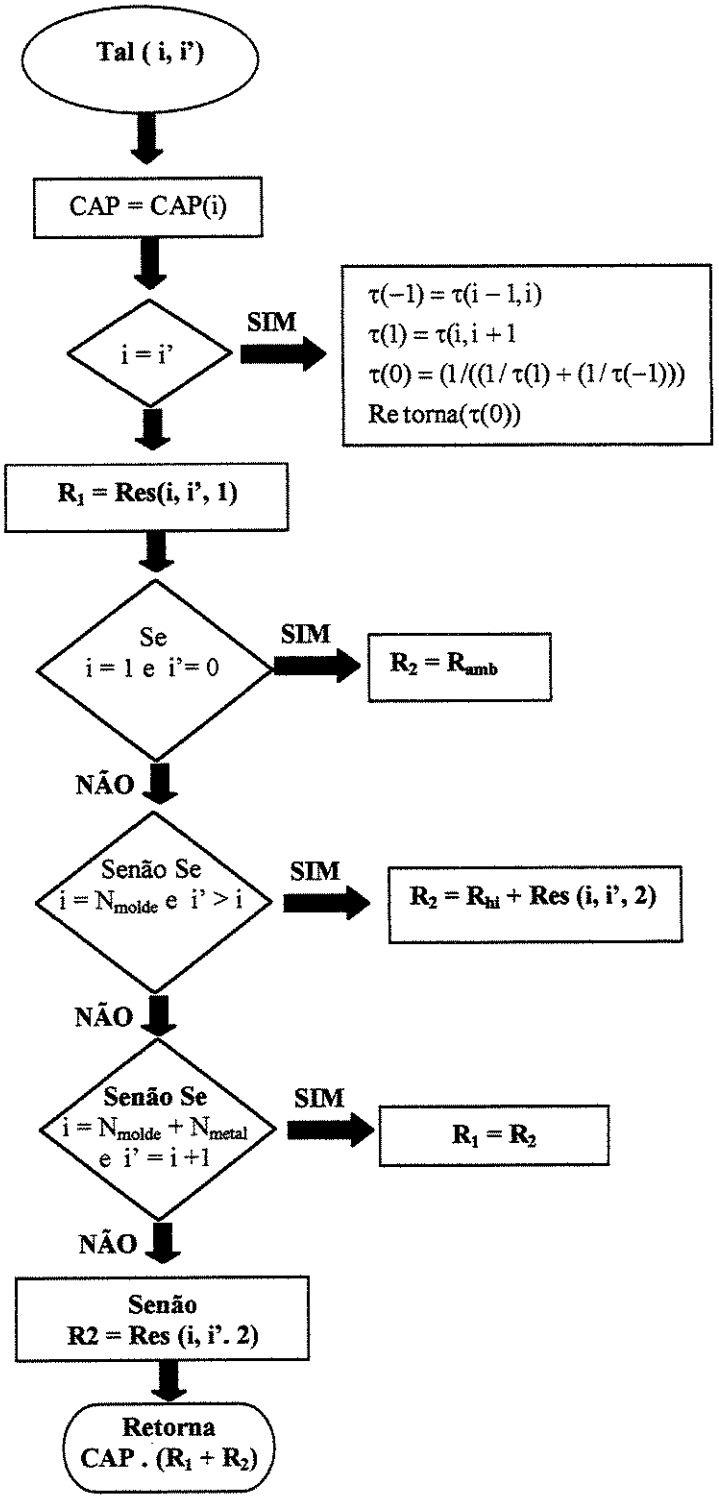

Propriedades
i
Se
i > N molde + 1
Até
i < N molde + N metal + 1
Faça
Ti calculado > Tl
SIM
ki = kl
di = dl
ci = cl
NÃO
Ti calculado < Ts
SIM
ki = ks
di = dl
ci = cs
NÃO
Case (0) Metal Puro
Case (1) Alavanca
Case (2) Eq. de Scheil
Case (3) Scheil + Eut.
Dusimbere λ
Scheil + Dusimbere
fs = ((Tl − Ti calc)/(Tf − Ti calc)) · (1/(1 − k o))
dfs = (1/(1 − k o)) · ((Tl − Tf)/(Tf − Ti calc)) · (Tf − Ti calc
fs = 1 − ((Tf − Ti calc)/(Tf − Tl))^(1/(k o − 1))
dfs = −(1/(k o − 1)) · ((Tf − Ti calc)/(Tf − Tl))^((1/(k o − 1)) − 1) · (−1/(Tf − Tl))
ki = (k s − k l).f s + k l
di = (d s − d l).f s + d l
ci = (c s − c l).f s + c l − L.df s
Retorna Cálculos


MDF
explícito
i = 1
i < N_molde + N_metal + 1
NÃO
Retorna
Cálculos
Ti^calculado = (Ti ^resposta)
i = i + 1
T ^resposta
Define Soma
F_i-1 + F_i + F_i+1
F_i-1 = Produto (i-1, i)
F_i+1 = Produto (i, i+1)
F_i = Produto (i, i)
Retorna
F_i-1 + F_i + F_i+1
Produto
K x T
k = Δt / τi,i'
NÃO
i = i'
SIM
k = 1 − Δt / τi,i'
i = N_molde + N_metal
e i'= 0
NÃO
i = 1
e
i'= 0
SIM
T = To
T = Ti^atual
NÃO
i = N_molde + N_metal
e
i'= 0
SIM
T = Ti^atual
NÃO
T = Ti'^atual
Retorna
Produto K . T

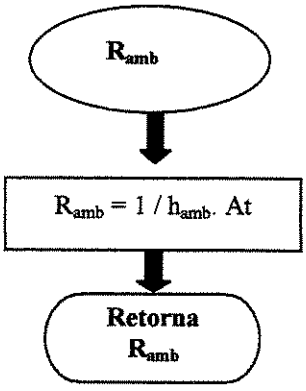
CAP(i)


Capacitor
CAP(i)
i < N_molde
SIM
Vol = Δx_molde. Δy. Δz
NÃO
Vol = Δx_metal. Δy. Δz
C = Vol.di.ci
Retorna
C

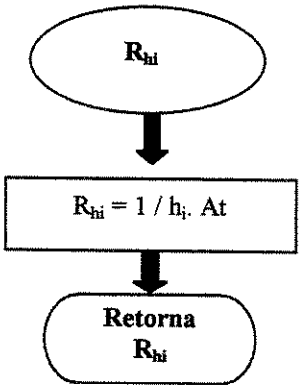
Calcula τ(i,i')


Tal (i, i')
CAP = CAP(i)
i = i'
SIM
τ(−1) = τ(i − 1, i)
τ(1) = τ(i, i + 1
τ(0) = (1/((1/τ(1) + (1/τ(−1)))
Retorna(τ(0))
R1 = Res(i, i', 1)
Se
i = 1 e i'= 0
SIM
R2 = Ramb
NÃO
Senão Se
i = Nmolde e i' > i
SIM
R2 = Rhi + Res (i, i', 2)
NÃO
Senão Se
i = Nmolde + Nmetal
e i' = i +1
SIM
R1 = R2
NÃO
Senão
R2 = Res (i, i'. 2)
Retorna
CAP . (R1 + R2)

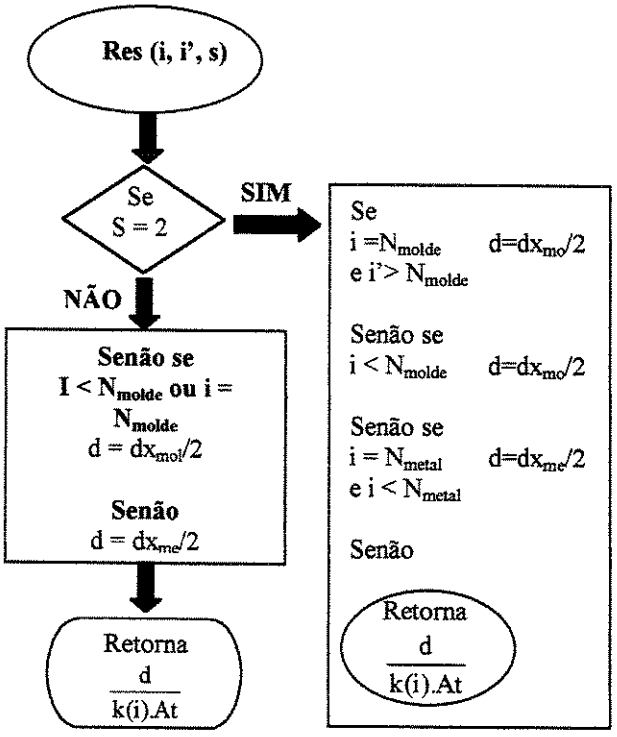
R_{amb}



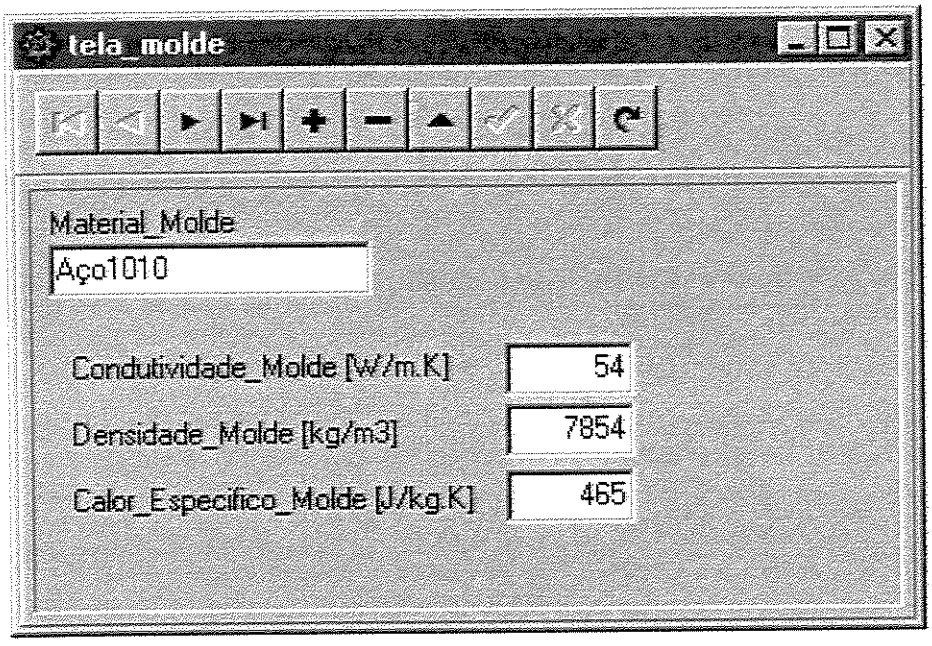
R_{hi}

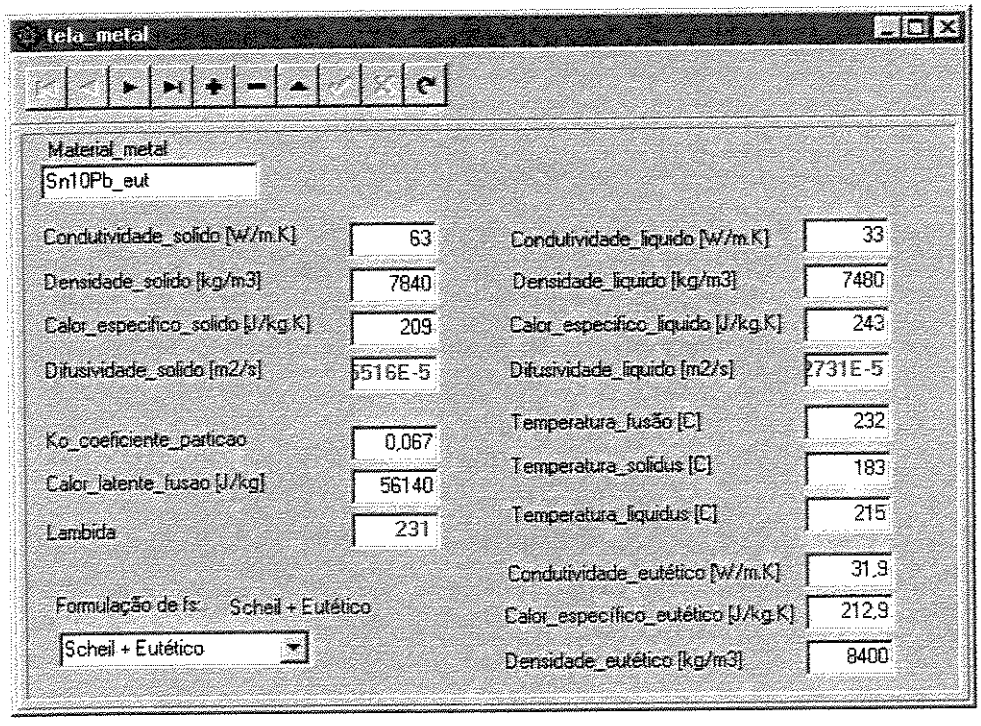
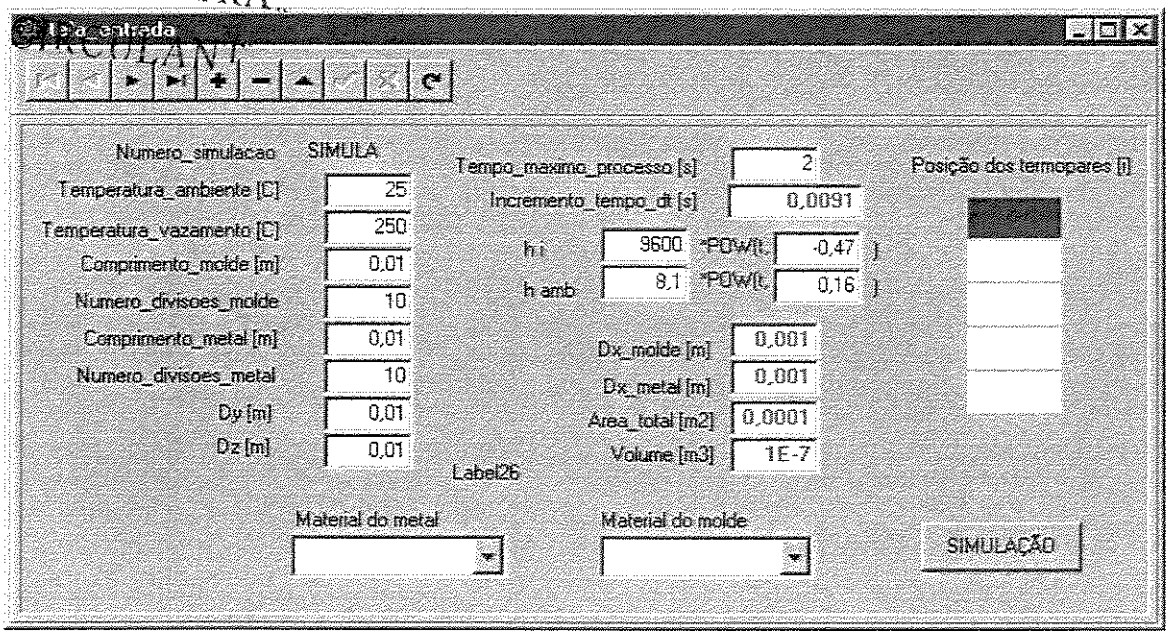


Res (i, i', s)



5 - Telas características de entrada de dados do software *INTERFACE hi* (banco de dados e parâmetros operacionais):





BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE