ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA TESE DEFENDIDA POR CARLOS ALEXANDRE DOS SANTOS E APROVADA PELA COMISSÃO JULGADORA EM 07/02/2001

ORIENTADOR

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

A Inserção de Técnicas de Inteligência Artificial na Modelagem Matemática do Lingotamento Contínuo de Aços

Autor : **Carlos Alexandre dos Santos**

Orientador: **Prof. Amauri Garcia**

17/01

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL

UNIDADE BC
Nº CHAMADA
T/UNICAMP
Sa59z
V. Ex.
TOMBO BC/ 47266
PROC. 16-837/02
C D
PREÇO R$ 11,00
DATA 16/01/02
N.º CPD

CM00162602-5

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

A Inserção de Técnicas de Inteligência Artificial na Modelagem Matemática do Lingotamento Contínuo de Aços

Autor : **Carlos Alexandre dos Santos**
Orientador: **Prof. Amauri Garcia**

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

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

Campinas, 2001
S.P. - Brasil

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

Sa59i

Santos, Carlos Alexandre dos
A inserção de técnicas de inteligência artificial na modelagem matemática do lingotamento contínuo de aços / Carlos Alexandre dos Santos. --Campinas, SP: [s.n.], 2001.

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

1. Aço – Fundição. 2. Fundição contínua. 3. Modelos matemáticos. 4. Inteligência artificial. 5. Algoritmos genéticos. 6. Simulação (Computadores). 7. Software – Desenvolvimento. I. Garcia, Amauri. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

TESE DE DOUTORADO

A Inserção de Técnicas de Inteligência Artificial na Modelagem Matemática do Lingotamento Contínuo de Aços

Autor : **Carlos Alexandre dos Santos**

Orientador: **Prof. Amauri Garcia**

Prof. Dr. Amauri Garcia, Presidente
UNICAMP

Prof. Dr. Rezende Gomes dos Santos
UNICAMP

Profa. Dra. Maria Clara F. Ierardi
UNICAMP

Prof. Dr. Carlos de Moura Neto
ITA

Profa. Dra. Vilma Alves de Oliveira
EESC/USP

Campinas, 07 de Fevereiro de 2001

000269669

Aos meus pais e irmãos

Agradecimentos

Gostaria de expressar meus mais sinceros agradecimentos:

Ao Prof. Amauri Garcia pela perseverança, orientação, discussões e apoio irrestrito durante todo o decorrer do trabalho e da minha formação acadêmica.

Ao Prof. Jaime Alvares Spim Júnior, da UFRGS e ao Prof. José Maria do Vale Quaresma, da UFPA, pelas sugestões, sinceridade, complacência e enorme colaboração para com meu crescimento profissional.

À Companhia Siderúrgica Belgo-Mineira, pela oportunidade de estágio oferecido, possibilitando a vivência e experiência no tema lingotamento contínuo de aços, principalmente ao Dr. Joaquim Gonçalves Costa Neto.

À UNICAMP e seu corpo técnico/administrativo, pela infra-estrutura cedida e consideração na parte experimental, ressaltando a imensa ajuda dos técnicos e funcionários Rita Buso Jacon, Fábio Gatamorta, José Luiz Lisboa, Sérgio Gomes, Claudomiro Alves, Daniel Pisoni, Maria do Carmo e demais funcionários e colegas de trabalho, que de forma direta ou indireta, contribuíram na realização desse trabalho.

Aos companheiros de trabalho (DEMA/FEM/UNICAMP), Marco Olívio Sotelo, Wislei Ramos Osório, Noé Cheung, Marcolino Fernandes Neto, José Carlos Pires, Cláudio Siqueira, Otávio Rocha, Eduardo Netto de Souza, Ivaldo Leão e outros, que compartilharam as dificuldades iniciais, contribuindo nas discussões técnicas e no desenvolvimento de projetos e trabalhos.

Aos pesquisadores e companheiros de projeto, José Eduardo Spinelli (UNICAMP/IPT), João Pedro Valls Tosetti, Flávio Beneducce e Fernando Landgraf (IPT/SP), pela experiência

transmitida, companheirismo e suporte técnico, com constante contribuição na parte de lingotamento contínuo de tiras.

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

À FAPESP, pela bolsa de estudos e auxílio financeiro concedidos, bem como pela confiança depositada na realização do trabalho, e à FINEP/RECOPE, pelo apoio financeiro no projeto de Lingotamento Contínuo de Tiras.

Aos amigos componentes da república Kzona (André, Hugo, Frederico, Fabiano, Gabriel, Gardenal, Alexandre, Márcio e Dona Ângela), morada confortável e alegre, na qual convivo momentos divertidos e agradáveis, aprendendo a conviver e viver.

À Fernanda C. P. V. Neves e família, pela rica convivência, experiências trocadas, momentos vividos e apoio constante.

Aos meus pais (José Edimir e Maria Júlia) e irmãos (Júnior e Bebeto), por tudo e, à Deus, pela onipresença percebida em todos os momentos.

Obrigado.

"Nossa vida é uma viagem constante em busca do conhecimento" (o autor)

RESUMO

SANTOS, Carlos Alexandre, A Inserção de Técnicas de Inteligência Artificial na Modelagem Matemática do Lingotamento Contínuo de Aços, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001, Tese de Doutorado.

O controle da qualidade dos produtos obtidos pelos processos de lingotamento contínuo não pode ser alcançado sem um amplo conhecimento dos processos, englobando parâmetros e variáveis de influência tais como equipamento, metal lingotado, comportamento de cada componente do sistema, do sistema de refrigeração e condições operacionais. O presente trabalho apresenta o desenvolvimento de um algoritmo computacional (*software*) empregado na maximização da qualidade do produto do lingotamento contínuo de aços em função do comportamento térmico do lingote. Um modelo matemático de solidificação desenvolvido em diferenças finitas opera integrado com um algoritmo genético de busca trabalhando dentro de determinados critérios metalúrgicos. Os resultados do modelo foram inicialmente validados com resultados experimentais e da literatura especializada, e posteriormente acoplado a um método de otimização, tendo como respostas um relatório que apresenta os gráficos referentes à evolução da temperatura da superfície do lingote e do fechamento do poço líquido no equipamento. É também desenvolvido um modelo matemático de solidificação para o processo *Twin-Roll*. O modelo emprega diferenças finitas, e possibilita a determinação do comportamento térmico do metal na região entre os rolos. Os resultados obtidos foram comparados com resultados de outros modelos existentes na literatura, e apresentaram ótima concordância. Por se tratar de um trabalho inserido em uma rede de pesquisa com o Instituto de Pesquisas Tecnológicas/SP, foram realizadas também vários estudos, ensaios e análises na máquina piloto de lingotamento contínuo de tiras.

Palavras Chaves: lingotamento contínuo de aços, *Twin-Roll*, modelagem matemática, estratégias de otimização, inteligência artificial.

ABSTRACT

SANTOS, Carlos Alexandre, The Application of Artificial Intelligence Techniques in the Mathematical Modeling in Continuous Casting of Steel. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001, Thesis (Doctor).

The control of quality of products produced by continuous casting can not be achieved without a knowledge base of the process, which incorporates parameters and variables influence such as: equipment, cast metal, behavior of each component of the cooling system and operational conditions. This work presents the development of a computational algorithm (software) applied to maximize quality in the continuous casting of steel. A mathematical model of solidification connected to a genetic algorithm of search explores space parameters settings based on metallurgical criteria. Initially, the results of simulations performed with the mathematical model were validated against experimental and literature results showing a good agreement in all cases examined. The interaction between the mathematical model and the search method permits the selection of the best cooling efficiency, and the final results are presented in a report containing the ingot surface temperature and the metallurgical length. A mathematical model of solidification for the *Twin-Roll* strip casting was developed. The both models use a finite difference numerical scheme and permit the determination of the thermal field of the metal. Results simulated by the model were compared to data from literature models presenting a very good agreement. This work it is part of a joint project with the Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPTSP), where several studies and analysis were performed by using the *Twin-Roll* strip casting pilot equipment and laboratory facilities at IPT.

Keywords: continuous casting of steel, *Twin-Roll*, mathematical modeling, optimization methods, artificial intelligence.

Índice

Capítulo 1 Introdução **01**

1.1. Considerações Iniciais 01

1.2. Objetivos 04

Capítulo 2 Processos de Lingotamento Contínuo de Aços **06**

2.1. Lingotamento Contínuo de Tarugos, Blocos e Placas 06

2.1.1. Definição dos Conceitos Físicos e de Controle nos Elementos do Processo 09

2.1.1.1. Distribuidor (*Tundish*) 10

2.1.1.2. Fluxo do Distribuidor para o Molde 15

2.1.1.3. Molde ou Resfriamento Primário 18

2.1.1.3.1. Nível de Metal Líquido 18

2.1.1.3.2. Características do Molde 19

Composição 19

Espessura da Parede 20

Tipos de Suportes 22

Conicidade 23

2.1.1.3.3. Parâmetros de Resfriamento do Molde 26

Jaqueta 27

Qualidade da Água/Depósito de Filmes junto ao Canal 28

Velocidade e Pressão da Água 29

2.1.1.3.4. Condições de Oscilação 32

Frequência de Oscilação 34

2.1.1.3.5 Condições de Lubrificação 37

Lubrificação por Óleo 38
Lubrificação por Pó Fluxante 40
2.1.1.4 Região de *Sprays* ou Resfriamento Secundário 47
2.1.1.4.1. Roletes 49
2.1.1.4.2. *Sprays* 50
Pulverização com Água 52
Pulverização com Água + Ar 52
2.1.1.5. Região de Radiação Livre ou Resfriamento Terciário 54
2.1.2. Transferência de Calor no Lingotamento Contínuo de Aços 54
2.1.2.1. Transferência de Calor no Molde 56
2.1.2.2. Transferência de Calor nos Resfriamento Secundário 65
2.1.2.3. Transferência de Calor na Região de Radiação Livre 67
2.1.3. Solidificação no Lingotamento Contínuo 69
2.1.3.1. Molde 69
2.1.3.2. Região de Resfriamento Secundário 73
2.2. Processo de Lingotamento Contínuo de Tiras - *Twin-Roll* 80
2.2.1. *Near-Net-Shape* 80
2.2.2. Descrição do Processo 80
2.2.2.1. Distribuidor 84
2.2.2.2. Rolos Refrigerados 86
2.2.2.3. Barreiras de Contenção Lateral 98
2.2.2.4. Sistema de Controle 99

Capítulo 3 Desenvolvimento de Modelos Matemáticos para os Processos 101
3.1. Lingotamento Contínuo de Tarugos, Placas e Blocos 103
3.1.1. Mecanismos de Transferência de Calor 103
3.1.2. Tratamento da Transformação de Fase 103
3.1.3. Analogia entre Sistemas Térmicos e Circuitos Elétricos 108
3.1.4. Tratamento das Condições de Contorno 111
3.2. Lingotamento Contínuo de Tiras – *Twin-Roll* 116
3.2.1. Considerações Gerais 122

3.2.2. Formulação Matemática 122
3.2.3. Rede Numérica ou Malha Numérica 124

Capítulo 4 Inteligência Artificial **128**
4.1. Introdução 128
4.1.1. Técnicas de Busca Heurística 130
4.1.1.1. Busca em Profundidade 131
4.1.1.2. Busca em Amplitude 132
4.1.1.3. Gerar e Testar 133
4.1.1.4. Busca pela Melhor Escolha 133
4.1.1.5. Redução de Problemas 133
4.1.1.6. Satisfação de Restrições 133
4.1.2. Sistemas Especialistas 134
4.1.3. Lógica *Fuzzy* 136
4.1.4. Redes Neurais 137
4.1.5. Algoritmo Genético 141
4.2. Desenvolvimento de um Algoritmo para o Lingotamento Contínuo de Tarugos 143
4.3. Estratégia de Otimização dos Parâmetros do Processo 149

Capítulo 5 Análise Experimental **153**
5.1. Desenvolvimento dos Aparatos e Procedimentos Experimentais Utilizados 153
5.1.1. Sistemas de Solidificação Unidirecional Aplicados aos Processos 154
5.1.1.1. Aparatos Experimentais 154
5.1.1.2. Procedimentos Experimentais 158
5.1.1.3. Aquisição de Dados 159
5.2. Reestruturação da Máquina de Lingotamento Contínuo de Tiras do Instituto de Pesquisas Tecnológicas/SP 160

Capítulo 6 Resultados e Discussões **165**
6.1. Modelo Matemático Proposto para o Lingotamento Contínuo Convencional 165
6.1.1. Comparações com Resultados Experimentais Obtidos em Aparato Experimental de Solidificação Unidirecional 165

6.1.2. Comparações com Resultados da Literatura 169
6.1.3. Resultados Obtidos com Técnicas de Otimização 180
6.2. Modelo Matemático Proposto para o Lingotamento Contínuo de Tiras 185
6.2.1. Comparações com Resultados da Literatura 185
6.2.2. Resultados Obtidos com Dados Operacionais do Equipamento do IPT 194
6.3. Ensaios de Fluxo de Metal Líquido em Modelo Físico 197
6.4. Ensaio de Vazamento em *Tundish* Submerso 200
6.5. Ensaios na Máquina de Lingotamento Contínuo de Tiras 201
6.6. Análise Metalográfica das Tiras Produzidas 205

Capítulo 7 Conclusões **206**
7.1. Proposta para Trabalhos Futuros 207
Referências Bibliográficas 209
Apêndice A - ***Tutorial Referente ao Aplicativo Final do Lingotamento Contínuo de Aços*** 234

Lista de Figuras

Capítulo 1

Figura 1.1. Correlação dos parâmetros de processo no lingotamento contínuo de aços.

Capítulo 2

Figura 2.1. Principais componentes de um equipamento de lingotamento contínuo de aços.

Figura 2.2. Equipamentos de lingotamento contínuo: (A) placas (Nippon Steel); (B) tarugos (British Steel).

Figura 2.3. Detalhe de um distribuidor industrial com 2 veios, mostrando as camadas de tijolos refratários, local de vazamento e veios para vazamento nos moldes.

Figura 2.4. Foto ilustrando um modelo físico desenvolvido para analisar o fluxo de metal líquido no distribuidor ***[Spinelli, 2000B]***.

Figura 2.5. Sistemas de vazamento do metal líquido do distribuidor para o molde.

Figura 2.6. Esquemas de tubos submersos e válvula gaveta empregada no distribuidor.

Figura 2.7. Esquema representativo de um molde para lingotamento de tarugos e placas.

Figura 2.8. Esquema de controle de nível de metal líquido no equipamento de lingotamento contínuo.

Figura 2.9. Influência da espessura da parede do molde na temperatura da superfície interna (quente) e externa (fria) do molde. Aço 0,2%C, velocidade da água 8 m/s, pressão de 241 kPa, seção 131x131 mm ***[Samarasekera, 1982A]***.

Figura 2.10. Valores típicos de distorções permanentes em moldes retos e curvos (□: meio da face, Δ e O: vértices) ***[Samarasekera, 1982A]***.

Figura 2.11. Suportes típicos para moldes (tarugos) de acordo com a divisão de categorias.

Figura 2.12. Comportamento do fluxo de calor calculado para moldes com diferentes conicidades: simples e múltipla. Velocidades de lingotamento de 19 e 29 m/min, e 22 e 30 K de superaquecimento respectivamente ***[Samarasekera, 1988]***.

Figura 2.13. Resultados de modelo para a temperatura de superfície da meia face de moldes com conicidade simples e dupla. Aço 0,30% C ***[Samarasekera, 1988]***.

Figura 2.14. Resultados de modelo para a contração volumétrica de um aço 0,30% C em moldes com conicidades simples e dupla ***[Samarasekera, 1988]***.

Figura 2.15. Relação entre velocidade da água e profundidade das marcas de oscilação para aço com médio teor de carbono e percentagens de fósforo ***[Brimacombe, 1986].***

Figura 2.16. Diagrama do comportamento da água no canal de refrigeração para tarugos de baixo, médio e alto teor de carbono em moldes com espessura de 9,53 mm ***[Brimacombe, 1993]***.

Figura 2.17. Representação do movimento de oscilação do molde.

Figura 2.18. Variação do "*negative strip time*" com a freqüência de oscilação do molde e comprimento do avanço.

Figura 2.19. Esboço do projeto do sistema de alimentação de óleo lubrificante na parte superior de um molde.

Figura 2.20. Esquema do molde, enfatizando a região do menisco, posicionamento da válvula submersa e comportamento das camadas de pó fluxante.

Figura 2.21. Relação índice de basicidade (Bi) e taxa de absorção de inclusões (alumina) ***[Branion, 1986]***.

Figura 2.22. Esquema da região de resfriamento secundário por *sprays*.

Figura 2.23. Regiões de troca térmica entre lingote e meio refrigerante em função do sistema de borrifamento de água na superfície do lingote.

Figura 2.24. Esquema de um atomizador de ar + água utilizado na região de resfriamento secundário do lingotamento contínuo de tarugos, blocos e placas.

Figura 2.25. Perfis térmicos em uma placa resfriada por *sprays* de: (A) água, (B) água+ar.

Figura 2.26. Localização de um elemento de referência para a análise da transferência de calor no sistema metal/molde.

Figura 2.27. Representação esquemática do perfil térmico do sistema metal/ambiente, destacando as formas de transferência de calor e os coeficientes de retirada de calor nas interfaces metal/molde (h_i) e molde/ambiente (h_a).

Figura 2.28. Resistências térmicas do sistema metal/molde refrigerado.

Figura 2.29. Configuração de canais de refrigeração para: (A) moldes para tarugos; (B) moldes para placas.

Figura 2.30. Calor adimensional removido em função da posição adimensional no molde.

Figura 2.31. Estrutura do processamento *Twin-Roll* horizontal, aplicado na produção de alumínio ***[Santos, 1998]***.

Figura 2.32. Estrutura do processamento *Twin-Roll* vertical aplicado na produção de aço, similar ao equipamento instalado no Instituto de Pesquisas Tecnológicas IPT/SP ***[Spim, 1997]***.

Figura 2.33. (A) Sistema de alimentação por calha do forno de indução ao distribuidor; (B) Distribuidor do equipamento piloto de lingotamento de tiras do IPT/SP (durante corrida).

Figura 2.34. Representação esquemática da região de processo do *Twin-Roll*.

Figura 2.35. (A) Eixos com as camisas de aço separadas da máquina; (B) rolos, suporte do distribuidor e calha posicionados na máquina, conforme realização de corridas.

Figura 2.36. Esquema representativo do sistema de rolos e formação da poça líquida na cavidade entre os mesmos ***[Buchner, 1997]***.

Figura 2.37. Esquema da variação de h_i ao longo do contato entre metal/rolos.

Figura 2.38. Esquema da piscina formada entre os rolos e suas divisões transversais ***[Koop, 1988]***.

Figura 2.39. Método de determinação de h_i por intermédio do confronto teórico/experimental de perfis térmicos durante a solidificação.

Figura 2.40. Método de determinação de h_i a partir de medidas de espaçamento dendrítico secundário e correlações com leis de crescimento dendrítico.

Figura 2.41. Dados experimentais de evolução da frente de solidificação em função do tempo segundo Spitzer, 1994 e Takeuchi, 1990 (aço inoxidável 304).

Figura 2.42. Comportamentos térmicos da superfície interna e externa de rolos de cobre e aço *[Tolve, 1990]*.

Figura 2.43. Representação do posicionamento dos anteparos: (A) entre os rolos, (B) lateralmente aos rolos.

Figura 2.44. Destaque das placas de contenção lateral utilizadas nas corridas.

Figura 2.45. Fluxograma básico de controle do processo de *Twin-Roll*.

Capítulo 3

Figura 3.1. Fatores determinantes para o desenvolvimento de modelos matemáticos.

Figura 3.2. Fluxograma característico para a modelagem de um processo físico.

Figura 3.3. Condução de calor unidirecional em uma barra e em um cilindro.

Figura 3.4. Elemento diferencial cilíndrico.

Figure 3.5. Representação da malha de diferenças finitas para coordenadas cartesianas.

Figure 3.6. Representação da malha de diferenças finitas para coordenadas cilíndricas.

Figura 3.7. Esboço do sistema físico e representação do volume de controle, com as divisões dos elementos da malha numérica utilizada no modelo matemático.

Figura 3.8. Representação esquemática do sistema matemático empregado para o desenvolvimento do modelo proposto.

Figura 3.9 Esquema da malha numérica entre os rolos.

Figura 3.10. Esquema da formulação da malha mola.

Capítulo 4

Figura 4.1. Problema de busca: (A) rede, onde S é estado inicial e G estado final, (B) árvore feita a partir da rede ***[Winston, 1992]***.

Figura 4.2. Exemplo de busca em profundidade em uma árvore qualquer.

Figura 4.3. Exemplo de busca em amplitude em uma árvore qualquer.

Figura 4.4. Esquema da transferência do conhecimento de um especialista para um programa de computador ***[Waterman, 1986]***.

Figura 4.5. Fluxograma representativo da estrutura do sistema especialista ***[Kumar, 1993]***.

Figura 4.6. Neurônios biológico e artificial: (A) biológico e (B) artificial ***[Mukherjee, 1995]***.

Figura 4.7. Transmissão da informação em uma rede neural: (A) única entrada de sinal e várias saídas; (B) múltiplas entradas e apenas uma saída ***[Mukherjee, 1995]***.

Figura 4.8. Arquitetura da rede utilizada para controle do *breakout* em sistemas de lingotamento contínuo ***[Kominami, 1991]***.

Figura 4.9. Fluxograma computacional global do modelo matemático aplicado à solidificação.

Figura 4.10. Fluxograma do algoritmo de otimização para o processo de lingotamento contínuo de aços.

Figura 4.11. Representação esquemática do algoritmo otimizado desejado para a estratégia de controle.

Capítulo 5

Figura 5.1. Representação esquemática do sistema experimental unidimensional com parede do molde de espessura 50 e 63 mm [medidas em mm].

Figura 5.2. Fotos do sistema experimental para o processo de lingotamento contínuo de tarugos.

Figura 5.3. (A) esquema do simulador do processo *Twin-Roll* e, (B) vista superior do sistema experimental, destacando o posicionamento dos termopares na cavidade interna.

Figura 5.4. (A) aparato experimental preparado para o vazamento; (B) momento do vazamento.

Figura 5.5 – Esquema do processo experimental para determinação de hi para o processo *Twin-Roll.*

Figura 5.6. Modelo físico para o sistema de alimentação de metal líquido no equipamento.

Figura 5.7. Recipiente intermediário entre o distribuidor e a cavidades entre rolos.

Figura 5.8. Corridas de aço inoxidável 304 no equipamento.

Figura 5.9. Tela *Status* do sistema de automação e controle da máquina de lingotamento contínuo de tiras do IPT/SP.

Figura 5.10. Reestruturação do sistema de acionamento dos rolos (rotação e deslocamento).

Capítulo 6

Figura 6.1. Comparação entre os resultados experimentais e simulados para a solidificação de alumínio puro vazado em molde de aço 1020 ($T_V = 1,2\ T_L$).

Figura 6.2. Comparação entre os resultados experimentais e simulados para a liga eutética Sn 39% Pb vazada em molde de aço 1020 ($T_V = 1,2\ T_L$).

Figura 6.3. Comparação entre os resultados experimentais e simulados para a liga Al 4,5% Cu vazada em molde de aço 1010 ($T_V = 1,1\ T_L$).

Figura 6.4. Comparação entre os resultados experimentais e simulados para a liga Sn 10% Pb vazada em molde de aço 1040 ($T_V = 1,2\ T_L$).

Figura 6.5. Comparação entre os resultados da evolução da casca sólida (tarugos) segundo dados de Lally, 1990.

Figura 6.6. Comparação entre os resultados da evolução da casca sólida (placas) segundo dados de Lally, 1990.

Figura 6.7. Comparação da variação da temperatura da superfície do lingote ao longo do processo entre os modelo proposto e dados da literatura.

Figura 6.8. Comparação da variação da temperatura da superfície do lingote ao longo do processo para o modelo proposto, adotando diferentes números de divisões na malha numérica.

Figura 6.9. Comportamento de h_{molde}.

Figura 6.10. Comportamento de h_{sprays}.

Figura 6.11 – Comparação entre os resultados da temperatura da superfície do lingote para as diferentes metodologias de determinação de h_g no molde para o caso de tarugos.

Figura 6.12. Comportamento de h_{molde}.

Figura 6.13. Resultados da temperatura da superfície do lingote (placas).

Figura 6.14. Comparação entre resultados experimentais da temperatura de superfície do lingote e resultados simulados, obtidos com os valores nominais de vazão de água.

Figura 6.15. Comparação entre resultados experimentais da temperatura de superfície do lingote (tarugo) e resultados simulados obtidos com os valores otimizados de vazão de água.

Figura 6.16. Comparação entre resultados experimentais da temperatura de superfície do lingote (placa) e resultados simulados obtidos com os valores otimizados de vazão de água.

Figura 6.17. Evolução da isoterma Liquidus: modelo proposto comparado com o modelo sugerido na literatura - Liga Sn-15%Pb.

Figura 6.18. Evolução da isoterma Solidus: modelo proposto comparado com o modelo sugerido na literatura - Liga Sn-15%Pb.

Figura 6.19. Comparação entre a posição das isotermas Solidus e Liquidus (A) literatura ***[Ha, 1994]***; (B) modelo proposto - aço inoxidável 304.

Figura 6.20. Comparação entre a posição das isotermas Solidus e Liquidus: (A) literatura ***[Kang, 1997]***; (B) modelo proposto - aço inoxidável 304.

Figura 6.21. Comparação entre a posição das isotermas Solidus e Liquidus: (A) literatura ***[Kang, 1997]***; (B) modelo proposto - aço inoxidável 304.

Figura 6.22. Comportamento térmico na cavidade formada entre rolos, obtida por simulação numérica.

Figura 6.23. Ponto de encontro das isotermas Solidus e Liquidus.

Figura 6.24. Imagem da simulação no modelo físico obtida em câmara fotográfica de múltiplos disparos. Configuração atual do distribuidor utilizado atualmente na MLCT: sem diques e com uma barreira de 5 cm próximo ao assento da válvula tampão.

Figura 6.25. Imagem da simulação no modelo físico obtida em vídeo e selecionada por placa de aquisição de imagens no computador (permite análise do tempo do processo – todas as fotos referem-se a 5 segundos após o vazamento): (A) configuração atual, (B) dique 17 cm a 15 cm, (C) dique 21 cm a 15 cm, (D) barreira 5 cm a 15 cm, (E e F) conjuntos barreira e dique.

Figura 6.26. Pré-aquecimento do *tundish* submerso antes do ensaio de vazão e detalhe dos jatos de metal líquido na operação de lingotamento.

Figura 6.27. Fotos referentes às primeiras corridas realizadas na máquina de lingotamento de tiras do IPT: (A) forno de indução e medida de temperatura para o vazamento; (B) vista do distribuidor posicionado sobre os rolos; (C) sistema de acionamento da válvula tampão e destaque da válvula submersa; (D) colocação do *tundish* submerso e do suporte do distribuidor;

Figura 6.28. (A) vazamento de metal líquido; (B) e (C) momento do direcionamento da tira para a esteira, (D) detalhe do problema encontrado na corrida 3, (E) tiras produzidas na corrida 4.

Figura 6.29. Micrografias das seções longitudinais das tiras de aço inoxidável 304.

Lista de Tabelas

Capítulo 2

Tabela 2.1. Funções do distribuidor e benefícios econômicos ***[Singh, 1993]***.

Tabela 2.2. Expectativa de vida útil de diferentes tipos de moldes ***[Brimacombe, 1993]***.

Tabela 2.3. Relação entre limite de escoamento e temperatura para molde DLP 120 + Ag ***[Samarasekera, 1982B]***.

Tabela 2.4. Dados industriais de canais de refrigeração de moldes para tarugos e condições de operação ***[Berryman, 1989]***.

Tabela 2.5. Dados industriais de sistemas de resfriamento do molde utilizados atualmente no lingotamento contínuo de tarugos ***[Samarasekera, 1994]***.

Tabela 2.6. Principais características do sistema de oscilação do molde em máquinas de lingotamento contínuo de tarugos ***[Samarasekera, 1994]***.

Tabela 2.7. Tipos e propriedades de óleos lubrificantes ***[Bakshi, 1993]***.

Tabela 2.8. Condições de lubrificação com óleo para moldes em equipamentos de lingotamento contínuo de tarugos ***[Samarasekera, 1994]***.

Tabela 2.9. Composição química e viscosidade de alguns pós lubrificantes ***[Billani, 1991; Stone, 1999; Pinheiro, 2000]***.

Tabela 2.10. Dados industriais de moldes utilizados atualmente no lingotamento contínuo de tarugos ***[Samarasekera, 1994]***.

Tabela 2.11. Condições recomendadas como ótimas para moldes de lingotamento de tarugos

Tabela 2.12. Formulações empíricas para correlacionar coeficiente de transferência de calor com medidas de vazão de água na região de *sprays* ***[Brimacombe, 1984]***.

Tabela 2.13. Trincas superficiais.

Tabela 2.14. Trincas medianas.

Tabela 2.15. Trincas internas.

Tabela 2.16. Problemas de romboidade.

Tabela 2.17. Problemas de *breakouts*.

Tabela 2.18. Trincas internas.

Tabela 2.19. Trincas medianas.

Tabela 2.20. Problemas de romboidade.

Tabela 2.21. Defeitos relacionados ao resfriamento por *sprays* para o caso de placas.

Tabela 2.22. Dados da atualidade mundial em lingotamento contínuo de tiras ***[www.newsteel.com/features/ns9812f3.htm]***.

Tabela 2.23. Valores estimados de h_i para diferentes condições de lingotamento.

Tabela 2.24. Parâmetros para cálculo de λ_2 para vários tipos de aço ***[Loser, 1993]***.

Capítulo 3

Tabela 3.1. Formulações para o coeficiente de transferência de calor no molde (h_g).

Tabela 3.2. Formulações para o coeficiente de transferência de calor nos *sprays* (h_{sprays}).

Capítulo 5

Tabela 5.1. Propriedades termofísicas dos metais utilizados para os ensaios ***[Bejan, 1993; Touloukian, 1970]***.

Tabela 5.2. Propriedades termofísicas dos moldes utilizados para os ensaios ***[Bejan, 1993; Touloukian, 1970]***.

Capítulo 6

Tabela 6.1. Parâmetros de entrada dos modelos matemáticos – Tarugos ***[Lally, 1990]***.

Tabela 6.2. Parâmetros de entrada dos modelos matemáticos – Placas ***[Lally, 1990]***.

Tabela 6.3. Parâmetros de entrada dos modelos matemáticos – Placas ***[Cheung, 1999]***.

Tabela 6.4. Parâmetros de entrada de equipamento e aço 1080 (alto teor de carbono) - Tarugos ***[Louhenkilpi, 1994]***.

Tabela 6.5. Parâmetros de entrada de equipamento e aço 1012 (baixo teor de carbono) - Placas ***[El-Bealy, 1997]***.

Tabela 6.6. Propriedades termofísicas da liga Sn 15%Pb ***[Saitoh, 1989]***.

Tabela 6.7. Parâmetros de entrada do modelo numérico ***[Saitoh, 1989]***.

Tabela 6.8. Propriedades termofísicas do aço inoxidável ***[Ha, 1994]***.

Tabela 6.9. Parâmetros de entrada do modelo numérico ***[Ha, 1994]***.

Tabela 6.10. Propriedades termofísicas do aço inoxidável ***[Kang, 1997]***.

Tabela 6.11. Parâmetros de entrada do modelo numérico ***[Kang, 1997]***.

Tabela 6.12. Propriedades termofísicas da liga e parâmetros de entrada do modelo matemático.

Tabela 6.13. Características do equipamento piloto de *Twin-Roll* instalado no IPT.

Tabela 6.14. Média dos valores de λ_2 e das taxas de resfriamento calculadas.

Nomenclatura

Letras Latinas

a, b - dimensões da seção transversal	[m]
A - área da seção transversal	[m^2]
A_T – área de troca térmica	[m^2]
c - calor específico	[J/kg.K]
C_M - avanço do movimento do molde	[m]
C - concentração	[%]
C_T - capacitância térmica	[W/K]
d – diâmetro	[m]
D - constante de difusão	[m^2/s]
D_H – largura ou diâmetro hidráulico	[m]
e_M – espessura do molde	[m]
e_m – espessura do metal	[m]
e_o - mínima distância entre rolos	[m]
e_{final} - espessura final da tira	[m]
$e_{pó}$ – espessura da camada de pó fluxante	[m]
E – energia de ativação para fluxo viscoso	[J]
f_S - fração sólida em peso	[adimensional]
f_L - fração líquida em peso	[adimensional]
f – freqüência de oscilação	[Hz/cpm]
g – aceleração da gravidade	[m/s^2]
G - gradiente de temperatura	[K/m]
Gr – número de Grashoff	[ ]

h - altura do nível de metal líquido	[m]
$h_{piscina}$ – altura da piscina líquida	[m]
h_i - coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde	[W/m^2.K]
h_{amb} - coeficiente de transferência de calor na interface molde/ambiente	[W/m^2.K]
$h_{água}$ - coeficiente de transferência de calor na interface molde/água	[W/m^2.K]
h_{sprays} - coeficiente de transferência de calor na região de *sprays*	[W/m^2.K]
h_K - coeficiente de transferência de calor por condução	[W/m^2.K]
h_C - coeficiente de transferência de calor por convecção	[W/m^2.K]
h_{cf} - coeficiente de transferência de calor por convecção forçada	[W/m^2.K]
h_R - coeficiente de transferência de calor por radiação	[W/m^2.K]
h_g - coeficiente global de transferência de calor metal/refrigeração	[W/m^2.K]
H - entalpia do processo	[J/m^3]
k - condutividade térmica	[W/m.K]
k_o - coeficiente de redistribuição de soluto no equilíbrio	[adimensional]
K – constante dependendo da equação	
l – largura ou diâmetro do canal de refrigeração	[m]
L - calor latente	[J/kg]
L_M – comprimento do molde	[m]
L_Z – posição no molde a partir do menisco	[m]
L_{ling} – comprimento metalúrgico do equipamento	[m]
$L_{M/R}$ – comprimento da região de contato metal/rolo	[m]
L_E - comprimento efetivo da piscina	[m]
L_{EP} - espessura da piscina no plano X-Y	[m]
L_r - largura da piscina no Y-Z (direção z)	[m]
L_o - L_{EP} / 2	[m]
$L_{saída}$ - espessura da tira na saída	[m]
$\overset{0}{m}$ - vazão do fluído de refrigeração	[l/s]
m - massa	[kg]
M – dimensões internas do molde	[m]
N_y – número de divisões da malha numérica	

Nu – número de Nusselt	
Pe - número de Peclet	
Pr – número de Prandtl	
p - pressão	[Pa]
$\overset{0}{q}$ - termo de geração interna de calor	[J/m^3.K.s]
q - fluxo de calor	[W/m^2]
Q_{fl} - fluxo de fluído	[l/s]
Q* - quantidade de calor	[adimensional]
r – raio variável	[m]
R - raio dos rolos	[m]
R' - constante dos gases	[8,314 J/mol.K]
R_T - resistência térmica	[m^2.K/W]
R_g - resistência térmica global	[m^2.K/W]
Re – número de Reynolds	
S_L – distância percorrida pelo lingote durante a descida	[m]
S_M – distância percorrida pelo molde em sua descida	[m]
S_r – taxa de vitrificação (dado do pó comercial)	[%]
t - tempo	[s]
t_{molde} – tempo de residência no molde	[s]
t_{sl} – tempo local de solidificação	[s]
t_{ts} – tempo total de solidificação	[s]
t_n - *negative strip time*	[s]
$t_{entrada}$ - tempo na superfície da poça	[s]
T - temperatura	[K]
T_o – temperatura ambiente	[K]
T_S – temperatura no sólido	[K]
T_L – temperatura no líquido	[K]
T_F – temperatura fusão	[K]
T_{Liq} - temperatura Liquidus	[K]
T_{Sol} - temperatura Solidus	[K]

T_V - temperatura de vazamento	[K]
T_{Sat} – temperatura saturação	[K]
$\overset{0}{T}$ - taxa de resfriamento	[K/s]
v - volume	[m^3]
V – velocidade	[m/s]
V_{ling} – velocidade de lingotamento	[m/min]
V_M – velocidade de deslocamento do molde	[m/min]
V_{extr} – velocidade de extração das tiras	[m/s]
$V_{água}$ – velocidade da água	[m/min]
x, y e z - coordenadas de posição	[m]
$Y_{piscina}$ - altura da piscina (direção y)	[m]
$Y_{pó}$ - profundidade do pó fluxante	[m]
$W_{pó}$ – taxa de consumo de pó	[kg/ton]
W_{fl} – velocidade de circulação do fluído	[m/s]

Letras Gregas

ρ - massa específica (densidade)	[kg/m^3]
γ - coeficiente de expansão volumétrica	[1/K]
σ - tensão superficial	[N/m]
σ_{SB} – constante de Stefan-Boltzmann	[W/m^2K^4]
δ - oscilação da superfície de metal líquido	[m]
δ_g – espessura do *gap* de ar	[m]
δ_{lubr} – espessura da camada de lubrificante	[m]
Σ - somatório	
Δ - diferença	
ε - emissividade	
η - viscosidade cinemática	[poise, Ns/m^2]
μ - viscosidade dinâmica	[poise, Ns/m^2]
ω - velocidade de rotação dos rolos	[rad/s]

α - difusividade térmica [m^2/s]

χ - dimensão que se refere à distância percorrida pelo fluído de refrigeração [m]

ϕ - diâmetro [m]

θ - ângulo [rad]

$\lambda_{1,2}$ - espaçamento dendrítico primário e secundário [m]

λ' – mudança de temperatura do material equivalente ao calor latente liberado [K]

ψ - vetor deslocamento de energia

∇ - diferencial

Superescritos

n - tempo

n+1 - incremento de tempo

Subscritos

i, j - índices da malha

$\square_o$ - inicial

$\square_S$ - sólido

$\square_{Sol}$ - Solidus

$\square_L$ - líquido

$\square_{Liq}$ - Liquidus

$\square_p$ - pastoso

$\square_{eut}$ - eutético

$\square_F$ - fusão

$\square_C$ - convecção

$\square_R$ - radiação

$\square_M$ - molde

$\square_m$ – metal

$\square_{topo}$ – topo

$\square_{fundo}$ – fundo

$\square_{fl}$ – fluido

$\square_{entrada}$ – entrada

$\square_{saída}$ – saída

$\square_{ef}$ – efetivo

Abreviações

ADI - Método Implícito das Direções Alternadas

ATC – alto teor de carbono

BTC – baixo teor de carbono

Bi – índice de basicidade

IPT/SP – Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo

LI – índice de lubrificação

MDF - Método de Diferenças Finitas

MEF - Método de Elementos Finitos

MTC – médio teor de carbono

MLC – máquina de lingotamento contínuo

MLCT – máquina de lingotamento contínuo de tiras

PID – proporcional integral e diferencial

T_{EM} - temperatura da superfície externa do molde [K]

T_{IM} - temperatura da superfície interna do molde [K]

T_{IS} - temperatura da superfície interna do sólido [K]

ton – tonelada

X_M - espessura do molde [m]

Capítulo 1

Introdução

1.1. Considerações Iniciais

O processo de lingotamento contínuo é responsável atualmente por praticamente todo o volume de aço produzido nos grandes centros siderúrgicos do exterior, e alcança uma participação de 90 % na produção nacional ***[Metalurgia e Materiais, 1999/2000]***. As grandes siderúrgicas do país vêm se equipando com modernos equipamentos de produção de placas e tarugos com significativos números de veios e já se defrontam com a necessidade de assegurar a qualidade do produto através do controle do processo e redução dos custos operacionais.

O controle da qualidade dos produtos obtidos pelo processo de lingotamento contínuo é de suma importância para a minimização de custos, tempo de processo e obtenção de reprodutibilidade nas corridas. Aliado a uma boa produtividade, não pode ser alcançado sem um amplo conhecimento do processo, englobando parâmetros e variáveis de influência tais como equipamento, metal lingotado, comportamento de cada componente do sistema e condições operacionais. Assim, a utilização de ferramentas computacionais como a modelagem matemática da solidificação trabalhando em conjunto com estratégias de otimização, que determinam os parâmetros de processo que maximizam ou minimizam algum aspecto dentro da dinâmica de operação, é extremamente útil e já é uma realidade nos dias atuais. A modelagem matemática do processo oferece uma alternativa interessante ao produtor, que consiste na possibilidade da

simulação de diferentes condições operacionais, até que um conjunto ótimo de ajustes do equipamento seja alcançado.

Ainda mais desafiante do ponto de vista tecnológico, é a obtenção de produtos com qualidade ótima aliada a um valor agregado maior. Na busca contínua de redução de custos com melhoria da qualidade, os grandes produtores de aço têm-se movido na direção da alternativa tecnológica de processos *Near-Net-Shape* na produção de chapas de seção fina. Com a produção de chapas finas, elimina-se um trabalho apreciável de reduções por laminação para se alcançar uma determinada espessura. 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 em condições acabadas ou semi-acabadas, eliminando posteriores processos de conformação plástica e tratamentos térmicos. Dentre os vários processos em estudo, um dos que merece destaque é o processo *Twin-Roll*, que consiste no vazamento de metal líquido na região formada entre dois rolos de cobre ou aço refrigerados à água que giram em sentidos opostos, obtendo-se uma tira de pequena espessura que ainda passa por uma laminação à quente na saída dos rolos. A sua viabilização exige o acoplamento e o controle de inúmeras variáveis de processo, envolvendo mecanismos complexos de escoamento e transferência de calor desde o vazamento do metal líquido até o bobinamento das tiras. Somente com a utilização da simulação inteligente por meio de modelos matemáticos permitir-se-á que se encontre mais rapidamente um ajuste das condições operacionais que possibilitem alcançar um funcionamento com reprodutibilidade.

Visando o aumento na produção para atender à demanda do mercado, tem-se procurado trabalhar com máquinas de lingotamento cada vez mais complexas, rápidas e controladas em tempo real de processo, que operam muitas vezes com múltiplos veios (geralmente de 4 a 6 veios), grandes cargas de metal líquido por corrida (panelas que variam de 80 a 300 ton), seqüências de corridas mais longas por distribuidor e sequenciamento de diferentes tipos de aços lingotados através de junções realizadas durante o processo. Todas essas medidas visam a otimizar tempo de parada de equipamento, aumento de velocidade de lingotamento e diversificação dos tipos de aços lingotáveis ***[Brimacombe, 1990; Ridley, 1991; Brinkmeyer, 1995, Fukuda, 1999; Heard, 1999; Legeard, 1999]***. Todas essas variáveis estão interligadas e, para um perfeito controle do processo, é interessante o entendimento da correlação existente entre cada parâmetro no que diz respeito à produção e qualidade do produto final ***[Williamson, 1988,***

Brimacombe, 1994]. A Figura 1.1 mostra um fluxograma esquemático da correlação dos parâmetros do processo e a qualidade final.

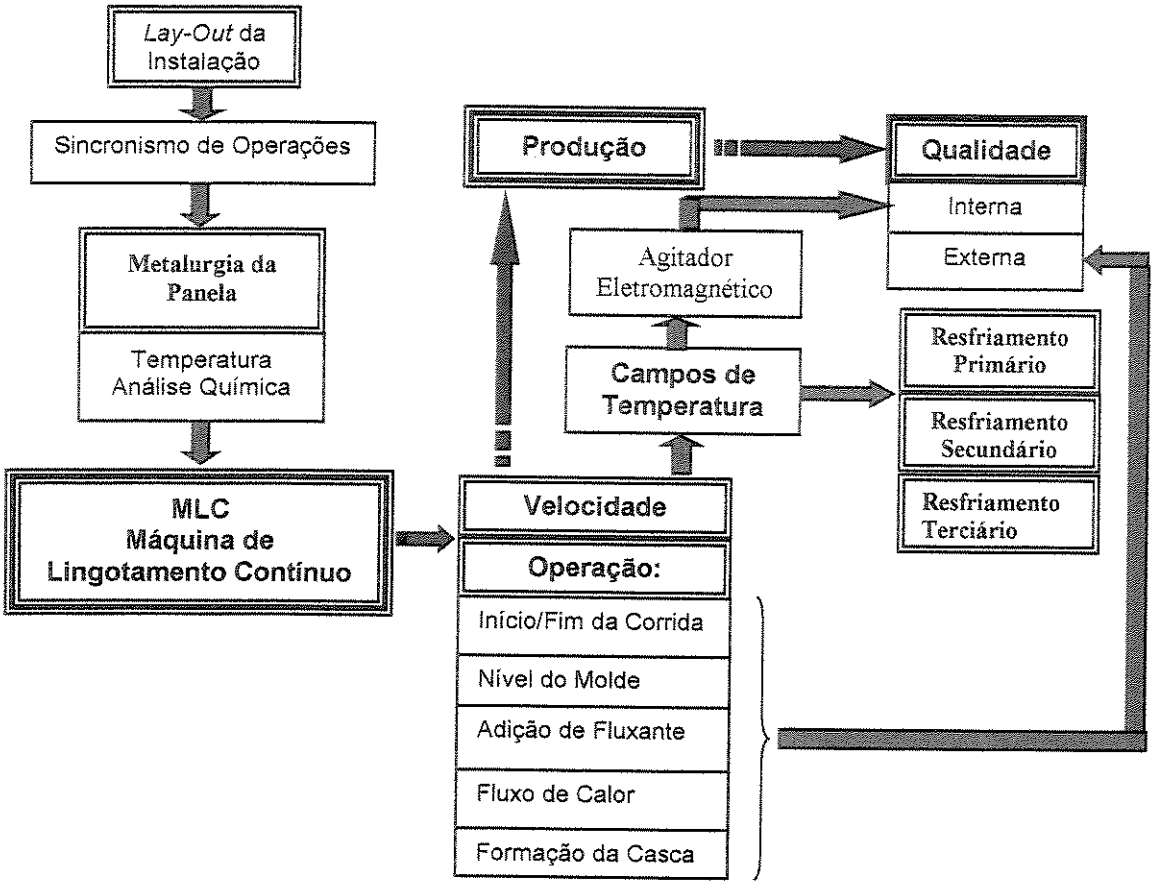


Figura 1.1. Correlação dos parâmetros de processo no lingotamento contínuo de aços.

Cada equipamento deve ter seus próprios parâmetros de produção controlados, como: fluxo e pressão de água no molde e na região de *sprays*, velocidade de produção, temperatura de vazamento, nível de metal líquido no molde e no distribuidor, entre outros, e todos deverão ser ajustados para situações particulares, objetivando obter o máximo rendimento possível no processo ***[Weinberg, 1979; Irving, 1990; Keqiang, 1992; Kumar, 1995; Sivensson, 1996; El-Bealy, 1997, Fernandes, 1999]***. Os processos de lingotamento contínuo de aços, tanto convencional como os processos *Near-Net-Shape*, podem ser considerados como processos de transferência de calor através do qual o metal líquido é transformado em produto sólido acabado ou semi-acabado, e por isso necessitam, ao longo de sua dinâmica, equipamentos controlados que garantam a estabilidade da seqüência ininterrupta de trabalho. Nesse ponto, atuam os modelos

matemáticos que, representados na forma de pacotes de programas, permitem aos engenheiros do equipamento desenvolverem simulações coerentes com a realidade física do sistema, garantindo economia de produção com acréscimo na qualidade. Desse modo, torna-se essencial o entendimento completo do processo, suas características, ocorrência de defeitos, transferência de calor, controle e automação de parâmetros, modelagem matemática, etc.

Estratégias de otimização (algoritmos genéticos, busca heurística, sistema especialista) trabalhando acopladas aos modelos matemáticos que simulam o processo de solidificação podem determinar os parâmetros operacionais que minimizam ou maximizam algum aspecto do processo (objetivo), tornando-se ferramentas poderosas e eficazes ***[Larreq, 1982; Lally, 1991A e B, Kumar, 1993, Samarasekera, 1994; Spim, 1997B; Filipic, 1997; Brimacombe, 1999]***. Brimacombe e seu grupo de pesquisa desenvolveram um software comercial para o lingotamento contínuo de tarugos de aço, utilizando-se de um modelo matemático de transferência de calor e uma base de conhecimento sobre a formação de defeitos, resultando em um sistema especialista (*CRACK X*). O programa permite simular diferentes condições de lingotamento, e apresenta um relatório final sobre a possibilidade da ocorrência de defeitos como função do comportamento térmico do lingote ***[Brimacombe, 2000]***. Filipic e Saler ***[Filipic, 1997/1998]*** propuseram e desenvolveram um algoritmo computacional aplicado ao lingotamento de tarugos de aços, que consiste de um modelo matemático de solidificação e de um algoritmo computacional de busca das melhores condições operacionais do equipamento. Baseado nos dados operacionais do processo, o simulador calcula valores de temperatura para os tarugos, e analisa a sua qualidade em função de alguns critérios metalúrgicos.

1.2. Objetivos

Tendo em vista a importância do desenvolvimento de modelos matemáticos para os processos de lingotamento contínuo de aços com a inserção de técnicas de otimização aos programas, adotou-se a seguinte metodologia de trabalho:

① Levantamento crítico e atualizado da literatura especializada sobre modelos matemáticos e técnicas numéricas utilizadas para os processos de solidificação no lingotamento contínuo de aços e no processo "*Twin-Roll*";

② Levantamento de uma base de conhecimento do processo de lingotamento contínuo de aços a partir de dados da literatura e dados industriais obtidos em um estágio realizado no setor de lingotamento contínuo de uma siderúrgica nacional de grande porte;

③ Desenvolvimento de modelos matemáticos baseados nas técnicas de soluções numéricas das equações diferenciais dos processos abordados (Técnicas de Diferenças Finitas);

④ Validação do modelo matemático para o processo de lingotamento contínuo de tarugos, placas e blocos por meio da comparação dos resultados obtidos com dados de âmbito experimental e da literatura técnica;

⑤ Validação do modelo matemático para o processo de lingotamento contínuo de tiras por meio de comparações dos resultados obtidos com dados da literatura técnica;

⑥ Desenvolvimento de esquemas numéricos otimizados no sentido de introduzir as melhores formulações para a transferência de calor no sistema que permita uma análise mais eficiente do processo de lingotamento contínuo de aços;

⑦ Introdução de técnicas de inteligência artificial ao modelo do lingotamento contínuo de aços, no sentido de torná-lo uma ferramenta de decisão com autonomia para estabelecer o conjunto de ajustes operacionais mais indicado para cada situação produtiva;

⑧ Comparação dos resultados obtidos pelo modelo matemático otimizado (operando em conjunto com um algoritmo genético na busca das melhores condições de operação) com dados da literatura;

⑨ Realização de atividades paralelas ao desenvolvimento do modelo matemático do processo *Twin-Roll*, dirigidas especificamente ao equipamento piloto de tiras do Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT/SP), a saber: estudo do sistema de alimentação de metal líquido no equipamento, realização de ensaios de vazamento de metal líquido em simuladores do processo, realização de corridas na máquina de lingotamento contínuo de tiras e análise das tiras, término da reestruturação do sistema de automação e controle do equipamento;

⑩ Desenvolvimento de aplicativos finais utilizados em computadores mono-usuários (PCs).

Capítulo 2

Processos de Lingotamento Contínuo de Aços

2.1. Processo de Lingotamento Contínuo de Tarugos, Blocos e Placas

As vantagens do lingotamento contínuo de metais em relação aos processos estáticos na produção primária de ligas ferrosas e não-ferrosas reside no substancial aumento na produção, obtenção de um produto mais uniforme, além de uma economia energética expressiva. O lingotamento contínuo, principalmente de aços, sofreu um grande desenvolvimento nos últimos anos, não só na produção, mas também na interação com outros processos de manufatura dos lingotes, como etapas de conformação mecânica e tratamento térmico ***[Bobadilla, 1993; Brimacombe, 1999; Schwerdtfeger, 1998/1999; Samarasekera, 1999]***. Os lingotes são geralmente produzidos em equipamentos verticais ou horizontais, dotados de moldes de cobre refrigerados à água, sendo as seções obtidas normalmente quadradas, retangulares ou cilíndricas. As diferenças básicas observadas entre os vários equipamentos podem ser associadas à:

- configuração geométrica do equipamento (horizontal ou vertical);
- geometria e condições de resfriamento do lingote;
- tipo de lubrificante utilizado no molde;
- prática de desoxidação no metal líquido no distribuidor (*tundish*);
- prática de vazamento do metal líquido usando ou não tubo submerso, entre outras.

No lingotamento contínuo convencional, é comum dividir os produtos obtidos em três categorias: (i) tarugos *(billets)* com seção transversal quadrada de no máximo 150 mm ou seção transversal circular de no máximo 150 mm de diâmetro; (ii) blocos *(blooms)* com seção transversal quadrada ou retangular maior que 150 mm até o máximo de 800 mm x 400 mm, sempre respeitando a razão entre os lados menor ou igual a 2; (iii) placas *(slabs)*, com razão entre os lados maior que 2 ***[Irwing, 1993]***. Entre os principais elementos do sistema, pode-se citar: distribuidor, válvula submersa ou tubo de imersão de metal líquido para o molde; o próprio molde (resfriamento primário) e seus componentes como agitador eletromagnético, jaqueta, sistema de refrigeração e lubrificação; zonas de resfriamento por *sprays* (resfriamento secundário) e a região de radiação livre (resfriamento terciário), desempeno e corte dos lingotes. Um diagrama mostrando os principais componentes de um equipamento de lingotamento contínuo de aços é apresentado na Figura 2.1, destacando-se as diferentes regiões em que é dividido o equipamento. A Figura 2.2 apresenta alguns dos tipos de máquinas utilizadas e as diferenças existentes entre os *lay-outs* dos equipamentos.

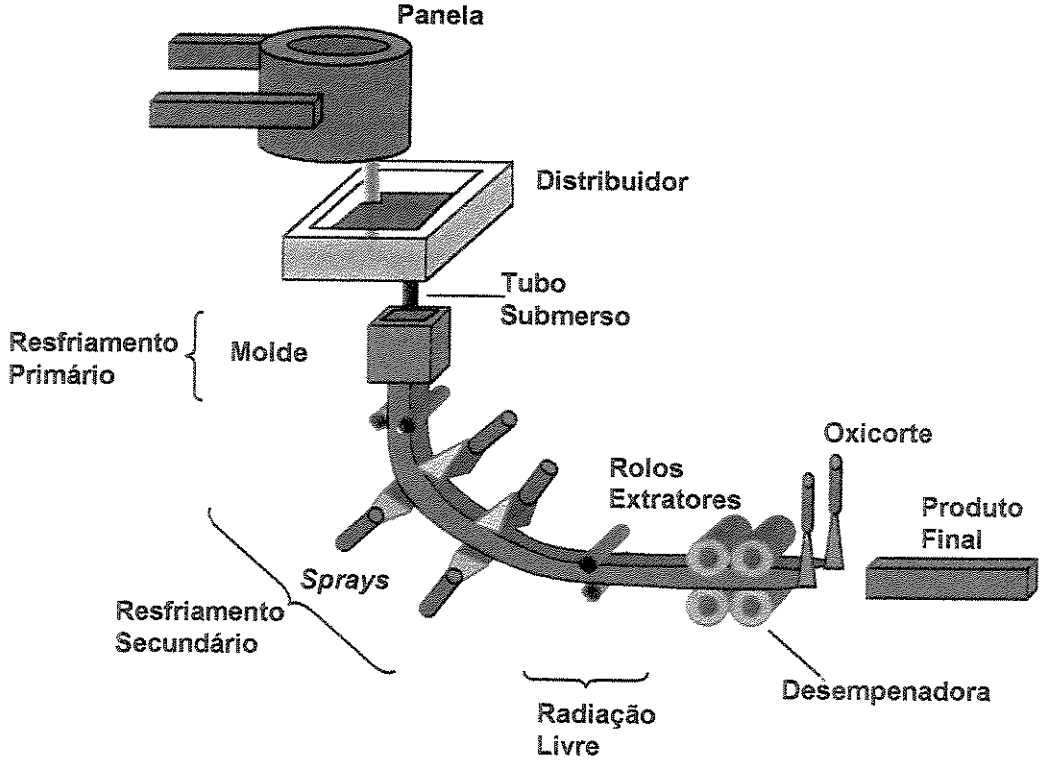
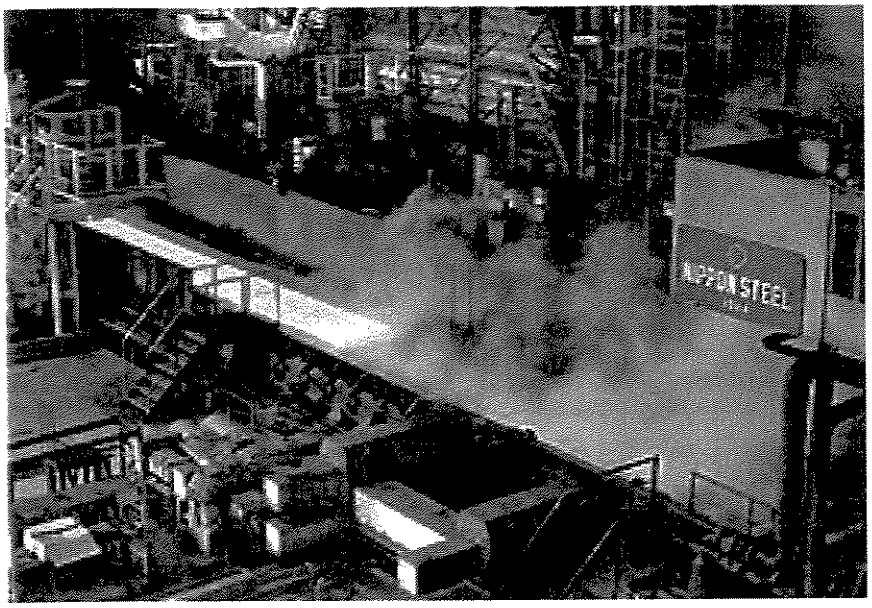
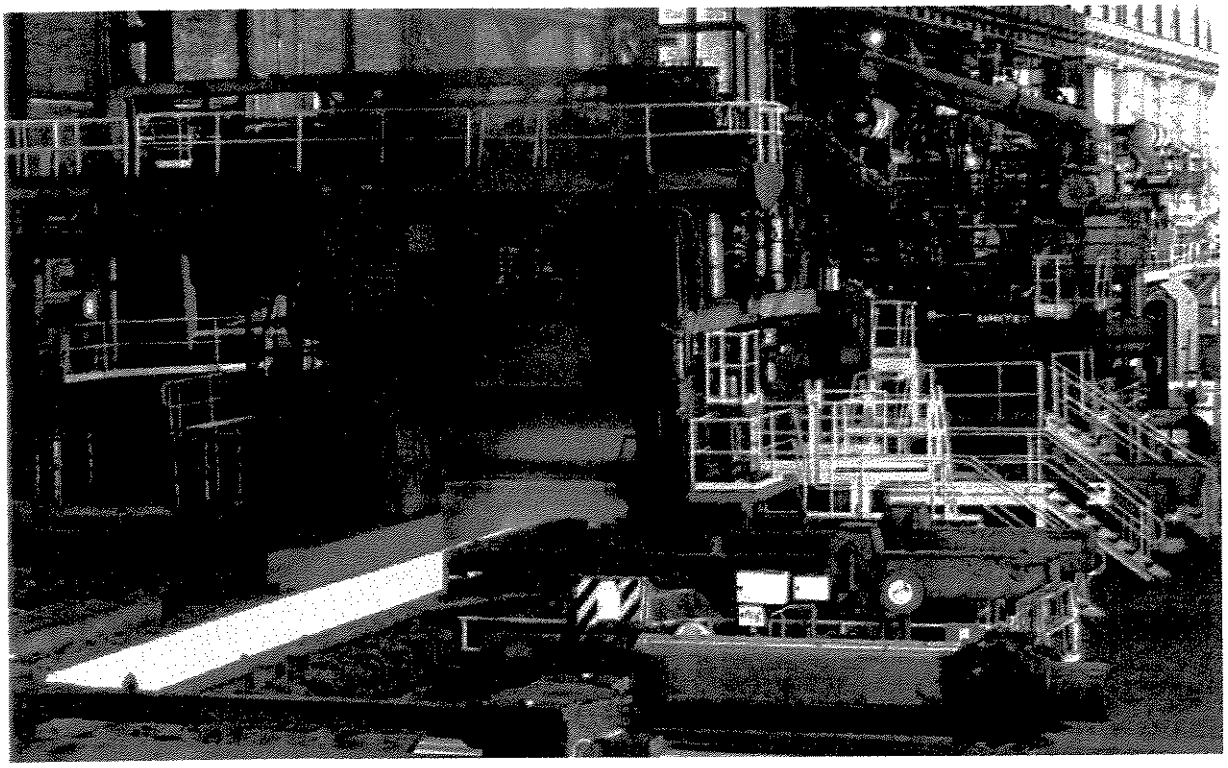


Figura 2.1. Principais componentes de um equipamento de lingotamento contínuo de aços.



(A)



(B)

Figura 2.2. Equipamentos de lingotamento contínuo: (A) placas (*Nippon Steel Corp*); (B) tarugos (*British Steel Corp*) ***[www.nipponsteel.com; www.britishsteel.com.uk]***.

Diante de todos esses argumentos já citados, começa-se a análise dos componentes orgânicos de um equipamento de lingotamento contínuo de aços, destacando-se o distribuidor (controle de nível, projeto, pós de cobertura, fluxo de metal líquido, diques, barreiras e sistemas de vazamento para o molde), molde (nível de metal líquido, características como composição, conicidade, espessura da parede, tipo de suporte, sistema de refrigeração, oscilação e lubrificação), zona de resfriamento secundário (fluxo de água, temperatura, números de etapas) e região de radiação livre (reaquecimento do lingote).

2.1.1. Definição dos Conceitos Físicos e de Controle nos Elementos do Processo

O lingotamento contínuo é um processo de extração de calor no qual o metal fundido é convertido em um produto sólido. O metal passa por três etapas de resfriamento: molde, região de *sprays* e região de radiação livre. Entre as seqüências de operações realizadas no processo, pode-se destacar como fundamentais:

- alimentação de metal líquido no distribuidor por meio de uma panela;

- fluxo de metal líquido do distribuidor para a cavidade do molde através de injetores, podendo esses ser abertos ou selados;

- formação da camada de metal sólido junto à superfície da parede interna do molde, devendo ser suficientemente espessa a fim de suportar os esforços internos e de extração do lingote. Caso contrário, poderá ocorrer a ruptura do lingote na saída do molde (*breakout*).

- resfriamento do lingote após a saída do molde por meio de *sprays* que geralmente borrifam água ou água + ar, auxiliando no processo de solidificação nas regiões internas do lingote;

- região de resfriamento natural ou radiação livre, onde geralmente a solidificação já se completou e ocorre o desempeno e corte do lingote.

Analisando isoladamente cada componente do equipamento, pode-se destacar:

2.1.1.1. Distribuidor (*Tundish*)

O distribuidor é o recipiente intermediário entre a panela vinda do forno e o molde, 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 (veios), mas além desta função, ele pode ser utilizado para separar impurezas na liga ou até mesmo realizar modificações na mesma. A Tabela 2.1 apresenta algumas especificações do comportamento do distribuidor visando aumentar a qualidade do produto final.

Tabela 2.1. 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 superaquecimento e a composição	Alimentação constante	Separar inclusões	Desoxidação do aço e correção de ligas
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 interna	Modificação de inclusões e controle químico da liga

O distribuidor tem influência significativa 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 a manter a temperatura o mais uniforme e constante possível durante a corrida. O uso de revestimentos internos para reduzir os ataques do aço líquido nas paredes dos distribuidores tem crescido, resultando em melhorias no desempenho, principalmente no que diz respeito a sua vida útil. O revestimento interno é feito em camadas, tendo uma ou mais camadas permanentes de tijolos refratários e uma camada de desgaste à base de MgO, que entrará em contato com o metal líquido, conforme é esquematizado na Figura 2.3 ***[Costa Neto, 1997]***. O ciclo de vida útil do material refratário do distribuidor compreende as fases: lingotamento, retirada do aço restante que não foi vazado juntamente com a escória, manutenção com a restauração da camada de desgaste, troca das válvulas gavetas, reaquecimento a temperaturas acima de 1200 °C para retirada de umidade e novamente lingotamento.

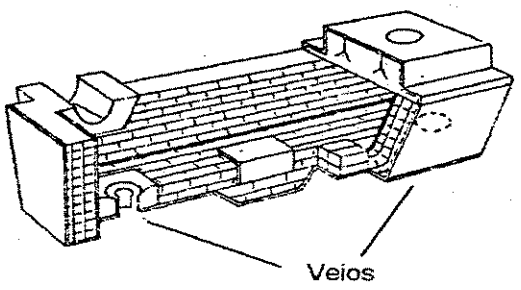


Figura 2.3. Detalhe de um distribuidor industrial com 2 veios, mostrando as camadas de tijolos refratários, local de vazamento e veios para vazamento nos moldes.

Um dos parâmetros importantes que devem ser controlados nessa etapa do processo é a altura do nível de metal líquido, pois essa influencia a velocidade de lingotamento quando se opera com vazamento aberto. Geralmente esse controle é realizado com 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 fontes radioativas como, por exemplo, Cobalto 60. Para equipamentos com controles automáticos de nível de metal, uma das principais dificuldades encontradas é a flutuação do fluido na superfície, que acarreta variações nas medidas obtidas, podendo alterar o nível em função de leituras errôneas.

O controle de temperatura no distribuidor ao longo do processo é fundamental para se evitar obstrução (*clogging*) da válvula gaveta pela solidificação do metal no seu interior, sendo crítico para o caso de aços com alto teor de carbono, maior que 0,70 %C, e com tempos de lingotamento longos ***[Costa Neto, 1997]***. Esse tipo de defeito é mais comum no lingotamento contínuo de tarugos do que em placas devido aos menores diâmetros das válvulas. Em geral, a obstrução ocorre pela deposição de alumina nas paredes das válvulas. Os métodos empregados para se evitar abaixamento de temperatura do metal líquido são a utilização de tampa refratária na panela, aquecimento do distribuidor com chama ou tocha plasma antes da seqüência e cobertura da superfície do aço com pó de cobertura. Normalmente, a diferença de temperatura no metal líquido entre a panela e o distribuidor é da ordem de $20\ ^{0}$ C.

O controle da composição química no distribuidor é feito com a utilização de pó de cobertura para absorção de alumina ($Al_3 O_2$) no banho. Os pós de cobertura são classificados em 3 categorias:

- ácidos = tipicamente, palha de arroz calcinada com aproximadamente 90% SiO_2;
- neutros = materiais à base de alumino-silicatos;
- básicos = materiais à base de magnesita ou dolomita.

O comportamento do pó de cobertura sobre a superfície do aço pode ser dividido em camadas, sendo uma camada de pó em estado sólido, uma camada sinterizada e uma camada líquida de pó fundido. A camada sinterizada deve ser a de maior espessura e sua função é isolar termicamente o sistema, enquanto a camada líquida que está em contato com o metal tem a função de absorver as inclusões, "limpando" o aço. Entre as coberturas utilizadas, a que oferece maior capacidade de isolamento térmico é a palha de arroz. No entanto, a proteção contra o reoxidação não é perfeita, podendo haver contaminação com nitrogênio e até mesmo a ressulfuração do aço pelo fato de ser uma escória ácida, não sendo recomendada para aços baixo silício. O fator que influencia na capacidade de isolamento é o teor de carbono do pó. Quanto maior o teor de carbono, maior é o tempo necessário para ocorrer a fusão do pó e menor o poder de isolamento, podendo também haver a contaminação do metal líquido com o aumento do teor de carbono. Assim, para bons isolamentos utiliza-se palha de arroz com 90% SiO_2; para aços ultrabaixo carbono, pós do tipo alumino-silicatos com teor de carbono abaixo de 1% (SiO_2-CaO–Al_2O_3–MgO) e, para melhoria de limpeza, pós com baixo carbono e boa capacidade de fusão como os pós de baixo SiO_2. Outra opção, seria o uso de pós inertes, à base de MgO, que são bons isolantes térmicos, não recarburam ou contaminam o banho com inclusões e têm alto ponto de fusão ***[Costa Neto, 1997]***.

A "limpeza" do aço no distribuidor pode ainda ser feita por diferentes métodos, citando o uso de filtros ativos com esponja cerâmica de ativação química ou canais filtrantes, uso de barreiras e/ou diques que funcionam como obstáculos à passagem de impurezas e o uso de injeção de gás inerte (geralmente argônio) pelo fundo do distribuidor, melhorando a mistura e arrastando as inclusões e hidrogênio para a superfície. A geometria do sistema, o posicionamento de obstáculos à passagem do metal líquido e a velocidade do fluido têm sido estudados visando melhorar a separação de inclusões não-metálicas e a homogeneização do líquido, resultando em

aumento de qualidade do produto final. Para esse estudo, é prática comum utilizar-se de modelos físicos (equipamentos pilotos em escala reduzida) e/ou modelos matemáticos para simular as condições operacionais da etapa.

Em relação aos modelos físicos, geralmente são construídos em acrílico e utiliza-se de água como fluido para simular o metal líquido e corante para visualizar o fluxo desde a entrada no distribuidor até a vazão para o molde. Isto possibilita determinar parâmetros como tempo de residência do metal, variações na concentração, regiões turbulentas e mortas (onde não ocorre a circulação do líquido), arraste de inclusões (utilização de equipamentos capazes de detectar a passagem de certas partículas contidas no fluido numa determinada região), etc ***[Joo, 1993A; Sinha, 1993; Costa Neto, 1997; Spinelli, 2000B]***.

A Figura 2.4 ilustra um aparato experimental utilizado para estudar o fluxo de fluido e o comportamento de inclusões num distribuidor em escala piloto. Nessa situação em particular, o modelo físico em acrílico foi desenvolvido para analisar o sistema de alimentação do equipamento piloto de "*Twin-Roll*" do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo (IPT/SP).

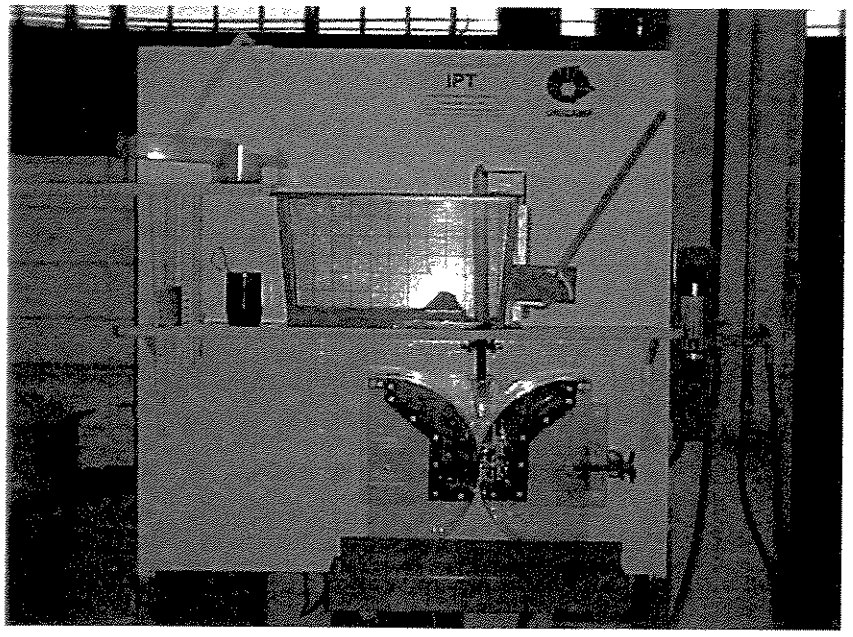


Figura 2.4. Foto ilustrando um modelo físico desenvolvido para analisar o fluxo de metal líquido no distribuidor ***[Spinelli, 2000B]***.

Para as simulações via modelos matemáticos, utilizam-se programas numéricos computacionais para a análise do fluxo de massa e transferência de calor *[Camplin, 1990; Gastón, 1991; Joo, 1993B e CJ.* A previsão de tais fenômenos é útil para determinar o melhor projeto em relação a tamanho, forma e disposição dos obstáculos ao líquido. Modelos matemáticos desenvolvidos por alguns autores se utilizam das equações diferenciais parciais para momento, continuidade e energia, sendo:

Equação da Continuidade ou da Conservação de Massa:

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial(\rho.\mu_i)}{\partial x_i} = 0, \qquad (2.1)$$

Equação de Balanço de Momento:

$$\frac{\partial(\rho.\mu_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho.\mu_i.\mu_i)}{\partial x} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}.\left(\mu_{ef}.\frac{\partial \mu_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \mu_j}{\partial x_i}\right) + g_i.(\rho - \rho_o), \qquad (2.2)$$

Conservação da Energia Térmica:

$$\frac{\partial(\rho.T)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho.\mu_i T)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i}.\left(\rho.k_{ef}.\frac{\partial T}{\partial x_i}\right), \qquad (2.3)$$

sendo: p = pressão [Pa];

t = tempo [s];

ρ = massa específica (densidade) [kg/m^3];

$v_{i,j}$ = velocidade nas direções i, j [m/s];

$x_{i,j}$ = extensão nas direções i, j [m];

μ_{ef} = viscosidade dinâmica efetiva do fluido [Ns/m^2];

g = aceleração da gravidade [9,8 m/s^2];

T = temperatura [K];

k_{ef} = condutividade térmica efetiva [W/m.K].

2.1.1.2. Fluxo do Distribuidor para o Molde

Vários sistemas de vazamento são utilizados para facilitar o lingotamento, objetivando o menor custo com maior produção e qualidade, podendo ser sintetizados em dois tipos: (i) jato aberto, ou seja, sem utilização de canal de alimentação do metal líquido para o molde, podendo ou não se realizar proteção do fluxo contra a reoxidação com atmosfera inerte, e (ii) válvula submersa, geralmente de sílica fundida ou de alumina-grafite, sendo este procedimento muito comum nos aços acalmados ao alumínio e silício. Válvulas de alumina-grafite são mais sensíveis ao ataque da escória, enquanto as válvulas de sílica fundida são mais susceptíveis à erosão causada pelo manganês contido no aço. A Figura 2.5 mostra alguns sistemas de vazamento com válvula submersa e jato aberto.

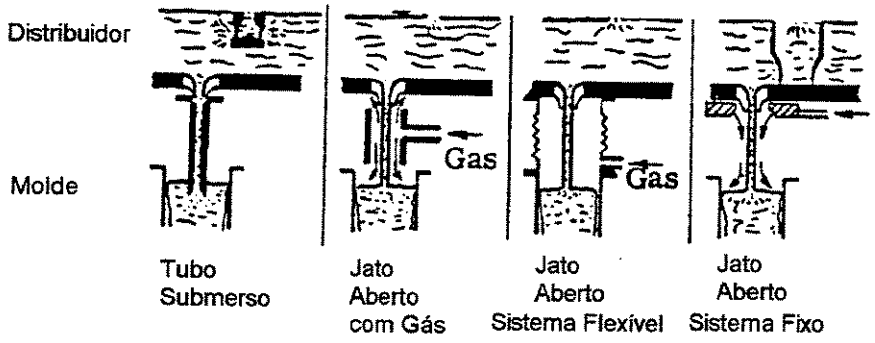


Figura 2.5. Sistemas de vazamento do metal líquido do distribuidor para o molde.

Outros parâmetros que devem ser observados são a profundidade de imersão do tubo, sua forma, diâmetro de entrada, de saída e sua angulação. No caso de lingotamento de blocos e placas, é utilizado tubo submerso, mas para lingotamento de tarugos com diâmetro menor que 130 mm e seção menor que 130 x 130 mm, não se utiliza o tubo devido à pequena área da seção do molde ***[Jaffuel, 1979; Brimacombe, 1990]***. Quando se utiliza tubo submerso, é prática comum usar pó fluxante também na superfície do aço no molde, evitando assim reoxidação do metal e ajudando na lubrificação entre a casca solidificada e a parede do molde. Mais adiante será discutido com maiores detalhes, o comportamento do pó fluxante na interface metal/molde [item 2.1.1.3.5].

Para o caso de jato aberto, técnica muito utilizada principalmente no caso de lingotamento de tarugos de aços mais comuns, não se utiliza pó fluxante sobre a superfície, somente gás inerte

na região do fluxo. Porém, necessita-se utilizar óleo como lubrificante na interface metal/molde. Quando se opera com válvula submersa, a velocidade de lingotamento é constante e, de acordo com o nível de metal líquido no distribuidor (geralmente este controle é feito em função do peso do distribuidor ou com sensores de nível ou temperatura), tem-se um determinado comportamento da válvula gaveta, abrindo e fechando de acordo com a necessidade de fluxo de aço para o molde. No vazamento com jato aberto, o fluxo de metal é função do diâmetro do injetor no distribuidor. Assim, torna-se necessário variar a velocidade em função da maior ou menor altura de metal. De acordo com a velocidade requerida para a seqüência, é possível determinar o diâmetro do injetor (d) por meio do teorema de Bernouilli:

Fluxo de vazão do distribuidor ($Q_{Distribuidor}$) = Fluxo do Lingote ($Q_{lingote}$),

Fluxo do distribuidor $\Rightarrow K.A_{injetor}.\sqrt{2.g.h}$,

Fluxo do lingote $\Rightarrow A_{lingote} . V_{ling}$,

onde: Q = fluxo do fluido [l/s];

A = área do injetor [m^2];

g = aceleração da gravidade [9,8 m/s^2];

h = altura de metal líquido no distribuidor [m];

K = constante de contração do metal [assume-se um valor de 0,62 para orifícios circulares].

Assim, tem-se o cálculo do diâmetro [m] dado por:

$$d = \frac{cte.\sqrt{A_{lingote} . V_{ling}}}{\sqrt[4]{h}} . \qquad \textbf{(2.4)}$$

Esse teorema ignora a tensão superficial do metal líquido, mas é uma boa estimativa de um diâmetro ótimo ***[Garcia, 1986]***.

O controle do fluxo de metal do distribuidor para o molde, e o conseqüente controle do nível do molde pode ser realizado de diversas maneiras, seja utilizando válvulas tampão ou válvulas gaveta. A Figura 2.6 apresenta um esquema do conjunto formado por válvula submersa

para transferência do metal líquido e válvula gaveta. Maiores detalhes a respeito do controle do nível no molde serão discutidos na seção 2.1.1.3.

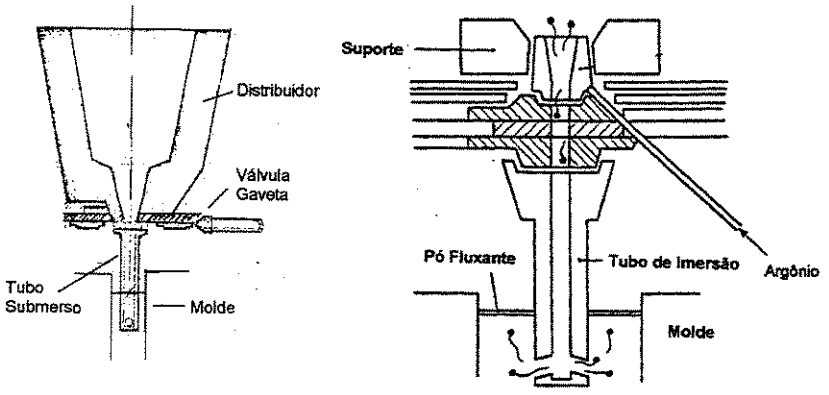


Figura 2.6. Esquemas de tubo submerso e válvula gaveta empregadas no distribuidor.

2.1.1.3. Molde ou Resfriamento Primário

Esta etapa do processo é chamada de resfriamento primário, sendo suas principais funções suportar a coluna de metal líquido até que se forme uma casca sólida suficientemente espessa junto à superfície do molde durante os instantes iniciais do processo de solidificação e permitir a retirada de calor do metal até o fluido de refrigeração.

Entre os parâmetros que merecem atenção e controle nessa região, pode-se destacar o nível e flutuação do metal líquido no molde, características como composição, conicidade, espessura, tipo de suportes, condições de refrigeração, oscilação e lubrificação, além da espessura mínima requerida da casca solidificada na saída do molde.

Um molde convencional para lingotamento é essencialmente constituído de um tubo de cobre posicionado no interior de uma jaqueta de aço inoxidável com água passando pela fenda formada entre eles. Normalmente, o tubo de cobre é fixado na parte superior por chapas (conhecidas como *constraints*), sendo a lubrificação entre a parede interna e o metal feita por pó fluxante ou óleo vegetal e/ou mineral de acordo com as condições do vazamento. Uma representação do molde é mostrada na Figura 2.7.

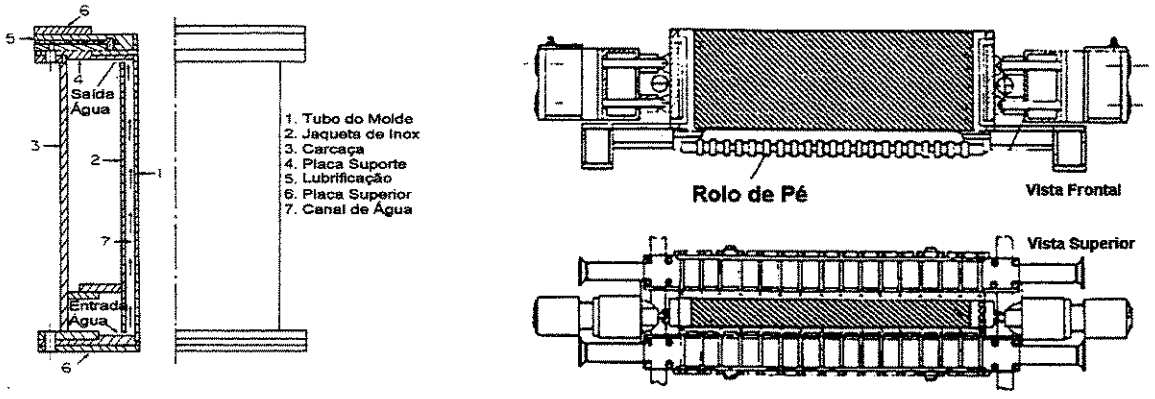


Figura 2.7. Esquema representativo de um molde para lingotamento de tarugos e placas.

Os parâmetros de controle dessa etapa de resfriamento são numerosos e incluem: nível de metal líquido, características do molde, parâmetros de resfriamento, condições de oscilação e lubrificação, região de *sprays* e radiação livre.

2.1.1.3.1. Nível de Metal Líquido:

A turbulência do metal líquido no distribuidor e molde durante o vazamento é uma das mais importantes causas das flutuações do nível na região do menisco (nível de metal líquido da região superior do molde). Assim, projetos ótimos de válvulas submersas são parâmetros necessários para a boa qualidade do produto. Também a altura do menisco, ou distância do nível até a parte superior do molde, é essencial, pois meniscos ditos "rasos ou pouco profundos" causam a formação de uma zona de máxima expansão térmica do molde bem próxima dos suportes, acarretando deformações plásticas permanentes no mesmo. No entanto, meniscos muito profundos reduzem a área de contato entre metal e molde, diminuindo muito o tempo de residência no molde e conseqüentemente a espessura da casca solidificada. Deformações permanentes foram observadas em moldes que operam com nível de metal líquido no menisco de $\approx$ 50 mm abaixo do topo, sendo recomendado manter uma profundidade da poça a 100 mm do topo, tentando mantê-la o mais constante possível durante o processo a fim de também minimizar variações nas marcas de oscilação.

Para o controle do nível de metal na parte superior do molde (menisco), geralmente se

utilizam equipamentos semelhantes àqueles empregados no distribuidor, além de técnicas alternativas como é o caso do método termelétrico (emprego de termopares na região do menisco) ou método visual. A maior dificuldade nessa etapa do processo recai no controle da qualidade superficial dos lingotes, além do controle de defeitos que podem interromper o processo, como *breakouts*. Flutuações do nível de metal líquido do molde podem acarretar o arraste de pó de cobertura e outras impurezas para o banho líquido, resultando em defeitos superficiais como *pinholes*, que são pequenas trincas superficiais em forma de agulhas, e incrustações. Vários pesquisadores têm desenvolvido os mais diversos sistemas de controle de nível, utilizando-se de controladores PID (Proporcional Integral e Diferencial), controladores PID realimentados ou acoplados com lógica *Fuzzy*, sistemas não lineares, etc, trabalhando em conjunto com sensores de nível e atuadores de vazão ***[Graebe, 1995; Asano, 1996; Dussud, 1998]***.

Um esquema do controle de nível de metal no distribuidor e molde e sua relação com alterações na velocidade de lingotamento é apresentado na Figura 2.8.

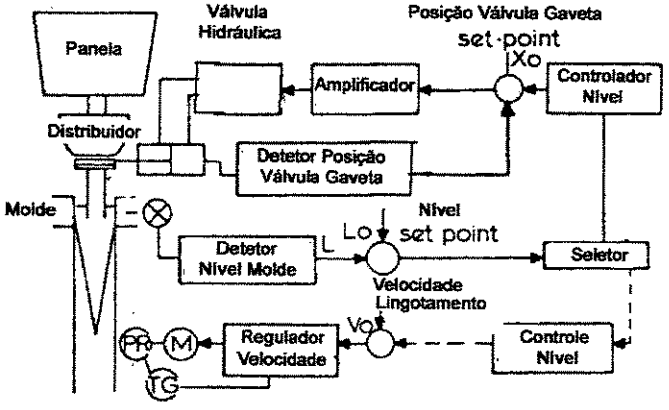


Figura 2.8. Esquema de controle de nível de metal líquido no equipamento de lingotamento contínuo ***[Spim, 1993]***.

2.1.1.3.2. Características do Molde

Composição:

A liga de cobre da qual o molde é feito, é um importante fator para a minimização de distorções permanentes no molde, que são responsáveis, na maioria das vezes, por problemas de

romboidade, além da formação de trincas longitudinais e transversais nos cantos e *breakouts*.

A causa principal das distorções é o aumento da temperatura do molde, principalmente na região do menisco, atingindo temperaturas que proporcionam o amolecimento da liga, ou seja, zona de baixa resistência mecânica. A resistência ao amolecimento do cobre pode ser aumentada se for adicionado fósforo durante o processo de fabricação do molde, geralmente de 200 a 300 ppm, sendo estes denominados DHP (*High Phosporus*), ou prata em torno de 1000 ppm para cobre com baixa porcentagem de fósforo (*Silver-Bearing*). Algumas indústrias ainda utilizam cobre com baixo fósforo (chamados DLP *Low Phosporus*) ***[Samarasekera, 1994]***. Adições de cromo (Cr) entre 0,5 a 1,5 %, zircônio entre 0,03 e 0,5% e titânio entre 0,03 a 2% em peso aumentam a resistência mecânica da liga (acima de 400 N/mm^2) e a dureza superficial entre 100 e 500 HB, além de apresentarem temperatura de amolecimento acima de 500 ^0C e boa condutividade térmica nessas temperaturas (87% IACS) ***[US Patents nº 4421570; US Patents nº 45899030]***. Moldes de cobre puro também são utilizados, no entanto apresentam baixas temperaturas de amolecimento térmico, alto coeficiente de expansão térmica e pequena resistência mecânica ***[Brimacombe, 1993]***.

O tempo de vida útil dos moldes utilizados atualmente é função da composição (Tabela 2.2). Nota-se que além da relação da composição com o número de corridas efetuadas, a tabela também apresenta se foram realizadas medições nas dimensões internas do molde, já que diferenças significativas implicam em sua substituição.

Tabela 2.2. Expectativa de vida útil de diferentes tipos de moldes ***[Brimacombe, 1993]***.

Composição do Molde	Vida Útil (n^0 de corridas)	Medidas das Dimensões Internas
DLP	200-300	SIM
Cu / Cr / Zr	300-600	SIM
DHP + Ag	300-500	SIM
DHP	350-1000	SIM
Cu / Cr / Zr	110	SIM
Cu / Cr / Zr / Ti	450-900	NÃO

Pela tabela, é possível observar que os melhores desempenhos são alcançados quando se opera com molde DHP ou molde de Cu-Cr-Zr-Ti.

Espessura da Parede:

No projeto do molde, quatro aspectos com relação à espessura da parede de cobre devem ser ressaltados: (i) a espessura é fator crítico na região do menisco devido ao aumento da temperatura; (ii) todas as faces do molde devem ter a mesma espessura, o que deve ser observado principalmente em moldes curvos, sendo este parâmetro decisivo para a não utilização de moldes restaurados; (iii) existe relação direta entre produtividade e espessura da parede, principalmente no que diz respeito à extração de calor; (iv) há também relação entre qualidade e espessura ***[Mahapatra, 1991A e B]***.

A influência da espessura da parede reflete-se diretamente na temperatura do molde, que também é influenciada pela velocidade da água e o teor de carbono do aço lingotado. O comportamento térmico do molde é essencial no que diz respeito à temperatura de amolecimento, que não deve ser atingida. Outra informação térmica importante é a temperatura da superfície em contato com a água de refrigeração, pois se esta for muito alta, pode causar a formação de bolhas junto à superfície, diminuindo a retirada de calor do sistema. Essa situação é mais crítica próxima a região do menisco, mais precisamente, 80-100 mm abaixo desse, conforme pode ser visto no gráfico da Figura 2.9, onde se tem três diferentes espessuras de molde (tarugo) e o comportamento térmico para as superfícies do molde em contato com o fluido de refrigeração e com o metal, calculado por um modelo matemático de comprovada eficiência.

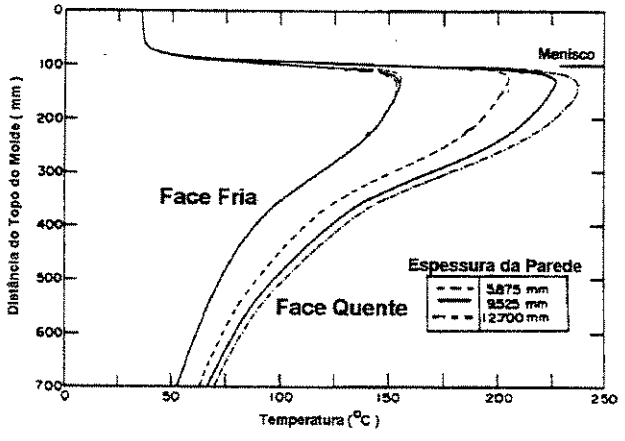


Figura 2.9. Influência da espessura da parede do molde na temperatura da superfície interna (quente) e externa (fria) do molde. Aço 0,2%C, velocidade da água 8 m/s, pressão de 241 kPa, seção 131x131 mm ***[Samarasekera, 1982A]***.

Conforme se pode observar, quando se utilizam espessuras maiores, ocorrem também as maiores variações térmicas, o que resulta em aumento de picos de temperatura da parede quente. No entanto, a superfície em contato com a água apresenta temperaturas menores. Valores de distorção geralmente observados em moldes de cobre no lingotamento contínuos de tarugos podem ser vistos na Figura 2.10 tanto para moldes retos como para moldes curvos. É interessante notar que os maiores valores situam-se na região próxima ao menisco e na região da saída do molde, causado possivelmente pelo atrito da casca sólida com a parede interna, além do desgaste decorrente do uso de barra falsa (*Dummy Bar*) em interrupções do veio devido a algum evento.

Estudos realizados por Samarasekera e equipe ***[Samarasekera, 1982B]*** permitiram observar que a maior distorção (≈ 0,1 a 0,3 mm em relação às paredes) ocorre a aproximadamente 90 mm abaixo do menisco e acontece principalmente no meio das faces laterais. Nessa região, o limite de escoamento é localmente reduzido, devido às altas temperaturas, conforme visto na Tabela 2.3 para o exemplo de molde DLP 120 + Ag.

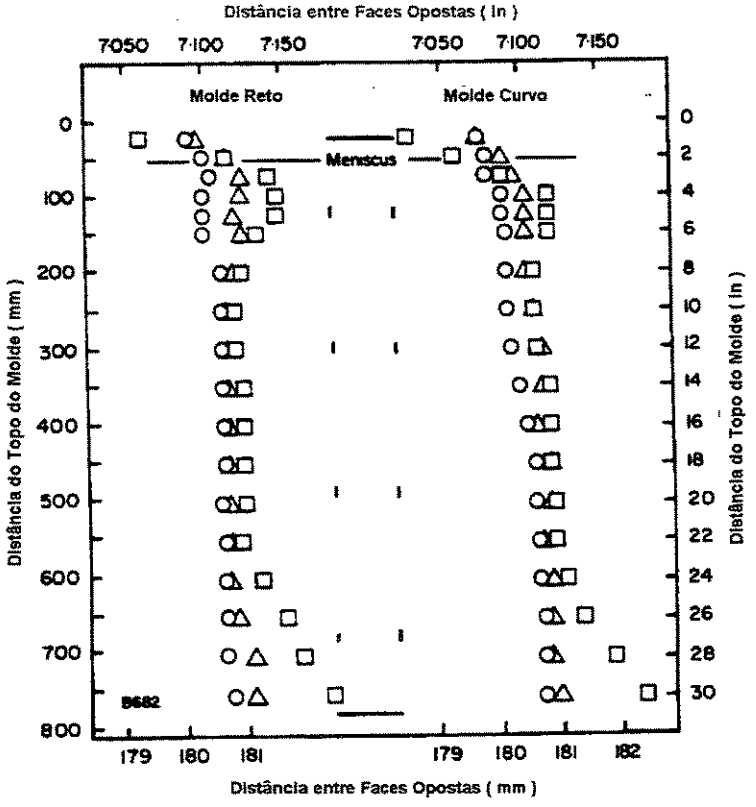


Figura 2.10. Valores típicos de distorções permanentes em moldes retos e curvos (□: meio da face, Δ e O: vértices) ***[Samarasekera, 1982A]***.

Tabela 2.3. Relação entre limite de escoamento e temperatura para molde DLP 120 + Ag ***[Samarasekera, 1982B]***.

Temperatura (^{0} C)	Limite de Escoamento (MPa)
25	187,38
100	183,49
200	166,69
300	141,17
400	119,40

A espessura da parede do molde para lingotamento contínuo de tarugos está centrada em torno de 12,7 mm para o caso de tarugos de pequenas dimensões (menores 200 mm x 200 mm).

Tipo de Suportes:

Os suportes do molde ou *constraints* atuam como sustentadores para o sistema formado pelo tubo de cobre e a jaqueta de aço inox, além de ajudar a manter a configuração geométrica interna do tubo, restringindo a expansão térmica, que induz tensões residuais que podem contribuir para o escoamento do material. Diferentes métodos são empregados para a fixação de moldes. No entanto, podem ser agrupados em três categorias de acordo com a disposição dos suportes, conforme visto na Figura 2.11. O suporte Tipo 1 apresenta encaixes (*slots*) horizontais a aproximadamente 12 mm da parte superior do molde, sendo estes nas quatro faces laterais. No Tipo 2, os *slots* são usinados apenas em duas faces opostas, e no Tipo 3 o molde é apoiado na parte superior e na parte inferior entre duas chapas com rasgos para encaixe ***[Samarasekera, 1982B]***. É predominante o uso de suportes nas 4 faces do molde (Tipo 1), sendo recomendada inclusive a substituição dos suportes Tipo 2 ou Tipo 1, quando estes ainda estiverem em uso ***[Samarasekera, 1994]***.

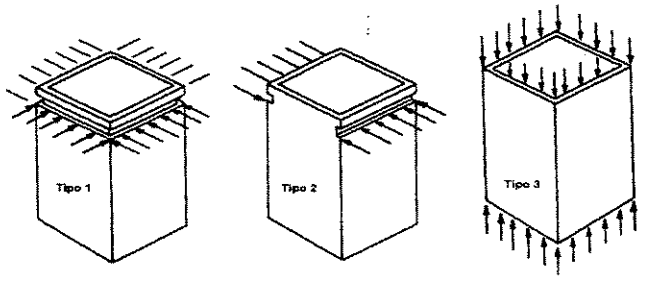


Figura 2.11. Suportes típicos para moldes (tarugos) de acordo com a divisão de categorias.

Conicidade:

Como a extração de calor no sistema metal/molde é restringida, em grande parte pela condução através do *gap* de ar (espaço físico) formado devido à contração do metal solidificado, as paredes do molde apresentam uma certa conicidade para o interior da cavidade, resultando na minimização do espaço metal/molde. Conseqüentemente, resulta uma melhor e mais homogênea extração de calor, o que propicia maiores espessuras de casca solidificada na saída do molde e velocidades de lingotamento também maiores. A contração do lingote é afetada de forma significativa pela composição do aço, particularmente em aços com baixo teor de carbono (< 0,15%C), onde ocorre uma contração mais acentuada devido à transformação de fase Ferro δ para Ferro γ (mudança de estrutura cristalina de CCC para CFC). Além disso, as paredes do molde sofrem distorções térmicas, aumentando ainda mais o *gap*. Assim sendo, o projeto da conicidade de um molde deve levar em conta a formação desse *gap* por dois mecanismos: distorção das paredes do molde e contração do metal sólido. Uma expressão apresentada para quantificar a conicidade de um molde é dada por Chandra et alii ***[Chandra, 1993]***:

$$\text{conicidade } (\%/\text{m}) = \frac{M_T - M_F}{M_T . M_M} \text{x} 100 \qquad \textbf{(2.5)}$$

onde: M_T = dimensões internas do molde na parte superior (topo);

M_F = dimensões internas do molde na parte inferior (fundo);

M_M = comprimento do molde [m].

Estudos realizados por meio de simulações numéricas realizadas em um modelo matemático, desenvolvido pelo grupo de pesquisa de Brimacombe ***[Samarasekera, 1988]***, mostraram que moldes com dupla conicidade são mais eficientes do que aqueles com conicidade simples. Para o caso de lingotamento de tarugos com baixas velocidade e molde de dupla conicidade, a conicidade da parte inferior deve ser bastante reduzida quando comparada com a parte superior, já que a extração de calor na região inferior é diminuída devido à resistência térmica imposta pela camada de metal solidificada. Na Figura 2.12 mostra-se o comportamento dos fluxos de calor em dois diferentes moldes: um com conicidade simples de 0,6 %/m e outro, com conicidade múltipla (parabólica), sendo 4,5 %/m na região próxima ao menisco, 1,6 %/m na região intermediária do comprimento do molde e 0,8 %/m próximo da saída do molde.

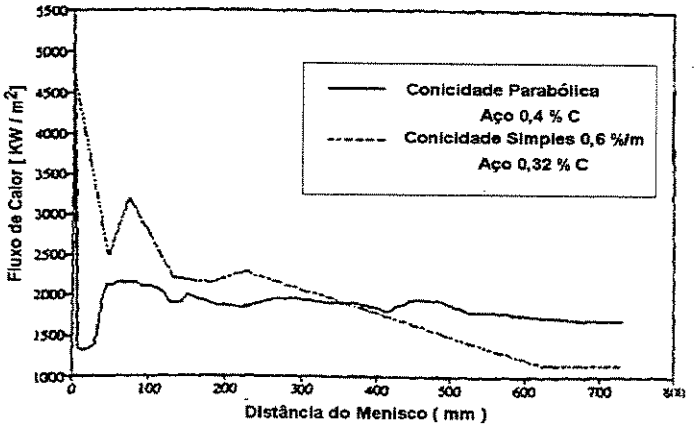


Figura 2.12. Comportamento do fluxo de calor calculado para moldes com diferentes conicidades: simples e múltipla. Velocidades de lingotamento de 19 e 29 m/min, e 22 e 30 K de superaquecimento, respectivamente ***[Samarasekera, 1988]***.

Fica evidente que o calor extraído pelo molde com conicidade parabólica permanece mais ou menos constante ao longo do comprimento do molde, devido ao melhor contato térmico metal/molde durante toda a extensão, em contraste com a queda do fluxo de calor no molde com conicidade simples, onde próximo à saída do molde o fluxo diminui drasticamente em virtude do aumento no *gap* formado nesta região, além de possibilitar maiores velocidades de lingotamento.

A Figura 2.13 apresenta valores de temperaturas no meio de uma das faces de um molde para lingotamento de aço com 0,30% de carbono, seção de 144 mm^2 e velocidade de 32 mm/s em moldes com conicidade simples e dupla. Pelos resultados, observam-se valores menores da temperatura da superfície da parede do molde para o caso de conicidade simples, quando comparada com conicidades duplas, principalmente na região do menisco, o que caracteriza uma diminuição no fluxo de calor do sistema.

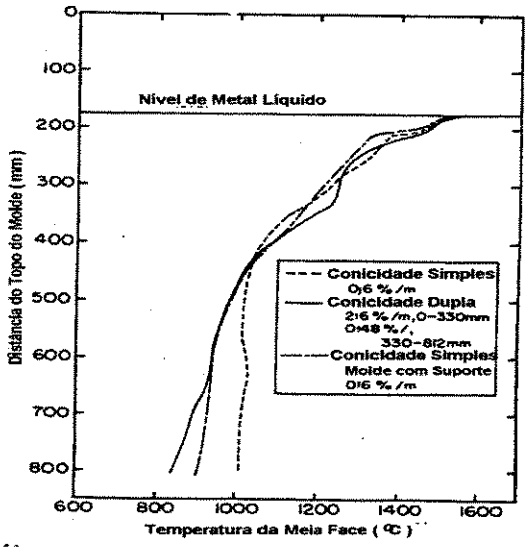


Figura 2.13. Resultados de modelo para a temperatura de superfície da meia face de moldes com conicidade simples e dupla. Aço 0,30% C ***[Samarasekera, 1988]***.

A variação da contração volumétrica do metal para os mesmos moldes citados anteriormente é mostrada na Figura 2.14, onde é possível notar que ocorre uma maior contração nos moldes com conicidade simples.

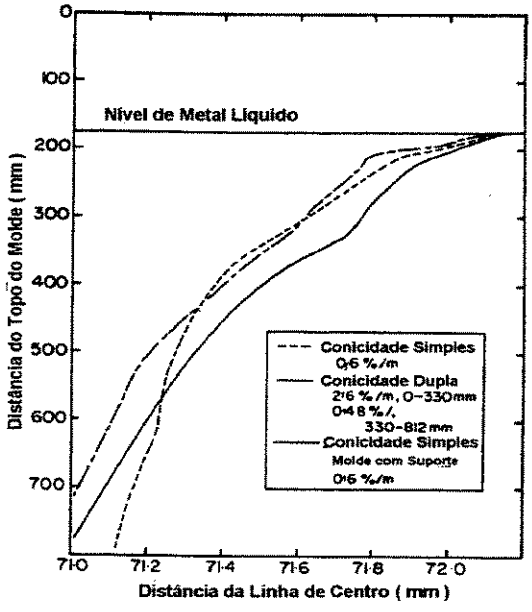


Figura 2.14. Resultados de modelo para a contração volumétrica de um aço 0,30% C em moldes com conicidades simples e dupla ***[Samarasekera, 1988]***.

No entanto, algumas precauções devem ser tomadas no emprego de moldes com conicidade duplas ou múltiplas (parabólicas), pois a extração de calor não é função apenas da conicidade e contração do metal, mas também da velocidade da água de refrigeração, espessura da parede, porcentagem de carbono da liga, sendo, portanto, difícil a determinação de um molde que seja aplicável a todas as condições de lingotamento. Entre os cuidados a serem observados, citam-se o controle do nível de metal líquido no molde e uma velocidade de lingotamento constante durante o processo, evitando flutuações e buscando estabilizar o tempo de residência do metal na parte superior do molde ***[Brimacombe, 1986]***.

2.1.1.3.3. Parâmetros de Resfriamento do Molde:

A obtenção de produtos com qualidade superior, livre de defeitos e com boa forma dimensional requer a minimização das distorções térmicas ao longo do molde, uniformidade no comportamento termo-mecânico das quatro faces e prevenção da formação de bolhas no canal de refrigeração. Como a forma do molde e a interação da casca sólida com a parede são governadas pela distribuição de temperatura no molde, características como velocidade da água, qualidade e pressão, espessura do canal e acabamento da jaqueta de aço inoxidável são fundamentais para um fluxo de calor uniforme e constante no sistema. A temperatura da face do molde em contato com a água é outro parâmetro importante, sendo este relacionado diretamente com variações no coeficiente de transferência de calor na interface molde/água de refrigeração.

Assim, serão analisados os componentes ou parâmetros que influenciam diretamente na extração de calor do sistema, por exemplo jaqueta, qualidade da água e deposição de impurezas na superfície da parede interna do molde, além da velocidade e pressão do fluxo de água no canal de refrigeração.

Jaqueta:

Na montagem do sistema molde/jaqueta é fundamental que se tenha grande precisão na distância entre os mesmos, já que esse espaço define a espessura do canal de refrigeração e conseqüentemente, a velocidade da água. Na prática, isto não se verifica, e mais, algumas vezes as jaquetas são fabricadas com quatro chapas de aço soldadas, sem nenhuma preocupação com

precisão dimensional e com a geometria dos cantos. Como as chapas são soldadas, os cantos formam ângulos retos entre as faces, enquanto que os cantos do molde são normalmente arredondados, o que proporciona um fluxo de água não uniforme dos vértices para o meio das faces do molde. Outro fato, é o material da jaqueta que deve ser aço inoxidável, já que aços carbono apresentam corrosão pronunciada e rápida, influenciando na extração de calor.

Em geral, a espessura do canal de refrigeração varia de 3 a 5 mm, podendo os cantos ser retos ou curvos, sendo estes últimos mais eficientes e recomendados. Estudos mostram que a diferença na velocidade da água entre jaquetas com cantos curvos e cantos retos é da ordem de 2 m/s. A variação na velocidade entre as diferentes faces do mesmo molde também tem sido muito estudada, admitindo-se uma variação de no máximo 1,0 m/s entre as diferentes faces do molde sem comprometer a qualidade do produto. As tolerâncias das dimensões internas da jaqueta são da ordem de ± 0,5 mm e as dimensões externas do molde da ordem de ± 0,25 mm. Assim, na pior hipótese, sempre se trabalha com variações menores que 1 mm na espessura nominal do canal ***[Berryman, 1989]***.

Um esquema do sistema molde/jaqueta pode ser visto na Figura 2.7, onde é possível observar a influência do acabamento interno dos cantos, tanto do molde como da jaqueta, sendo que este atua diretamente no espaço da passagem de água.

A montagem do sistema também deve primar por ser criteriosa e precisa, pois se os tubos estiverem fora de centro ou desalinhados, haverá regiões ou faces com canais mais espessos do que outras faces, causando não uniformidade no resfriamento e a formação de defeitos como romboidade e trincas nos cantos dos lingotes ***[Brimacombe, 1986]***.

Qualidade da Água/Depósitos de Filmes na Superfície do Canal:

A qualidade da água de refrigeração também deve ser controlada no sistema, requerendo um sistema de alimentação, filtragem, refrigeração e retorno operando somente no molde, ou seja, independente da região de *sprays*. Este parâmetro está intimamente ligado ao fluxo de calor e à qualidade do produto final (influência na formação de defeitos, como na profundidade das marcas de oscilação, romboidade, trincas nos cantos dos lingotes e *breakouts*). Água com qualidade pobre, contendo partículas sólidas, óleo e gordura, não proporcionam boa retirada de

calor na interface molde/água, causando os mesmos problemas e dificuldades citados na caracterização das jaquetas. Água contendo cálcio e magnésio pode contaminar as paredes do canal, criando uma camada de depósito na superfície da parede que dificulta a molhabilidade da mesma, além de causar uma certa turbulência no fluxo próximo da parede, podendo gerar bolhas. Espessuras de depósitos de aproximadamente 20 μm já introduzem uma certa resistência térmica à condução de calor ***[Brimacombe, 1993]***. Caracterizada pela quantidade total de partículas sólidas dadas em partes por milhão (ppm) e análise de acordo com a aparência dos depósitos (coloração), acredita-se que as melhores condições para a água de refrigeração sejam aquelas com índices menores que 5 ppm de partículas e aparência da superfície isenta de sujeira ***[Samarasekera, 1994]***.

Velocidade e Pressão da Água:

Entre as características dos sistemas de refrigeração do molde, dados como velocidade e pressão da água devem ser bem conhecidos e controlados, pois influenciam diretamente na taxa de extração de calor. A precisão na fabricação e montagem dos elementos que formam o canal de refrigeração é essencial para se manter uma velocidade constante ao longo do comprimento do molde, principalmente na região próxima ao menisco ***[Bakshi, 1993]***. Normalmente utilizam-se velocidades de água bastante altas, no intuito de minimizar problemas relacionados com distorções térmicas, pois baixas velocidades geram aumento de temperatura, aumento de deformações e conseqüentemente aumento na profundidade das marcas de oscilação Figura 2.15 ***[Brimacombe, 1986]***. Altas velocidades também são desejadas para prevenir a formação das bolhas na superfície da parede do canal, principalmente na região do menisco, além de um efeito benéfico complementar, já que altas pressões elevam o ponto de ebulição da água.

A relação entre estas duas variáveis no comportamento da água é mostrada na Figura 2.16, podendo-se determinar as condições de velocidade e pressão para que não ocorra a ebulição ***[Brimacombe, 1993]***. Observando a curva, é possível prever que para pressões de água na saída do molde em torno de 250 kPa, as velocidades devem ser maiores que 10 m/s. Diante disso, ou aumenta-se o fluxo de água do sistema, ou diminui-se a espessura do canal de refrigeração.

Acredita-se que a velocidade ideal da água no canal deva ser em torno de 10 a 12 m/s e o mais constante possível.

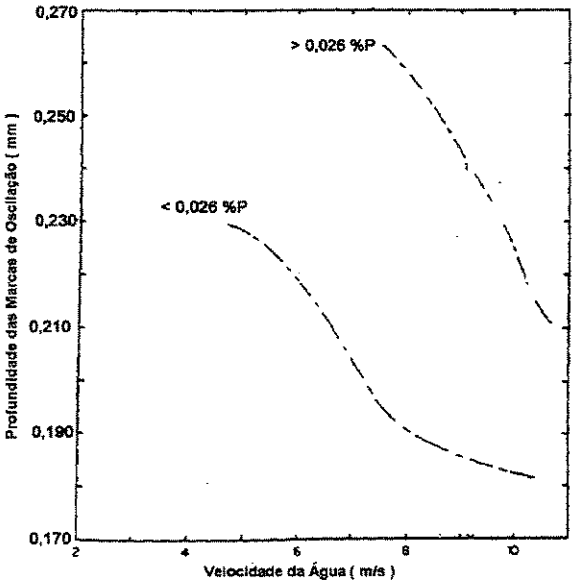


Figura 2.15. Relação entre velocidade da água e profundidade das marcas de oscilação para aço com médio teor de carbono e porcentagens de fósforo ***[Brimacombe, 1986]***.

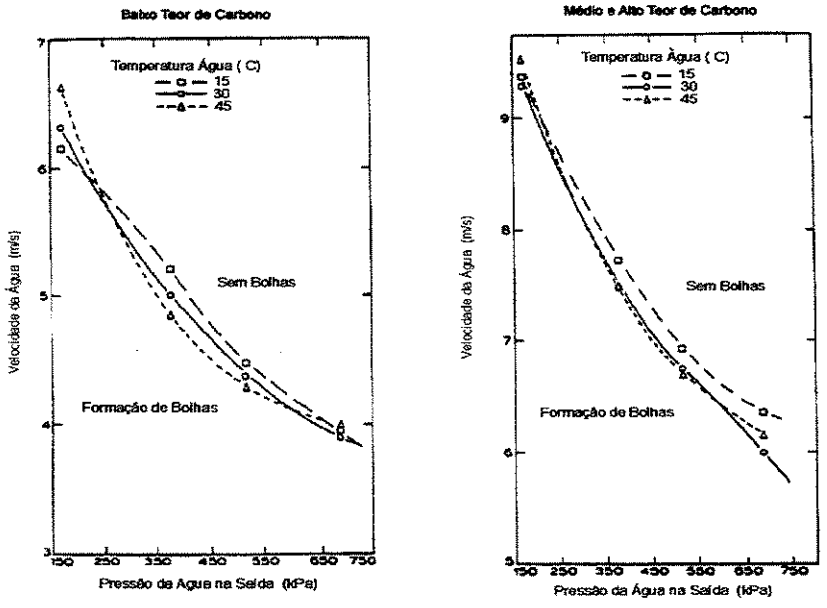


Figura 2.16. Diagrama do comportamento da água no canal de refrigeração para tarugos de baixo, médio e alto teores de carbono em moldes com espessura de 9,53 mm ***[Brimacombe, 1993]***.

A velocidade do fluido (V_{fl}) pode ser calculada pela diferença de pressão entre a entrada e a saída do canal pela Equação 2.6 dada por ***[Hansen, 1967]***:

$$(P_1 - P_2).A = \int_A \rho.V_{f1}.dA, \qquad \textbf{(2.6)}$$

onde $p_1 - p_2$ é a variação de pressão [kPa].

A variação da pressão é outro fator importante, sendo que perdas sempre ocorrerão entre a entrada e a saída do canal. Mudanças de projetos que resultem em diminuição desta variação, com conseqüente aumento do fluxo de água no molde, são desejáveis. A Tabela 2.4 mostra dados característicos para o canal de refrigeração de quatro diferentes moldes com as respectivas condições operacionais.

A Tabela 2.5 mostra uma compilação das características mais importantes para as condições de resfriamento do molde para diversas máquinas de lingotamento contínuo de tarugos em operação.

Tabela 2.4. Dados industriais de canais de refrigeração de moldes para tarugos e condições de operação ***[Berryman, 1989]***.

Canal de Refrigeração de Água				
	Molde 1	***Molde 2***	***Molde 3***	***Molde 4***
Espessura nominal do canal [mm]	4,76	4,76	3,18	4,76
Raio externo do canto do molde [mm]	15,88	14,29	15,88	22,23
Raio interno do canto da jaqueta [mm]	20,64	Quadrado	19,05	Quadrado
Diâmetro hidráulico ao longo da face [mm]	9,52	9,18	6,36	11,56
Diâmetro hidráulico nos cantos [mm]	9,52	11,56	6,36	11,56
Seção [mm²]	127 x 171,5	143,1 x 143,1	110 x 110	105 x 105
Condições Operacionais para os Quatro Moldes				
Pressão de água na entrada [kPa]	282,6	379,1	227,5	400,0
Pressão de água na saída [kPa]	130,9	-	-	34,5
Fluxo de água nominal no molde [l/s]	30,3	32,8	25,2	25,2
Nível de metal líquido no molde [mm]	150	175	110	125

Tabela 2.5. Dados industriais de sistemas de resfriamento do molde utilizados atualmente no lingotamento contínuo de tarugos *[Samarasekera, 1994]*.

Seção [mm²]	Espessura Canal [mm]	Jaqueta de Inox	Temp. Entrada da Água [° C]	Temp. Saída da Água [° C]	Pressão Entrada da Água [kPa]	Pressão Saída da Água [kPa]	Quantidade Total de Partículas [ppm]
127	4,78	Soldada	35	41	758	172	20-40
127	4,78	Soldada	24	31	552	345	200
140	3,18	Explosão	28	40	827	138	< 10
121	4,00	Soldada	33	41	500	250	< 1
121		Soldada	35	49			50
100	4,76	Soldada	35	41	276	48	10
121	3,18	Explosão	28	34	531	159	< 5
117	3,18	Explosão	29	37	552	448	20
100	3,18	Explosão	21	29	552	138	15-25
100	3,18	Explosão	31	41		269	4-7
127x178	4,00	Explosão	33	41			4
130	4,76	Explosão	32	40	379	103	1
203		Explosão					
152		Explosão	32	40			18
137	6,35	Explosão	25	31	448	172	
178	6,35	Explosão	27	32	586	207	250

Observa-se que os valores mais encontrados e recomendados são: a espessura do canal de refrigeração deve estar entre 3 e 5 mm, sendo o mais constante possível ao longo de todo o comprimento; a jaqueta de aço inoxidável ser obtida pelo processo de fundição por explosão, que permite obter melhor precisão dimensional; a variação de temperatura da água entre a entrada e a saída do canal não deve ultrapassar 8 °C, pois aumentos maiores pioram a extração de calor do sistema; e a quantidade de partículas de impurezas na água deve estar abaixo de 5 ppm, conforme discutido anteriormente.

2.1.1.3.4. Condições de Oscilação:

A oscilação do molde é uma característica particular do lingotamento contínuo, principalmente para a prevenção de *breakouts*, sendo sua principal função fazer com que o molde desloque-se para baixo mais rápido que o lingote, fornecendo uma estripagem negativa (um

"*negative strip time*"). Durante este tempo de movimentação, se houver qualquer colamento ou aderência da casca sólida com o molde, esta será descolada sem que ocorra uma ruptura e um posterior *breakout*.

O ciclo de oscilação do molde pode ser descrito segundo uma senóide (Figura 2.17), onde se observa a variação na velocidade do molde tanto para cima quanto para baixo, além do "*negative strip time*" (t_n) em relação à velocidade do lingote.

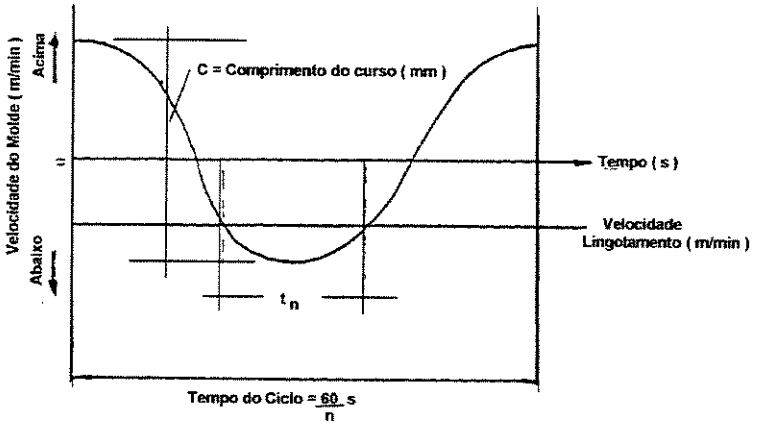


Figura 2.17. Representação do movimento de oscilação do molde.

O principal defeito associado ao movimento de oscilação do molde é a formação de marcas superficiais no lingote. O menisco, região de início da solidificação, influencia a natureza das marcas superficiais de oscilação, bem como a qualidade da superfície dos lingotes. Defeitos como trincas superficiais transversais e longitudinais, originadas tanto nos cantos como na meia face dos lingotes, originam-se nessa região devido à instabilidade e às flutuações no nível de metal líquido. Termopares têm sido empregados para monitorizar o nível de metal, baseado no fato de que a formação de uma depressão (marca, trinca) causa um aumento no espaço físico entre a casca sólida inicial e a parede interna do molde, acarretando uma variação local e imediata na extração de calor do sistema, sendo esta registrada pelos sensores de temperatura ***[Kumar, 1995; Kumar, 1997, Brimacombe, 1999]***. Vários pesquisadores têm estudado e desenvolvido teorias sobre a formação das marcas de oscilação em função de parâmetros como *negative strip time*, taxa de extração de calor, temperatura da superfície do molde em contato com o metal e composição química do aço lingotado ***[Takeuchi, 1985; Mahapatra, 1991B; Takeuchi, 1991;***

Brendzy, 1993; Kumar, 1997]. Alguns autores também afirmam que a qualidade superficial dos lingotes é mais influenciada pelo comportamento do lubrificante na interface metal/molde ***[Mills, 1991B; Yamauchi, 1993; Pinheiro, 1995/1996/2000]***. A grande dificuldade refere-se à determinação da profundidade de penetração do lubrificante na interface metal/molde, onde se objetiva uma maior penetração possível, pois além da função de lubrificar, o fluxante auxilia a uniformização da transferência de calor na interface, a absorção de inclusões e o isolamento da superfície superior da poça líquida, evitando oxidação do metal ***[Dilellio, 1995]***.

Outro problema bastante comum nessa etapa é a desconfiguração geométrica sofrida pelo molde, também chamado de romboidade, ou seja, o desalinhamento ou distorção do molde devido aos esforços causados pela passagem das marcas superficiais ao longo do molde, atrito entre metal e molde e desgaste operacional, podendo causar a formação de trincas superficiais e a obtenção de lingotes fora das dimensões desejadas ***[Samarasekera, 1982A e B; Thomas, 1988A e B]***.

Dentre os principais parâmetros que devem ser observados em relação ao movimento de oscilação do molde, pode-se citar:

Freqüência de Oscilação:

A freqüência de oscilação influencia na máxima temperatura da face do molde em contato com o metal por meio de sua influência em parâmetros como *negative strip time*, interação da casca sólida/molde e natureza das marcas de oscilação (profundidade e passo).

"*Negative Strip Time*" (t_n):

Há pelo menos três diferentes definições para "*negative strip time*" em uso atualmente, sendo que todas resultam em diferentes valores numéricos para as mesmas variáveis de entrada, como comprimento do avanço do molde (C_M), freqüência de oscilação (f) e velocidade de lingotamento (V_{ling}).

A primeira definição considera parâmetros relacionados com o movimento de descida tanto do molde como do lingote, sendo dado por ***[Irwing, 1993]***:

$$t_{n_1} = \frac{S_L - S_M}{S_M} x100\%, \qquad (2.7)$$

onde: S_L = distância percorrida pelo lingote durante a descida do molde [m];

S_M = distância percorrida pelo molde em sua descida [m].

Cálculos realizados com esta formulação sugere valores satisfatórios abaixo de 0 (valores negativos).

A segunda definição é dada em função das velocidades dos elementos do sistema, sendo ***[Irwing, 1993]*** :

$$t_{n_2} = \frac{V_{ling} - V_M}{V_{ling}} x100\%, \text{ e} \qquad (2.8)$$

onde : V_{ling} = velocidade do lingote [m/min], e

V_M = velocidade do molde [m/min].

A terceira definição é baseada no tempo durante o ciclo no qual o molde se move para baixo mais rápido que o lingote, sendo dado por ***[Brimacombe, 1986; Samarasekera, 1994, Heard, 1999]***:

$$t_{n_3} = \frac{1}{\pi.f}.\arccos\left(\frac{V_{ling}}{\pi.f.C_M}\right), \qquad (2.9)$$

sendo: f = freqüência [cpm],

V_{ling} = velocidade de lingotamento [m/min]; e

C_M = comprimento do avanço do molde [m].

Valores práticos estão usualmente na faixa de 0,1 a 0,3 s, sendo considerados ótimos valores compreendidos entre 0,12 e 0,15 s para o caso de tarugos, e valores entre 0,05 e 0,3 para o caso de placas. A redução de t_n para valores muito baixo pode resultar em insuficiente interação entre molde e casca solidificada, favorecendo a formação de palhas e sangrias, defeitos típicos de má formação da casca sólida ***[Kumar, 1995]***. Estudos revelam que a profundidade das marcas de oscilação é reduzida e a uniformidade das mesmas ao longo da superfície do lingote é melhorada com o decréscimo de t_n ***[Brimacombe, 1986, Brendzy, 1993]***. Assim, t_n se torna um importante

parâmetro que incorpora os efeitos da velocidade de lingotamento, oscilação e avanço do molde e suas correlações com a qualidade superficial do lingote e a profundidade das marcas de oscilação. O gráfico da Figura 2.18 mostra a variação do "*negative strip time*" em relação à freqüência de oscilação do molde para vários comprimentos de avanço de oscilação (obs: $V_{ling} = 0,8$ m/min).

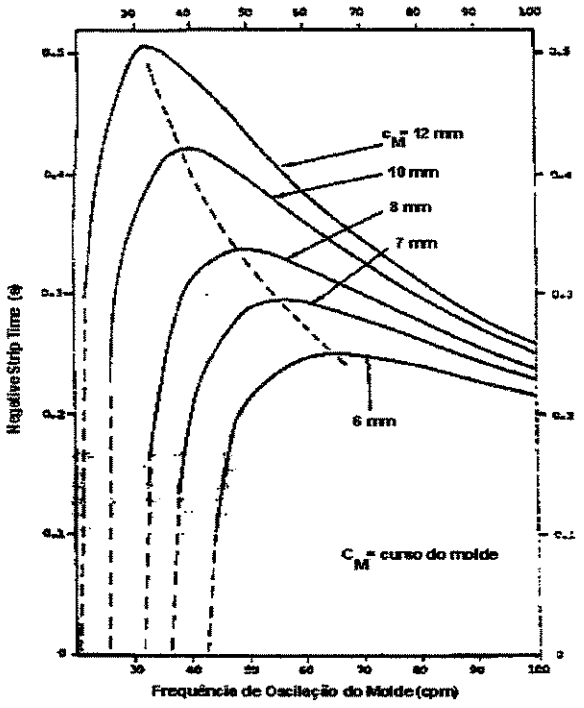


Figura 2.18. Variação do "*negative strip time*" com a freqüência de oscilação do molde e comprimento do avanço.

Quando se trabalha com freqüências baixas, ocorre um aumento na taxa de extração de calor do sistema, aumentando a temperatura da parede do molde na região do menisco em decorrência do maior tempo de contato térmico casca/molde (aumento do *negative strip time*). No entanto, em alguns casos, o decréscimo da freqüência pode resultar em diminuição do fluxo de calor devido ao aumento na profundidade das marcas de oscilação e, conseqüentemente, um alargamento do *gap* de ar metal/molde ***[Kumar, 1997]***. A utilização de altas freqüências, segundo pesquisadores, tem melhorado a qualidade superficial dos lingotes (tarugos e placas) principalmente diminuindo a profundidade das marcas de oscilação e a formação de trincas transversais ***[Takeuchi, 1985, Kumar, 1997]***. Normalmente, a freqüência de oscilação dos moldes é determinada em ciclos por minutos (cpm) ou segundos (cps), ou mesmo em hertz, sendo

valores mais utilizados na faixa de 1 – 5 Hz, normalmente 2 Hz, dependendo da velocidade do lingotamento. Assim, conclui-se que há dois fatores opostos e concorrentes que regem a interação casca/molde e a profundidade das marcas de oscilação, sendo que a melhora do contato na interface aumenta a transferência de calor do sistema, mas também propicia a formação de marcas mais profundas com posterior diminuição da extração de calor, principalmente na parte superior do molde, onde o *gap* de ar é a maior resistência à passagem do fluxo de calor. Normalmente, opera-se com curso de oscilação constante, e varia-se a freqüência de oscilação com as variações de velocidade de lingotamento, já que mudanças do avanço de oscilação não podem ser realizadas durante a corrida. Conseqüentemente, somente mudanças na freqüência de oscilação são necessárias para manter um *negative strip time* constante durante todo o processo quando se opera com velocidades constantes. A Tabela 2.6 mostra as principais características para o sistema de oscilação do molde em diferentes máquinas de lingotamento contínuo.

Tabela 2.6. Principais características do sistema de oscilação do molde em máquinas de lingotamento contínuo de tarugos ***[Samarasekera, 1994]***.

Seção (mm^2)	Velocidade Lingotamento (mm/s)	Freqüência Oscilação (Hz)	Curso Oscilação (mm)	*Negative Strip Time* (s)	Avanço Molde (mm)	Nível Metal Menisco (mm)
127	40,0	4,83	4,8	0,04	1,4	102
127	36,7	1,33	18,4	0,25	6,6	152
140	33.3	3,00	7,9	0,12	3,1	140
121	40,0	1,83	12,0	0,16	3,1	120
121	41,7	2,67	7,9	0,10	1,6	127
100	2,4	2,40	11,2	0,09	1,3	127
121	41,7	2,00	8,2	0,10	0,6	140
117	46,7	3,08	15,0	0,13	8,2	102
100	55,0	2,00	15,9	0,15	4,5	127
100	48,3	3,13	9,7	0,10	3,2	133
117	36,7	2,67	9,7	0,13	3,8	152
127x178	36,7	2,50	6,3	0,13	2,0	102
130	40,0	2,33	10,3	0,14	3,2	102
102	50,0	2,50	9,5	0,10	1,9	102
203	18,3	-	6,2	-	-	121
152	26,7	2,67	9,5	0,14	4,9	89
137	38,3	2,33	8,0	0,12	2,8	114
178	21,7	1,22	12,7	0,29	5,0	95

2.1.1.3.5. Condições de Lubrificação:

No lingotamento contínuo de tarugos, blocos e placas, a prática normal é o uso de óleos lubrificantes na interface metal/molde, isto no caso de vazamento com jato aberto. Para o vazamento com válvula submersa, utiliza-se a lubrificação com pós, que servem também para proteger a superfície do metal líquido. Numerosos defeitos superficiais, tais como palhas, sangrias, *pinholes*, trincas transversais e depressões têm sido relacionados com uma lubrificação imprópria e/ou ineficaz. Assim sendo, o aumento na qualidade superficial dos lingotes somente será alcançado, quando os mecanismos inerentes aos processos de lubrificação forem entendidos.

Lubrificação por Óleo:

O mecanismo utilizado para a injeção de óleo lubrificante na interface metal/molde é diferente do utilizado na lubrificação com pós fluxantes, e consiste de um pequeno canal de alimentação (chanfro) em todas as faces do molde, pelo qual um fino filme de óleo é derramado pela parede do molde. Geralmente, a taxa de alimentação do óleo está na faixa de 0,014 a 0,17 ml/min por mm da face do molde, sendo que o valor de 0,05 ml/min por mm é o mais utilizado, o que conduz, por exemplo, ao caso de um tarugo de 125 mm^2 de seção, um consumo total de 25 ml/min ***[Samarasekera, 1994]***. Um fator importante que deve ser controlado durante o processo é a uniformidade da distribuição do óleo ao longo da face do molde, sendo esta função da pressão do sistema e do projeto do canal de alimentação. Um esquema do sistema de alimentação de óleo é mostrado na Figura 2.19.

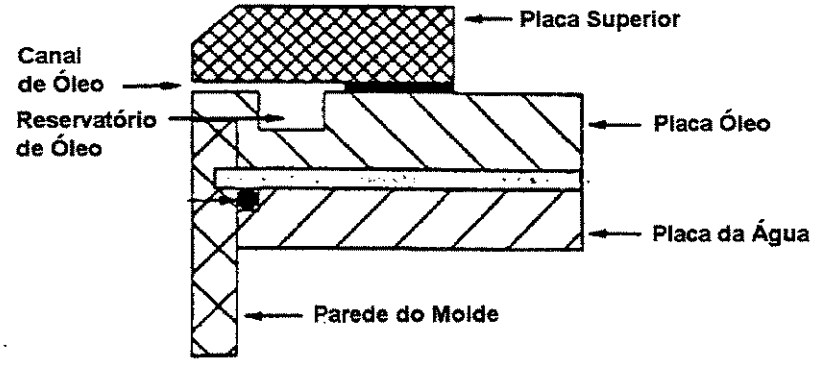


Figura 2.19. Esboço do projeto do sistema de alimentação de óleo lubrificante na parte superior de um molde.

Existe no mercado uma variedade de óleos – vegetais, sintéticos, minerais e misturas – que estão em uso na lubrificação de moldes. Para determinadas condições de operação, muitas vezes é necessário utilizar óleos específicos e apropriados, devendo ser analisados parâmetros como custo, tendência à liberação de gases e à formação de resíduos carbonáceos na região do menisco, ponto de fulgor ou vaporização que está associado à máxima temperatura da superfície quente do molde, entre outros. A variação das temperaturas de vaporização dos óleos lubrificantes, tanto vegetais como minerais, está em torno de 200 a 350 ^{0} C, dependendo dos constituintes. A Tabela 2.7 mostra algumas taxas de alimentação utilizadas para determinados tipos de aços lingotados em diferentes máquinas de lingotamento, além das principais propriedades dos óleos empregados.

Tabela 2.7. Tipos e propriedades de óleos lubrificantes ***[Bakshi, 1993]***.

Óleo	Tipo	Fluxo [ml/min]	Aço Lingotado	Viscosidade, 10^{-6} m^2/s			Ponto de Vaporização [^{0} C]
				0 ^{0}C	38 ^{0}C	100 ^{0}C	
A	Mineral	54, 44, 34	1010	280	76	11,5	237
B	Mineral-Sintético	54, 44, 34	1008, 1012, 1018, 4037	367	76	7,7	227
C	Mineral	40, 30, 20	1008, 1010, 1012, 1015, 1039	662	125	8,6	210

Entre os principais defeitos associados aos efeitos da lubrificação com óleo, podem ser citados os *pinholes*, que se formam devido ao excesso de lubrificação, embora o próprio ar e nitrogênio podem também ter uma certa influência em sua formação. O excesso de lubrificação também é prejudicial no que diz respeito a consumo e custo de operação. Por outro lado, a escassez de lubrificante pode proporcionar o colamento da casca sólida na parede do molde, provocando defeitos que já foram citados anteriormente como palhas e sangrias, além de risco de *breakouts* ***[Brendzy, 1993]***.

Em relação à influência de lubrificantes nas taxas de extração de calor do metal, o emprego de óleos é 15 a 20% mais eficaz que no caso de lubrificação com pós fluxantes. A Tabela 2.8 lista as condições de lubrificação com óleos em moldes de diferentes equipamentos.

Tabela 2.8. Condições de lubrificação com óleo para moldes em equipamentos de lingotamento contínuo de tarugos *[Samarasekera, 1994]*.

Tipo de Óleo	Propriedades Físicas	Ponto de Vaporização [° C]	Fluxo de Alimentação [ml/min.mm]
Vegetal		327	0,062
Vegetal e Mineral		307	0,050
Óleo de Colza		274	0,062
Óleo de Canola	BTC com Ponto de Fusão 1225 a 1255 ° C MTC a ATC com Ponto de Fusão 1085 a 1115 ° C		0,170
Vegetal		335	0,075
Hidrocarboneto		204	0,120
Soja	Aços < 0,3 % C com Ponto de Fusão 1225 a 1250 ° C Aço >= 0,3 % C com Ponto de Fusão 1085 a 1115 ° C	335	0,098
Sintético		200	0,120

Lubrificação por Pó Fluxante:

Pós fluxantes, ou pós de molde ou simplesmente fluxantes, são escórias sintéticas utilizadas para a lubrificação de moldes em lingotamento contínuo, quando o vazamento de metal líquido do distribuidor para o molde é realizado por tubo de imersão. Esses pós foram desenvolvidos a partir dos pós sintéticos utilizados no lingotamento estático convencional, no intuito de suprir a necessidade e o desenvolvimento de novos aços, principalmente os acalmados ao alumínio, muito reativos ao ambiente, necessitando tanto de uma camada protetora ao meio ambiente quanto de um lubrificante na interface metal/molde. Os principais constituintes dos pós são: CaO, SiO_2,Al_2O_3, Na_2O ou LiO_2 e CaF_2. A aparência da poça de metal líquido no molde, o tubo de imersão e as diferentes camadas de pó fluxante sobre a superfície do aço, bem como a penetração na interface metal/molde podem ser vistos na Figura 2.20 *[Branion, 1986]*. O pó fluxante, acima do metal líquido, apresenta-se em três regiões ou camadas distintas:

- uma camada espessa onde não ocorre a fusão do pó, sólida e com coloração escura;
- uma camada intermediária rica em carbono, muitas vezes sinterizada; e
- uma camada de pó fundido, líquido, diretamente em contato com o aço, sendo esse líquido também responsável pela lubrificação entre a parede do molde e a casca de metal sólido.

Como o fluxante é consumido durante a operação, é necessário adicionar novas quantidades para manter a poça de pó na superfície do aço líquido.

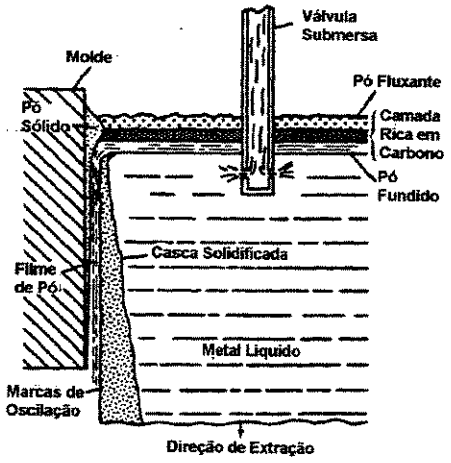


Figura 2.20. Esquema do molde, enfatizando a região do menisco, posicionamento da válvula submersa e comportamento das camadas de pó fluxante.

Entre as principais funções que são atribuídas ao emprego de pós fluxantes, podem-se destacar ***[Mills, 1991B; Pinheiro, 1995, 1996]***:

⇒ isolação térmica: evitar perdas de calor da superfície do aço líquido através da formação de uma camada de cobertura, semelhante àquela utilizada no distribuidor, prevenindo a solidificação do metal na região superior do molde. Essa isolação térmica, como já mencionado, é realizada pela camada de pó não fundido.

⇒ proteção da superfície contra a oxidação pelo contato com o meio ambiente.

⇒ absorção de inclusões de óxidos, que flotam para a superfície do metal líquido.

⇒ formação de uma fina camada líquida entre o molde e a casca sólida, sendo esta camada função da viscosidade e temperatura de cristalização do pó.

⇒ uniformidade da transferência de calor entre casca solidificada e molde, a fim de minimizar a formação de trincas.

Alguns autores afirmam que a utilização de pós é muito mais benéfica para a qualidade do produto final do que quando se utiliza óleo, além de serem melhores lubrificantes, diminuindo o atrito entre a casca sólida e a superfície do molde ***[Pinheiro, 2000]***.

O procedimento da operação de lubrificação com pó consiste na deposição de uma certa quantidade sobre a superfície de metal líquido no interior do molde, de tal forma que a camada depositada apresente uma coloração escura. Normalmente, uma camada mínima de 20-25 mm de pó sólido deve ser mantida durante toda a operação, adicionando-se pó em pequenas quantidades quando necessário. As funções do pó, relacionadas anteriormente, podem ser controladas pela seleção das propriedades físicas, composição química, constituição das matérias-primas, quantidade de carbono e do método de fabricação do pó. As propriedades essenciais que devem ser analisadas no processo de seleção de determinado tipo de pó são ***[Bommaraju, 1991; Billani, 1991]***:

• *Viscosidade*: é essencial para minimizar a não uniformidade do fluxo de calor entre metal/molde e propiciar uma lubrificação ao longo de todo o molde. A viscosidade é determinada pela composição química e temperatura de cristalização do pó. Em termos de composição química, a combinação de sílica e alumina é o fator determinante e, em relação à temperatura, a variação pode ser determinada pela Equação de Arrhenius ***[Branion, 1986]***, sendo que maiores valores proporcionam melhores condições de lingotamento:

$$\eta = A'.\exp\left(\frac{E}{R'.T}\right), \qquad \textbf{(2.10)}$$

ou $$\ln\eta = \ln A' + \left(\frac{E}{R'.T}\right), \qquad \textbf{(2.11)}$$

onde: η = viscosidade [1 poise = 0,1 Ns/m^2];

A' = constante de Arrhenius;

E = energia de ativação para fluxo viscoso;

R' = constante dos gases; e

T = temperatura absoluta [K].

• *Taxa de pó fluxante fundido ou líquido:* essa deverá ser grande para manter a superfície do metal líquido totalmente coberta e suficiente para manter a alimentação de pó na interface metal/molde ao longo de todo o comprimento do molde. O pó deverá ser adicionado e fundido na mesma taxa que é consumido, sendo dependente de composição química, ponto de fusão, tamanho e forma das partículas, e quantidade de carbono adicionado. A penetração do pó fundido pode ser aumentada, quando necessário, pelo decréscimo na percentagem de carbono do pó; aumento no tamanho das partículas de carbono, mudança no sistema de injeção, diminuição da temperatura de fusão e conseqüentemente da viscosidade, além do aumento na velocidade de lingotamento ***[Mills, 1991B]***.

• *Temperatura de cristalização:* é essencial seu controle a fim de monitorizar a tendência à formação de estruturas cristalinas, que influenciam na formação de defeitos, sendo uma propriedade do tipo de pó em função dos constituintes.

• *Taxa de absorção de inclusões (Bi):* a taxa de absorção de alumina é determinada por um índice de basicidade que relaciona a porcentagem de elementos básicos da mistura (CaO, MgO, K_2O, Na_2O, Li_2O) com a porcentagem de elementos ácidos como SiO_2 e Al_2O_3 ***[Branion, 1986]***. Quanto maior seu valor numérico, melhor será o comportamento do pó, ou seja:

$$Bi = \frac{1{,}53\%\,Cao + 1{,}51\%\,MgO + 1{,}94\%\,Na_2O + 3{,}55\%\,Li_2O + 1{,}53\%\,CaF_2}{1{,}48\%\,SiO_2 + 0{,}10\%\,Al_2O_3}. \qquad \textbf{(2.12)}$$

Esta relação está plotada na Figura 2.21 para taxas de absorção de Al_2O_3 e índice de basicidade.

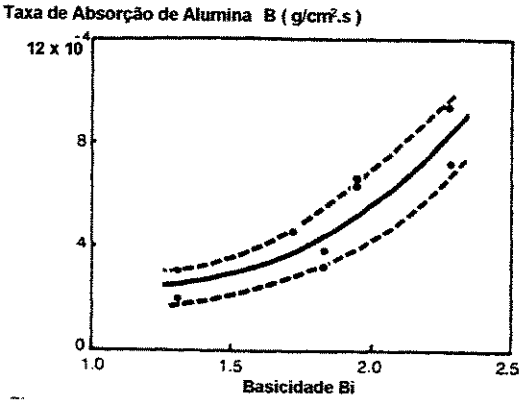


Figura 2.21. Relação índice de basicidade (Bi) e taxa de absorção de inclusões de alumina ***[Branion, 1986]***.

• *Índice de lubrificação (LI):* representa a fração de molde que contém líquido lubrificante na interface ao longo do comprimento. Usando termopares instalados em moldes de equipamentos industriais, determinou-se uma relação empírica dada por ***[Pinheiro, 1996]***:

$$LI = \frac{\text{distância do menisco até posição onde } T = T_{cristalização}}{\text{distância do menisco até parte inferior do molde}}. \qquad \textbf{(2.13)}$$

O índice varia com o tipo de pó e a velocidade de lingotamento, sendo considerados valores satisfatórios para uma boa lubrificação aqueles próximos de 1, e os mais afastados, propensos à formação de trincas.

• *Profundidade da poça de pó fundido (Yp):* a poça de pó fundido sobre o menisco funciona como um reservatório para suprir o consumo de líquido na interface. Assim, é importante que a profundidade seja tal que sempre haja alimentação do pó, sendo esta função da taxa de consumo e da taxa de fusão do pó. Autores sugerem uma profundidade mínima da poça líquida dada por ***[Pinheiro, 1996; Bommaraju, 1991]***:

$$Yp = C_M.\text{sen}\left(\frac{\pi.f}{2}\right) - \frac{500.t_n.V_{ling}}{f} + \delta, \qquad \textbf{(2.14)}$$

onde: C_M = curso de oscilação do molde [m];

f = freqüência [cpm];

δ = oscilação da superfície do metal líquido [mm]; e

V_{ling} = velocidade de lingotamento [m/s].

Os mesmos autores também desenvolveram uma relação da variação da profundidade da poça com a taxa de vitrificação, dimensões do molde, velocidade de lingotamento e taxa de consumo de pó, dada por:

$$Yp = 0{,}02\left(\frac{Sr}{a.b.V_{ling}.W_{pó}}\right), \qquad \textbf{(2.15)}$$

onde: Sr = taxa de vitrificação [%];

a, b = dimensões da seção transversal do molde [m]; e

$W_{pó}$ = taxa de consumo de pó [kg/ton].

Os pós fluxantes têm uma influência decisiva na formação de trincas longitudinais nos lingotes e na profundidade das marcas de oscilação, dada sua influência no comportamento do fluxo global de calor entre metal e molde e ao longo de seu comprimento, e nas forças de atrito na interface, sendo todos estes fatores dependentes da espessura da camada de pó. Espessuras aproximadas de pó na interface foram determinadas utilizando-se de um modelo matemático e de perfis térmicos obtidos experimentalmente para o caso de lingotamento de placas. A espessura da camada de pó ($e_{pó}$) para a face larga da placa pode ser estimada pela equação 2.16, dada por ***[Mahapatra, 1991B]***:

$$e_{pó} = \frac{k_{fl}}{q_{pó(z)}}.(T_{sol} - T_{M(z)} - q_{pó(z)}.R_{T_{fl}}), \qquad \textbf{(2.16)}$$

onde: $k_{pó}$ = condutividade térmica do pó fluxante [≈ 2 W/m^{0}C];

$q_{pó\,(z)}$ = fluxo de calor do fluxante para o molde, determinado por medidas de temperatura no molde;

T_{Sol} = temperatura Solidus do pó [$\approx 1050\ ^0$ C];

T_M = temperatura da face quente do molde [^{0} C]; e

R_{Tfl} = resistência térmica da interface molde/fluxo [m^2.K/W] ***[Yamauchi, 1993]***.

As principais características de alguns pós fluxantes são apresentadas na Tabela 2.9.

Tabela 2.9. Composição química e viscosidade de alguns pós lubrificantes ***[Billani, 1991; Stone, 1999; Pinheiro, 2000]***.

Pós	SiO_2	CaO	Al_2O_3	MgO	Na_2O	F	CaO/SiO_2	C	Viscosidade (poise)			Temperatura de Cristalização [^{0} C]
									1400 °C	1300 °C	1250 °C	
A	33,8	33,9	6,2	2,4	10,6	5,7	1,0	4,1		2,3		1146
B	29,9	39,4	4,5	0,8	9,0	12,9	1,3	2,1		0,3		1180
C	38,4	39,2	5,0	3,4	2,0	9,3	1,0	2,6		2,0		1135
D	40,8	36,7	5,6	3,4	2,1	7,2	0,9	-		4,0		1110
E	32,0	30,1	6,7	1,4	14,6	8,2	0,9	3,5	0,07	0,13	0,19	1000
F	31,0	38,7	4,7	2,4	8,8	9,8	1,2	2,9	0,04	-	0,09	1135
G	40,0	-	3,5	-	3,9	11,0	-	< 1,0		0,69		1140

Outras variáveis de importância são a composição do aço lingotado, o superaquecimento do metal líquido, a limpeza e a natureza do fluxo no distribuidor.

Dados industriais sobre moldes, suas dimensões, composição, dentre outros, são mostrados na Tabela 2.10.

Tabela 2.10. Dados industriais de moldes utilizados atualmente no lingotamento contínuo de tarugos ***[Samarasekera, 1994]***.

Tipo	Seção (mm)	Suporte	Espessura (mm)	Comprimento (mm)	Raio Interno (mm)	Conicidade Simples (%/m)	Conicidade Dupla (%/m)
Curvo	127	4 faces	9,53	813	3,18	0,4	
Curvo	140	4 faces	12,70	762	3,18		1,8 / 0,7
Curvo	121	4 faces	12,70	813	3,00	0,9	
Parabólico	117	4 faces	12,70	781	3,18	0,7	
Curvo	100	2 faces	12,70	813	3,18	0,6	
Reto	117	2 faces	12,70	813	3,18		0,7 / 0,28
Curvo	127x178	2 faces	14,00	800	3,18	0,8	
Curvo	130	4 faces	12,70	762	3,18		2,84 / 0,89
Curvo	102	4 faces	12,70	813	4,00	0,6	
Curvo	152	2 faces	12,7	762	8,00	0,9	
Curvo	137	4 faces	12,70	762	2,38		1,5 / 0,28
Reto	178	4 faces	12,70	725	3,18	0,8	

Levando em conta todas as variáveis citadas ao longo deste tópico (molde), autores sugerem uma configuração ideal para as condições do molde utilizado no lingotamento contínuo de tarugos, sendo estas mostradas na Tabela 2.11 ***[Samarasekera, 1999; Brimacombe, 1999]***.

2.1.1.4. Região de *Sprays* ou Resfriamento Secundário

A segunda etapa de resfriamento é também chamada de etapa de resfriamento secundário, consistindo do borrifamento de água ou água + ar na superfície do lingote, dando continuidade ao processo de extração de calor e finalizando a solidificação antes da região de desempeno.

Tabela 2.11. Condições recomendadas como ótimas para moldes de lingotamento de tarugos.

Composição do Molde	DHP, Ag + Cu, Cr – Zr
Conicidade	Dupla ou múltipla
Espessura Mínima da Parede [mm]	13 para pequenos tarugos (100-200 mm^2), 20 para grandes tarugos (maior 200 mm^2)
Raio Interno do Canto [mm]	3 – 4
Nível de Metal Líquido [mm]	100 – 150
Velocidade da Água [m/s]	Maior 10 – 11
Tipo de Suporte	Quatro Faces no Topo ou no Topo/Fundo
Negative Strip Time [s]	0,12 – 0,15
Curso do Molde [mm]	3 – 4
Qualidade da Água (partículas sólidas)	Menor que 5 ppm, sem depósitos nos canais
Espessura do Canal de Refrigeração [mm]	3 – 5
Medidas das Dimensões Internas	Sim

Essa etapa é constituída pelo rolo de pé, zonas de *sprays*, roletes e guias de deslizamento. As principais características mecânico-metalúrgicas que a etapa de resfriamento secundário deve apresentar são:

- capacidade de extração de calor, possibilitando que a completa solidificação do lingote ocorra antes da região de início do processo de desempeno, pois a existência de regiões líquidas no interior do lingote nesse ponto representa um agravante no que diz respeito à formação de defeitos devido aos esforços a que o lingote estará submetido;
- comportamento térmico da superfície do lingote ao longo de todas as zonas, objetivando um comportamento mais homogêneo, diminuindo assim gradientes térmicos no interior do lingote, o que reduz a possibilidade da formação de defeitos oriundos do processo de solidificação, bem como diminuindo tensões internas que podem favorecer a formação de trincas internas e externas;
- facilidade de ajuste dos controladores de vazão para as diferentes zonas de *sprays*, possibilitando configurar diferentes condições de extração de calor ao longo dessa etapa, objetivando principalmente a flexibilidade e a versatilidade de mudanças entre as corridas para os mais diversos tipos de aços lingotados;

- eficiência no projeto do sistema de guias, deslizamento e alinhamento do lingote ao longo do equipamento, evitando defeitos devido a esforços e marcas superficiais pelo contato com os roletes e guias;
- aplicação uniforme da água de refrigeração em toda a largura do lingote, evitando gradientes térmicos ao longo da mesma superfície, sendo essa característica mais crítica no caso de placas;
- capacidade de extração de calor semelhante para a região superior e inferior do lingote, principalmente porque regiões superiores apresentam acúmulo de água próximo aos roletes.

Uma representação esquemática desta região pode ser vista na Figura 2.22.

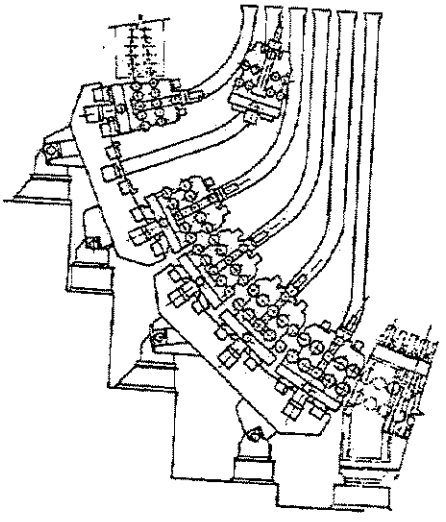


Figura 2.22. Esquema da região de resfriamento secundário por *sprays*.

Objetivando-se obter o melhor projeto de um sistema de resfriamento secundário, deve-se estabelecer inicialmente as condições térmicas mais adequadas para o referido sistema. Três critérios têm sido utilizados: minimização de defeitos, elevada velocidade de solidificação e minimização do comprimento total de solidificação. Parâmetros como velocidade de lingotamento, comprimento da região de resfriamento por *sprays*, quantidade de zonas e número de *sprays* por zona têm influência significativa na profundidade da poça de metal líquido ou comprimento metalúrgico, sendo a velocidade o fator de maior importância. Na prática, a busca

por maior produtividade implica em alterações na velocidade de produção e nas taxas de resfriamento ou quantidade de água. No entanto, a velocidade de lingotamento não pode ser aumentada arbitrariamente sem um prévio estudo de custos e defeitos.

No que diz respeito à temperatura da superfície do lingote, quatro parâmetros exercem influência no seu comportamento:

- velocidade de lingotamento;
- quantidade e tipo de roletes;
- vazão de água nos *sprays*;
- comprimento das zonas de *sprays*.

Quando se aumenta a velocidade de lingotamento, tem-se uma maior temperatura em todo o lingote, sendo que o maior reflexo dar-se-á na região de radiação livre ou resfriamento ao ambiente. Com o acréscimo no comprimento da região de *sprays*, a temperatura da superfície será maior na região onde o lingote é resfriado por água e menor na região resfriada por ar. O aumento na vazão de água implica em melhor troca térmica e aumento da transferência de calor, resultando em temperaturas da superfície mais baixas ***[Keqiang, 1992]***.

Variações nas condições de resfriamento são resultados de um grande número de parâmetros que influenciam direta ou indiretamente na taxa de extração de calor. Os que afetam diretamente são: características dos bicos injetores, número de zonas, e condições de refrigeração, e os que afetam indiretamente: configuração geométrica do lingote, diâmetro dos roletes, distância entre roletes e resistência à deflexão por parte dos roletes. As condições de extração de calor são geralmente expressas em termos do coeficiente de transferência de calor newtoniano para cada região, podendo esse ser considerado constante para cada zona, ou variável com a distância ao longo da zona em função da presença de roletes, superposição de jatos, distância entre bicos e lingote, entre outros.

2.1.1.4.1. Roletes

Abaixo do molde está localizado o rolo de pé e as guias de deslizamento, responsáveis pelo alinhamento do lingote para a região de resfriamento por *sprays*. Ao longo dessa etapa, o

lingote é deslizado sobre roletes, podendo ser refrigerados ou não, e sendo suas principais funções: evitar o abaulamento do lingote, característica associada ao projeto do conjunto (material, diâmetro, distância entre roletes); suportar os esforços devido ao peso do lingote, devendo apresentar boa resistência à deflexão, além de auxiliar na extração de calor do lingote, evitando que o mesmo atinja a região de desempeno, sem que ocorra a completa solidificação do seu interior. Os tipos mais comuns de suportes são roletes combinados em par, grupos ou segmentos. A melhor configuração é determinada em função de aspectos como resistência mecânica, facilidade de alinhamento e manutenção. O correto alinhamento dos roletes ao longo do equipamento é necessário no sentido de evitar a formação de defeitos internos e externos no lingote, como trincas e segregação. A utilização de roletes posicionados próximos com diâmetros menores pode apresentar problemas de deflexão, principalmente para o caso de lingotamento de placas com grandes larguras. Visando diminuir o problema, desenvolveram-se roletes divididos ou segmentados com apoio central inferior.

2.1.1.4.2. *Sprays*

Na entrada e saída de cada zona de *sprays*, deve-se conhecer a temperatura superficial objetivando o controle da vazão de água, reduzindo ou aumentando a taxa de retirada de calor em cada zona. Características do equipamento como: número e comprimento das zonas de *sprays*; tipo dos bicos e comprimento efetivo de lingotamento até o início do desempeno correspondem aos parâmetros básicos para o projeto dessa etapa, sendo que as condições de contorno necessárias são a temperatura e o fluxo da água dos *sprays*. Autores afirmam que comprimento muito pequeno para uma zona, por exemplo, menor que 1 m, não possibilitam adequada extração de calor, ocasionando reaquecimento da superfície do lingote entre essa zona e a próxima, o que pode favorecer a formação de trincas internas a meio caminho ***[Keqiang, 1992; Brimacombe, 1999]***. Assim, é possível que se calcule o coeficiente de transferência de calor dentro de cada zona em função de diferentes fluxos de água, pressão e tipos de *sprays*.

O borrifamento de água em uma superfície aquecida a altas temperaturas envolve mecanismos complexos de troca térmica entre o lingote e as gotas que se chocam com a superfície (região de impacto), bem como com a nuvem de vapor formada próxima ao lingote e

na região de acúmulo de água próximo aos roletes. A Figura 2.23 apresenta um esboço das diferentes regiões de extração de calor do lingote em função do borrifamento de água realizado por um spray.

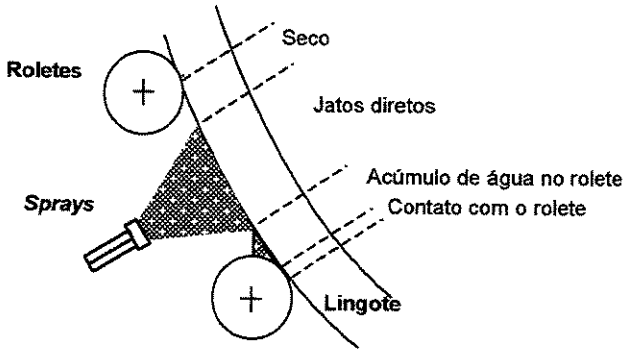


Figura 2.23. Regiões de troca térmica entre lingote e meio refrigerante em função do sistema de borrifamento de água por *sprays* na superfície do lingote.

Os primeiros projetos para a região de *sprays* consistiam do emprego de múltiplos bicos com altas vazões, proporcionando altas taxas de extração de calor, que proporcionava operar com altas velocidades de produção e temperaturas da superfície dos lingotes abaixo de 700°C, porém deteriorando a qualidade do produto final em função das condições de solidificação impostas. Assim, desenvolveram-se vários estudos nesse tema, concluindo que a utilização de *sprays* com maiores ângulos de atuação, aliado ao emprego de um número menor de *sprays* por unidade de área favorecem um comportamento térmico mais homogêneo do lingote ao longo de sua largura, bem como diminuindo as regiões de superposição dos jatos entre bicos, acarretando regiões com grandes gradientes térmicos ***[Mizikar, 1970; Brimacombe, 1980; El-Bealy, 1995A; Legeard, 1999]***. No entanto, alguns projetos utilizam a técnica de intenso resfriamento, principalmente no caso de lingotamento de tarugos, objetivando aumento da velocidade de produção sem comprometer a qualidade, principalmente no caso de aços com alto teor de carbono, onde foi observada diminuição significativa de segregação central. Essa técnica deve permitir um controle preciso do fluxo de água nas diversas zonas, bem como apresentar um grande número de zonas com independência de regulagem ***[Ueta, 1990; Heard, 1999]***.

Os parâmetros que exercem maiores influências no comportamento da extração de calor

em cada zona são: temperatura, vazão, velocidade e pressão da água e distância dos bicos em relação ao lingote, sendo que o primeiro apresenta pouca influência, pois a variação de temperatura da água é muito pequena, enquanto que os outros quatro parâmetros apresentam influência direta, pois aumentos na vazão, velocidade e pressão acarretam aumento nas taxas de extração de calor do sistema, e aumentos na distância entre bicos e lingote, diminuem a eficiência de troca térmica na região central do lingote, mas favorecem uma distribuição mais homogênea da temperatura ao longo de sua largura. A ângulo do jato varia com a pressão da água, onde pressões maiores proporcionam ângulos maiores. Outra característica, é o tamanho das gotas que se chocam com a superfície do lingote, determinado em função do tipo de bico (diâmetro) e do sistema de refrigeração (água ou água+ar). Diâmetros maiores de bicos produzem gotas maiores e a utilização de sistemas com ar comprimido favorecem a formação de gotas menores com maiores velocidades ***[Benoit, 1979; Ueta, 1990]***.

O resfriamento do lingote na região de *sprays* pode ser realizado de duas maneiras:

Pulverização com Água:

Nesse processo, a água é diretamente pulverizada na superfície do lingote na forma de pequenas gotas, e que essas devem ser lançadas com certa força para poderem vencer a cortina de vapor de água formada pela evaporação. Existem algumas desvantagens no uso da tal técnica mas, mesmo assim, esse é o método mais utilizado atualmente pelas indústrias do setor. Entre as principais desvantagens, podem ser citadas:

- as perdas de água são relativamente grandes;
- resfriamento é muito localizado;
- distribuição de água não é homogênea;
- características dos *sprays*, como diâmetros do bico, ângulo do jato e homogeneidade do leque dos jatos são dependentes da pressão da água no sistema.

Variações nas condições de resfriamento podem resultar em diferentes parâmetros que influenciam no coeficiente de transferência de calor metal/água direta e indiretamente. A influência direta é dada pelas propriedades dos *sprays*, número de zonas, quantidades de roletes

extratores, configuração dos bicos e pressão da água. Indiretamente, é influenciado por parâmetros de construção, tais como tipo de lingote, diâmetro e distância entre roletes, etc. Devido à complexidade de fatores afetando o resfriamento por *sprays*, este é normalmente representado por coeficientes de transferência de calor, que podem ser determinados experimentalmente. Muitos estudos consideram estes valores constantes dentro das zonas de *sprays*, ainda que se saiba da ocorrência de uma certa variação em função do diâmetro do leque de água e da interferência dessa no leque do bico vizinho.

Pulverização com Água + Ar:

A fim de melhorar as condições de resfriamento na região de *sprays*, experiências têm sido testadas e implementadas na pulverização de uma mistura de água e ar, objetivando otimização na eficiência e uniformidade do resfriamento. Contudo, esse método apresenta duas sérias desvantagens, como instalação de uma linha de ar junto com as linhas de água e alto consumo de ar comprimido e energia elétrica.

Entre as vantagens da pulverização de ar+água, podem-se citar uma distribuição mais homogênea sobre a superfície do lingote, pois as finas gotas de água são dispersas com maior eficiência pela ação do ar em alta velocidade, proporcionando melhor troca térmica; diminuição de choques térmicos reduzindo o risco de formação de trincas; possibilidade de variação da capacidade de resfriamento pela regulagem independente do consumo de água e de ar ***[Benoit, 1979]***. O princípio de operação de um pulverizador ou atomizador de mistura ar+água é mostrado na Figura 2.24.

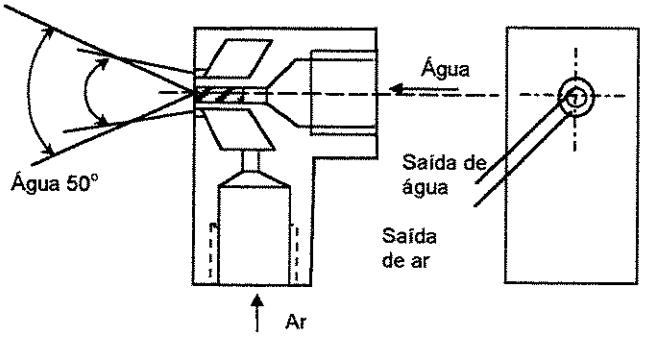


Figura 2.24. Esquema de um atomizador de ar + água utilizado na região de resfriamento secundário do lingotamento contínuo de tarugos, blocos e placas.

A Figura 2.25 apresenta uma comparação entre o comportamento térmico da superfície de uma placa utilizando-se dos dois diferentes métodos de *sprays*.

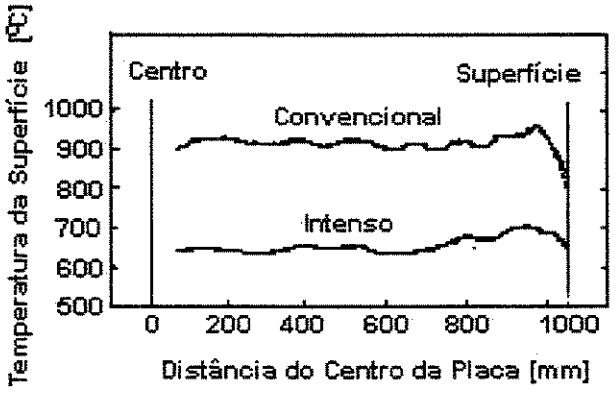


Figura 2.25. Perfis térmicos em uma placa resfriada por sprays de: (A) água, (B) água+ar ***[Ueta, 1990]***.

Embora seja difícil operacionalmente controlar a temperatura da superfície do lingote, a análise das variáveis que permitam este controle pode ser feita teoricamente por meio de modelos matemáticos de transferência de calor. Isto pode ser conseguido mudando-se a condição de contorno de fluxo de calor para a condição de uma temperatura imposta, tanto temperatura mínima admissível como temperatura máxima na região. Uma vez imposta essa condição, pode-se calcular o perfil dos coeficientes de transferência de calor necessários para manter os níveis de temperaturas desejados.

2.1.1.5. Região de Radiação Livre ou Resfriamento Terciário

Esta etapa de resfriamento é intermediária entre a região de *sprays* e a região de desempeno (extratora) e corte dos lingotes. A transferência de calor da superfície do lingote para o meio é dada por radiação e convecção com o ambiente e por condução na região de contato com os roletes extratores. Porém, como a parcela da transferência de calor por condução é insignificante nessa etapa, na maioria das vezes pode ser desprezada. O principal parâmetro que deve ser controlado nessa região do processo é o reaquecimento da superfície do lingote após a saída da última zona de *sprays*, bem como a temperatura da superfície na região de desempeno e corte.

2.1.2. Transferência de Calor no Lingotamento Contínuo de Aços

Entre as etapas de resfriamento encontradas ao longo do processo (molde, região de *sprays* e radiação livre), é de fundamental importância que as condições de extração de calor dessas diferentes etapas se complementem em função das condições operacionais desejadas no equipamento e do tipo de metal a ser lingotado. Assegurando-se um fluxo térmico adequado entre produto e meio ambiente, obtem-se uma produção mais eficiente e um aumento na qualidade do produto final ***[Matsumiya, 1984; Bobadilla, 1993; Shyy, 1993; Tiedje, 1993; Louhenkilpi, 1994; Brimacombe, 1999]***. A taxa de extração de calor do metal é um parâmetro de grande importância, pois a eficiência, confiabilidade e principalmente o controle dependem fundamentalmente de como o calor é retirado do sistema.

Para analisar o problema da transferência de calor durante a solidificação em um sistema metal/molde, é interessante a utilização de um elemento de referência de tal forma que o seu comportamento térmico seja representativo para o sistema como um todo, conforme mostrado na Figura 2.26.

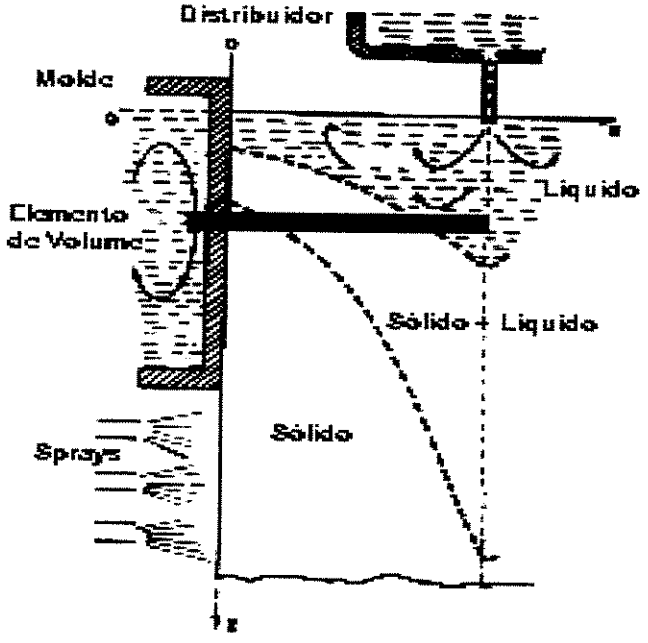


Figura 2.26. Localização de um elemento de referência para a análise da transferência de calor no sistema metal/molde ***[Garcia, 1983]***.

Durante o processo de solidificação, todos os modos de transferência de calor podem ocorrer isolados ou simultaneamente (Figura 2.27), dentre os quais podem ser citados ***[Medeiros, 1979; Viskanta, 1988]***:

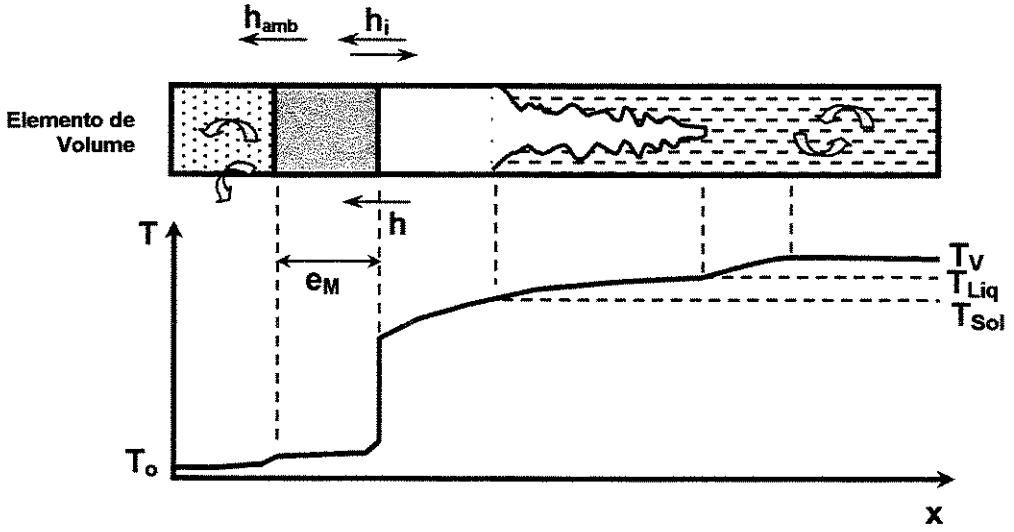


Figura 2.27. Representação esquemática do perfil térmico do sistema metal/ambiente, destacando as formas de transferência de calor e os coeficientes de retirada de calor nas interfaces metal/molde (h_i) e molde/ambiente (h_a) ***[Garcia, 1983]***.

⇒ convecção e condução no metal líquido enquanto há superaquecimento;

⇒ condução na camada de metal solidificada;

⇒ convecção, radiação e condução na camada de ar entre o metal e o molde (transferência newtoniana);

⇒ condução através das paredes do molde; e

⇒ convecção, radiação e condução na superfície externa molde/meio ambiente.

Deve-se contudo observar que, para situações particulares ou para efeito de cálculos, algumas das formas de transferência de calor podem ser desprezadas ou deixarem de ocorrer. Com base no elemento de referência , efetua-se todo o estudo do processo de transferência de calor do sistema global, cujos objetivos principais são:

⇒ determinação das taxas de resfriamento do sistema;

⇒ determinação do perfil térmico durante a solidificação; e

⇒ determinação da cinética de solidificação, ou seja, a velocidade de solidificação do processo.

2.1.2.1. Transferência de Calor no Molde:

Os instantes iniciais da solidificação do metal líquido no interior do molde são fundamentais para a qualidade superficial do produto final. Um dos principais aspectos para se entender o comportamento no molde é entender como ocorre a extração de calor do metal até o ambiente. Os mecanismos que regem o processo de transferência de calor nessa etapa do sistema são analisados com o objetivo de mapear os problemas intrínsecos a um modelo de controle do equipamento. Para uma análise global da transferência de calor, deve-se analisar, inicialmente, a influência relativa de cada modo de transferência de calor atuante. O metal líquido, o metal sólido, o lubrificante, o *gap* de ar formado na interface metal/molde e o fluido de refrigeração constituem as fontes de troca térmica nessa etapa. A camada de metal sólida que se forma ao longo do molde constitui uma barreira crescente à passagem de calor (resistência térmica), fazendo com que a condução térmica na camada sólida vá adquirindo uma influência relativa cada vez maior sobre o fluxo global de calor. Essa condução pode ser considerada aproximadamente unidimensional (perpendicular à face do molde), exceto no caso de lingotamento de metais ou ligas com elevada condutividade térmica, como é o caso do alumínio e do cobre. Já as paredes do molde não representam uma resistência térmica importante à condução de calor no sistema, pois, além da ordem de grandeza das espessuras normalmente empregadas ($\cong$ 12 mm), os materiais com que são confeccionados os moldes (geralmente cobre) apresentam grande facilidade em transferir calor (alta difusividade térmica).

No que diz respeito ao contato térmico entre metal e molde, podem-se observar três regiões de contato:

- do menisco até o ponto de início da solidificação, região onde o metal líquido se encontra separado do molde por uma camada de pó ou óleo lubrificante;

- região de bom contato térmico entre metal sólido e a parede do molde, devido à pressão metalostática exercida pelo metal líquido sobre a camada solidificada, sendo que o comportamento dessa região tem influência decisiva na qualidade superficial do lingote; e

- região onde existe uma separação física (*gap* de ar) bem definida entre metal e molde, dificultando a retirada de calor. Essa separação pode variar de acordo com marcas superficiais, contração do metal solidificado, distorção da parede do molde, entre outros fatores ***[Brimacombe, 1984; Mahapatra, 1991 B; Mills, 1991A; Chandra, 1993]***.

Para calcular as taxas de extração de calor no molde podem ser aplicados modelos matemáticos para simular o fenômeno de solidificação do metal e o comportamento do lubrificante no menisco. Entre as várias considerações assumidas para o desenvolvimento de modelos para o lingotamento, citam-se ***[Mahapatra, 1991A]***:

- o molde não sofre variação de temperatura devido ao movimento de oscilação;

- o coeficiente de transferência de calor entre molde e a água de refrigeração é considerado constante;

- a condutividade térmica do material de molde (cobre) é assumida constante, não variando com a temperatura; e

- a resistência térmica devido à camada do recobrimento interno de Ni/Cr nas faces do molde pode ser representada por uma espessura equivalente de cobre.

Para uma análise global da transferência de calor no molde, deve-se fazer uma caracterização de um coeficiente global de transferência de calor (h_g) entre a superfície do metal e o meio de refrigeração. O coeficiente h_g é um importante parâmetro de projeto, uma vez que é um indicador da quantidade de calor extraída pelo molde. A Figura 2.28 mostra uma representação esquemática de um molde refrigerado, contendo todas as resistências térmicas à passagem de calor desde o metal líquido até o fluido de refrigeração.

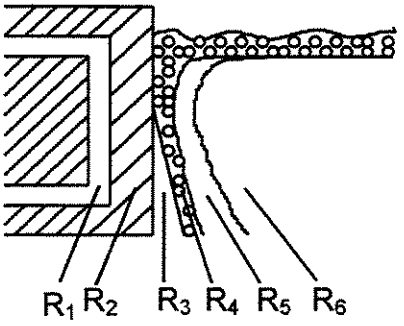


Figura 2.28. Resistências térmicas do sistema metal/molde refrigerado ***[Santos, 1997]***.

A resistência térmica global (R_g), desde a superfície do lingote até o meio de refrigeração, pode ser expressa por:

$$R_g = \sum_{i=1}^{4} R_i \,, \tag{2.17}$$

sendo : $R_g = \frac{1}{h_g}$,

e h_g o coeficiente global de transferência de calor metal/refrigeração [W/m^2K].

Analisando separadamente cada uma das resistências térmicas significativas atuantes no sistema, têm-se:

• (R_1) a resistência térmica entre o fluido de refrigeração e a superfície do molde na presença de regime com convecção forçada, como a que ocorre no canal de refrigeração, pode ser calculada pela expressão ***[Bejan, 1993]***:

$$\frac{h_{cf}.D_H}{k_{fl}} = 0{,}023.\left(\frac{\rho_{fl}.V_{fl}.D_H}{\mu_{fl}}\right)^{0,8}.\left(\frac{c_{fl}.\mu_{fl}}{k_{fl}}\right)^{0,4}, \tag{2.18}$$

para: $0{,}7 < Pr \ 120$;

$10.000 < Re < 120.000$;

$L / D_H > 60$;

onde: h_{cf} = coeficiente de transferência de calor para convecção forçada [$W/m^2.K$];

D_H = largura ou diâmetro hidráulico [m];

k_{fl} = condutividade térmica do fluido [W/m.K];

ρ_{fl} = massa específica (densidade) do fluido [kg/m^3];

V_{fl} = velocidade do fluido [m/s];

μ_{fl} = viscosidade do fluido [Ns/m^2]; e

c_{fl} = calor específico do fluido [J/kg.K].

A resistência térmica R_1 calculada pela Equação 2.18 é somente função da temperatura, não levando em consideração condições de formação de bolhas devido ao aquecimento da parede

do molde. A Equação 2.19 mostra que essa relação pode ser determinada em função do fluxo de calor (q_o), como ***[Samarasekera, 1982A]***:

$$\frac{c_{fl}.(T_M - T_{sat})}{L_{fg}} = c_{sf}.\left[\frac{q_0}{\mu_{fl}.L_{fg}}\left(\frac{\sigma}{g.(\rho_f - \rho_V)}\right)^{0,5}\right]^{0.33}.\left[\frac{c_{fl}.\mu_{fl}}{k_{fl}}\right], \qquad \textbf{(2.19)}$$

sendo: T_M = temperatura da parede do molde [K];

T_{sat} = temperatura de saturação da água [K];

L_{fg} = calor latente de vaporização [J/kg];

c_{sf} = constante empírica dependente da combinação $T_{superfície}$/tipo de fluído;

q_0 = fluxo de calor do molde para a água [W/m^2];

σ = tensão superficial da interface líquido/vapor [N/m];

g = aceleração da gravidade [m/s^2]; e

ρ_V = massa específica (densidade) do vapor [kg/m^3].

Schwerdtfeger ***[Schwerdtfeger, 2000]*** propôs duas diferentes formulações para estimar o coeficiente de transferência de calor molde/água em função da temperatura, da velocidade da água e da configuração do canal de refrigeração, sendo dadas por:

(tarugos) $h_{água} = (1245 + 20.T_{água}) \,.\, V_{água}^{0,8} \,.\, l_{canal}^{-0,2}$, e **(2.20)**

(placas) $h_{água} = (1245 + 20.T_{água}) \,.\, V_{água}^{0,8} \,.\, (l_3.l_4/l_3+l_4)^{-0,2}$, **(2.21)**

sendo: $T_{água}$ = temperatura da água [°C];

$V_{água}$ = velocidade da água [m/s];

l_{canal} = espessura do canal de refrigeração para o caso de tarugos [m]; e

l_3 e l_4 podem ser observados na Figura 2.29.

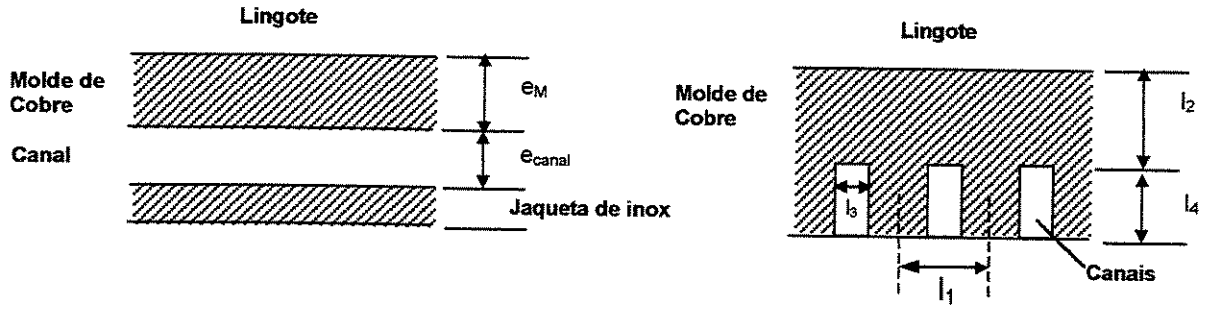


Figura 2.29. Configuração de canais de refrigeração para: (A) tarugos; (B) placas.

• (R_2) a resistência R_2 leva em consideração a espessura da parede do molde, e é dada por:

$$R_2 = \frac{e_M}{k_M}, \tag{2.22}$$

sendo: e_M = espessura da parede do molde [m]; e

k_M = condutividade térmica do material do molde [W/m.K].

• (R_3) a resistência R_3 é decorrente da formação do *gap* de ar , e é expressa por:

$$R_3 = \frac{1}{h_c + h_r}, \tag{2.23}$$

sendo: $h_c = \frac{\delta_g}{k_g}$, **(2.24)**

e $h_r = \sigma_{SB}\,\varepsilon.(T_{is} + T_{iM})(T_{is}^2 + T_{iM}^2)$, **(2.25)**

onde: h_k = coeficiente de transferência de calor devido à convecção no *gap* [W/m^{2}K];

h_r = coeficiente de transferência de calor devido à radiação no *gap* [W/m^{2}K];

δ_g = espessura do *gap* [m];

k_g = condutividade térmica do fluido que preenche o "*gap*" [W/m.K];

σ_{SB} = constante de Stefan-Boltzmann = 5,67. 10^{-8} [W/m^2 K^4];

ε = emissividade (0,8 para aços).

T_{is} = temperatura da superfície do lingote [K]; e

T_{iM} = temperatura da superfície interna do molde [K].

Existem duas grandes dificuldades que impedem uma avaliação precisa desta resistência térmica. A primeira consiste no desconhecimento da evolução do *gap* ao longo do processo, e em segundo lugar, o desconhecimento das características físicas precisas dos gases que preenchem o *gap*.

• (R_4) a resistência térmica R_4 deve-se à camada de lubrificante ou de escória entre o lingote e o molde, e é dada por:

$$R_4 = \frac{\delta_l}{k_l}, \qquad \textbf{(2.26)}$$

onde: δ_l = espessura da camada de lubrificante [m]; e

k_l = condutividade térmica do lubrificante [W/m.K].

As resistências R_3 e R_4 são as mais significativas e de difícil determinação. As resistências R_5 e R_6 são funções do processo de solidificação. Assim, a dificuldade de avaliá-las independentemente, faz com que a determinação da resistência térmica global (ou de h_g) constitua o procedimento mais adequado.

Um balanço térmico apropriado permite que se estabeleça a seguinte relação:

$$h_g A_t (T_{is} - T_o) = \overset{o}{m}\, c_{fl} (T_{lfsai} - T_{flent}), \qquad \textbf{(2.27)}$$

ou

$$h_g = \frac{\overset{o}{m}\, c_{fl} (T_{flsai} - T_{flent})}{A_t (T_{is} - T_o)}, \qquad \textbf{(2.28)}$$

onde: A_t = área de troca térmica [m^2];

T_o = temperatura média do fluido de refrigeração [K];

T_{flent} = temperatura do fluido na entrada do circuito de refrigeração;

T_{flsai} = temperatura do fluido na saída do circuito de refrigeração; e

$\overset{o}{m}$ = vazão do fluido de refrigeração [l/s].

Na prática, não se consegue medir exatamente o valor de T_{is}, pois é muito difícil posicionar termopares nessa interface. Assim, uma maneira de determinar T_{is} é por meio de modelos matemáticos de solidificação, confrontando resultados de temperaturas da superfície do lingote na saída do molde obtidos por simulação numérica com valores medidos por pirômetros ópticos nesta região ou adotando um valor médio entre as temperaturas do menisco e da saída. Outra maneira, ainda utilizando dados obtidos por pirômetros na saída do molde, pode ser feita adotando uma variação de T_{is} desde o menisco até a saída.

Para determinar ou estimar o coeficiente de transferência de calor metal/molde (h_g), podem ser utilizadas expressões experimentais que correlacionam variações nas temperaturas com velocidade de lingotamento, conforme a seguinte equação ***[Toledo, 1993]***:

$$h_g = (0{,}07128 \,.\, e^{-\text{tempo}} + 2{,}328 \,.\, e^{-\text{tempo}/9{,}5} + 0{,}698)*1000 \quad [W/m^2.K], \qquad \textbf{(2.29)}$$

onde tempo é o tempo de residência, ou tempo de passagem do lingote pelo molde, dado por tempo = L_Z/V_{ling}, sendo L_Z a distância a partir do menisco (aplicada para tarugos e placas).

Já Hills ***[Hills, 1969]*** propôs um modelo de determinação de h_g médio em função da posição no molde dada pela relação (tarugos e placas):

$$Q^* = \frac{\overset{0}{m}.c_{fl}.(T_{flsai} - T_{flent})}{(L_Z.V_{ling}.c_s.\rho_s.k_s)^{0,5}.T_{Sol}}, \qquad \textbf{(2.30)}$$

sendo: Q^* = quantidade de calor (adimensional);

c_{fl} = calor específico do fluido [J/kg];

c_s = calor específico do metal lingotado no estado sólido [J/kg];

ρ_s = densidade do metal lingotado no estado sólido [kg/m^3];

k_s = condutividade térmica do metal lingotado no estado sólido [W/m.K];

T_{Sol} = temperatura Solidus [K]; e

$\overset{0}{m}$ = vazão [l/s].

Com o auxílio do gráfico da Figura 2.30, são obtidos os valores de h_g de acordo com a posição no molde utilizando-se da equação 2.31.

$$h_g = \sqrt{\frac{z^* c_s . \rho_s . k_s . V_{ling}}{L_Z}}, \qquad (2.31)$$

sendo Z* um valor adimensional obtido do gráfico.

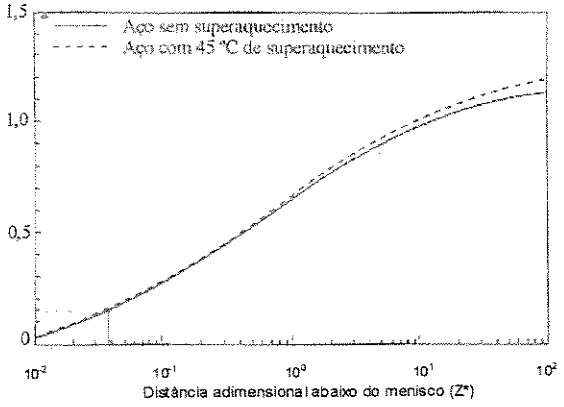


Figura 2.30. Calor adimensional removido em função da posição adimensional no molde.

Lait e outros *[Lait, 1974]* sugeriram o coeficiente global médio de transferência de calor baseados em medidas experimentais em diferentes moldes e diferentes velocidades de lingotamento, em função do tempo de permanência do lingote no molde (t_{molde}) dada pela seguinte relação (tarugos e placas):

$$h_g = (1{,}696 - 0{,}0162 . t_{molde}) * 1000 \quad [W/m^2.K]. \qquad (2.32)$$

Uma abordagem semelhante foi desenvolvida por Brimacombe e colaboradores *[Brimacombe, 1973A]* para o cálculo de h_g médio em função do fluxo de calor no molde, dada pela relação (somente tarugos):

$$h_g = 1{,}551 \left(\frac{L_M}{c_s . \rho_s . k_s . V_{ling}} \right)^{0{,}141} \left(\frac{q}{T_{Sol}} \right)^{1{,}282} \quad [kcal/m^2.s.C], \qquad (2.33)$$

sendo o fluxo determinado em função de tempo de residência no molde por:

[Lait, 1974] $\qquad q = 64 - 5{,}3 . \sqrt{t_{molde}} \qquad [cal/cm^2.s]. \qquad (2.34)$

A partir de cálculos realizados por Irving ***[Irving, 1967]***, podem-se estabelecer as seguintes relações aproximadas para o cálculo do coeficiente global médio em função da espessura do *gap* formado, dado por:

$$h_g = 60{,}27.\ \delta_g^{-0{,}212} \qquad [W/m^2.K], \qquad \textbf{(2.35)}$$

sendo δ_g a espessura do *gap* [m].

Schwerdtfeger ***[Schwerdtfeger, 2000]*** apresenta alguns valores para os coeficientes de transferência de calor desde a camada de metal sólido até o fluido de refrigeração, sendo:

$h_{água} = 23.000\ W/m^2.K$ ($V_{água} = 8$ m/s; $l_{canal} = 10$ mm; $T_{água} = 25°C$);

$h_{molde} = 38.000\ W/m^2.K$ ($e_M = 10$ mm; $k_M = 385$ W/m.K);

$h_{lubrif} = 2.000\ W/m^2.K$ ($\delta_l = 0{,}5$ mm; $k_l = 1$ W/m.K); e

$h_{gap} = 230\ W/m^2.K$ ($\delta_{gap} = 0{,}5$ mm; $k_{gap} = 0{,}5$ W/m.K, $T_{gap} = 1200°C$).

A partir dos valores de h_g médios determinados pelas relações descritas, é possível estimar um valor variável para o coeficiente ao longo do comprimento do molde, dividindo-se o molde em 3 regiões e aplicando uma metodologia do tipo ilustrada a seguir.

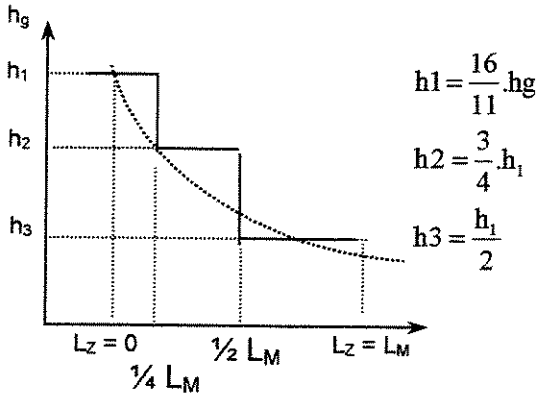
$$h_g.L_M = h1.\frac{1}{4}L_M + \frac{3}{4}h_1.\frac{1}{4}L_M + \frac{h_1}{2}.\frac{1}{2}L_M,$$

ou

$$h_g = \frac{1}{4}h_1 + \frac{3}{16}h_1 + \frac{1}{4}h_1 = \frac{11}{16}h_1,$$

e

$$h_1 = \frac{16}{11}h_g.$$



Construindo o gráfico, é possível obter uma equação para o comportamento de h_g ao longo do molde dada por:

$$h_g = cte \,.\, (t \,.\, V_{ling})^{-cte} \qquad [W/m^2.K]. \qquad \textbf{(2.36)}$$

2.1.2.2. Transferência de Calor no Resfriamento Secundário:

A análise e projeto dessa etapa de resfriamento são facilitados em relação ao molde devido à flexibilidade e controle dos blocos de *sprays* individualmente, além de que se conhece mais a respeito das relações de taxas de transferência de calor pelos *sprays* e seus parâmetros de influência. A temperatura da superfície do lingote e a vazão de água dos *sprays* diminuem gradativamente do primeiro ao último conjunto, sendo que, com o aumento da casca solidificada, a resistência ao fluxo de calor do metal líquido para o ambiente também aumenta.

Embora seja difícil controlar a temperatura da superfície do lingote, a análise das variáveis que permitem esse controle pode ser feita teoricamente por meio de modelos matemáticos de transferência de calor. Para o desenvolvimento de tais modelos, é preciso que se conheçam valores de coeficientes de transferência de calor de *sprays* em função de diferentes fluxos de água, pressões e tipos. Autores desenvolveram equações empíricas para determinar o coeficiente de transferência de calor na região de sprays em função de parâmetros como fluxo de água, fluxo de ar, temperatura da superfície do lingote e velocidade de lingotamento. A literatura apresenta uma série de formulações, que consideram tipo de bocal, distância dos bicos à superfície do lingote, pressão da água e do ar, temperatura da superfície, temperatura de entrada da água, entre outros. A Tabela 2.12 apresenta uma compilação destas formulações apresentadas ***[Mizikar, 1970; Bolle, 1979; Brimacombe, 1994, Ueta, 1990; Schwerdtfeger, 2000]***.

Tabela 2.12. Formulações empíricas para correlacionar coeficiente de transferência de calor com medidas de vazão de água na região de *sprays* ***[Brimacombe, 1980; Mizikar, 1970; Ueta, 1980].***

Autores	Correlação	Validade
Mitsutsuka [Brimacombe, 1980]	$h_{sprays} \approx \dot{m}(1 - b.T_{água})$ [kW/m^{2}K]	$10 < \dot{m} < 10,3$ [l/s] $0,005 < b < 0,008$
Shimada e Mitsutsuka [Brimacombe, 1980]	$h_{sprays} = 1,57.\dot{m}^{0,55}(1 - 0,0075.T_{água})$ [kW/m^{2}K]	$10 < \dot{m} < 10,3$ [l/s] $T_{água} = 38°C$
Mizikar [Mizikar, 1970]	$h_{sprays} = 0,0776.\dot{m}$ (a 276 kPa) [kW/m^{2}K] $h_{sprays} = 0,1.\dot{m}$ (a 620 kPa) [kW/m^{2}K] $h_{sprays} = 0,33.\dot{m}^{0,55}$ [kW/m^{2}K]	$0 < \dot{m} < 20,3$ [l/s] $T_{sup} = 1090°C$ $69 < p < 620$ kPa $102 <$ distância < 305 mm
Muller e Jeschar [Brimacombe, 1980]	$h_{sprays} = 0,01.V_{ling} + (0,107 + 0,00068.V_{ling})\dot{m}$ [kW/m^{2}K]	$11 < V_{ling} < 32$ [m/s] $0,3 < \dot{m} < 9,0$ [l/s] $p > 1100$ kPa distância* 100 – 200 mm
Ishiguno et alli [Brimacombe, 1980]	$h_{sprays} = 0,581.\dot{m}^{0,451}.(1 - 0,0075.T_{água})$ [kW/m^{2}K]	$10 < \dot{m} < 10,3$ [l/s] $T_{água} = 38°C$
Nozaki et alli [Nozaki, 1978]	$h_{sprays} = \frac{1,57.\dot{m}^{0,55}(1 - 0,0075.T_{água})}{\alpha}$ [kW/m^{2}K]	$\alpha = 4$
Bolle e Moureu [Bolle, 1979]	$h_{spraiys} = 0,366.\dot{m}^{0,556}$ [kW/m^{2}K]	$727 < T_{sup} < 927$ [^{0} C] $1 < \dot{m} < 7$ [l/m^{2}s]
Sasaki et alli [Brimacombe, 1980]	$h_{sprays} = 708.\dot{m}^{0,75}.T_{sup}^{-1/2} + 0,116$ [kW/m^{2}K]	$700 < T_{sup} < 1200$ [^{0} C] $1,67 < \dot{m} < 41,7$ [l/s]
Ueta et alli [Ueta, 1990]	$h_{sprays} = 10^{2,34}.\dot{m}^{0,33}.Q_{ar}^{0,37}T_{sup}^{-0,136}$ [kW/m^{2}K]	$600 < T_{sup} < 1000$ [^{0} C]
Schwerdtfeger [Schwerdtfeger, 2000]	$h_{sprays} = 87,2.V_{água}^{0,65}.V_{ling}^{0,37}[1\text{-}0,009(T_{água}\text{-}20)]$ [W/m^{2}K]	$T_{água}$ [°C] $V_{água}$ (m/s)

* distância do bico injetor à superfície do lingote [mm], Q_{ar} fluxo de ar [l/s].

Alguns autores afirmam que o coeficiente global de transferência na região de *sprays* deve

também levar em consideração a parcela de calor extraída por radiação livre na região onde não ocorre o contato direto da água de refrigeração com a superfície do lingote, sendo essa calculada pela equação 2.41 ***[Schwerdtfeger, 2000]***:

$$hr = \varepsilon.\sigma(T_{amb}^2+T_{água}^2)\,(T_{amb}+T_{água}) \qquad \textbf{(2.37)}$$

onde: ε = emissividade;

σ_{SB} = constante de Stefan-Boltzmann.

Outros autores também sugerem a introdução do termo correspondente à extração de calor na região de contato com os roletes, apresentando valores na faixa de 400-800 W/m^2K dependendo da região de contato roletes/lingote, diâmetros dos roletes e condições de refrigeração dos roletes ***[El-Bealy, 1995A; York, 1997; Schwerdtfeger, 2000]***. Também podem ser encontrados projetos onde 100% da extração de calor no resfriamento secundário são realizados somente pelos roletes, não necessitando do borrifamento de água na superfície do lingote, sendo que os roletes apresentam refrigeração interna. Esse sistema é conhecido como *Dry Cooling* ***[Brimacombe, 1980]***.

2.1.2.3. Transferência de Calor na Região de Radiação Livre

Nesta etapa, apesar de não ser exercido nenhum tipo de controle forçado, deve-se conhecer os parâmetros físicos envolvidos no objetivo de se mapear as condições térmicas do material antes do desempeno e corte. A troca térmica entre a superfície externa do lingote e o meio ambiente é regido por um coeficiente de transferência de calor global que inclui uma parcela relativa a radiação livre e uma parcela devida à convecção.

Para a interface superfície do lingote/ambiente, pode-se estimar com cálculos analíticos o valor de h_{amb}, sendo dado por ***[Santos, 1997]***:

$$h_{amb} = h_r + h_c, \qquad \textbf{(2.38)}$$

sendo: h_{amb} = coeficiente global de transferência de calor lingote/ambiente $[W/m^2K]$;

h_r = coeficiente de transferência de calor por radiação $[W/m^2K]$; e

h_c = coeficiente de transferência de calor por convecção $[W/m^2K]$.

Para o cálculo do coeficiente de radiação tem-se a mesma formulação da equação (2.37):

Para o cálculo do coeficiente convectivo:

$$h_c = \frac{k_{fl}.Nu}{\chi}, \qquad \textbf{(2.39)}$$

para: *número de Nusselt* $Nu = C.(Gr.Pr)^n$, **(2.40)**

número de Grashoff $Gr = \frac{g.\gamma.\rho_{fl}^{\,2}.\chi^3.(T_{Sol} - T_0)}{\eta_{fl}^{\,2}}$, **(2.41)**

número de Prandtl $Pr = \frac{\eta_{fl}.c_{fl}}{k_{fl}}$, **(2.42)**

onde: η_{fl} = viscosidade do fluido de refrigeração [Ns/m^2];

c_{fl} = calor específico do fluido [J/kg.K];

ρ_{fl} = massa específica do fluido [kg/m^3];

k_{fl} = condutividade térmica do fluido [W/m.K];

χ = dimensão que se refere à distância percorrida pelo fluido de refrigeração ao passar pela superfície do corpo;

g = aceleração da gravidade [m/s^2]; e

γ = coeficiente de expansão térmica volumétrica que, para o caso de gases, pode ser aproximado como $\gamma = \frac{1}{T_o}$.

Para um estudo onde o fluxo do fluido pode ser considerado laminar e a superfície do corpo está na posição vertical, considera-se para o cálculo do número de Nusselt:

$C = 0,59$, e

$n = ¼$.

As propriedades do fluido de refrigeração utilizadas nos cálculos, que no nosso caso é o ar, variam com a temperatura ***[Bejan, 1993]***.

2.1.3. Solidificação no Lingotamento Contínuo

2.1.3.1. Molde

O principal parâmetro associado ao processo de solidificação no molde é a casca solidificada, onde aspectos como espessura na saída do molde e a qualidade superficial e interna do lingote devem ser monitorizados. A formação de um casca sólida suficientemente espessa para suportar os esforços devido à pressão metalostática da coluna de metal líquido, aderência e atrito com a parede do molde, além de esforços internos devido à solidificação, é necessária para se evitar o *breakout*, o que implicaria em parada de operação. Quanto à qualidade superficial e interna do material, uma série de variáveis influencia de forma direta, podendo-se destacar: composição química do metal, microestrutura, temperatura de vazamento do metal lingotado, condições de resfriamento, nível de metal líquido na região do menisco, lubrificação e oscilação do molde. Os defeitos podem ser agrupados em três categorias: internos, externos e de forma. Os defeitos externos são trincas transversais, longitudinais centrais e de canto, trincas em forma de estrela, marcas de oscilação, macroinclusões e macroporosidades. Os internos são trincas internas de canto, na diagonal, na região central e na linha central, segregação central e em V, microporosidade e inclusões, e os defeitos de forma são romboidade e depressões.

A seguir, apresenta-se uma pequena compilação de estudos analisando o comportamento das variáveis de influência e a ocorrência dos principais defeitos.

Composição química do aço lingotado:

Aços com concentração de carbono entre 0,08% e 0,14% em peso apresentam transformação de fase no estado sólido com mudança de estrutura cristalina cúbica de corpo centrado para cúbica de face centrada, pela transformação de ferro δ para ferro γ, o que implica numa variação volumétrica (contração). Estudos revelam que o maior índice de ocorrência de trincas é para concentração de carbono em torno de 0,12%, que apresenta diminuição nas taxas de extração de calor do sistema devido ao aumento do *gap* formado entre as superfícies do molde e do metal, causando a formação de uma casca sólida irregular e com pequena resistência mecânica, principalmente na região do menisco ***[Wolf, 1981; Brimacombe, 1999]***. Aços com teor de carbono próximo a 0,8% C apresentam susceptibilidade à formação de marcas superficiais

como Palhas e Dobras, acreditando-se estar associado ao maior intervalo de solidificação (≈ 100°C), quando comparado com aços com menores teores de carbono (0,45% C ≈ 50°C) ***[Kumar, 1997]***. A maioria dos defeitos de solidificação está associada ao comportamento da frente de solidificação, mais especificadamente com a microsegregação do fósforo e do enxofre. No caso do enxofre, esse se associa ao Fe formando FeS, que tem temperatura de solidificação na faixa de 1200°C, o que acarreta a existência de líquido interdendrítico entre as ramificações ou braços dendríticos. Assim, teor de enxofre acima de 0,015% tem deteriorado a qualidade do lingote no que diz respeito à presença de trincas superficiais. Um modo de se reduzir esse problema é adicionar manganês ao aço, formando MnS, cuja temperatura de solidificação é 1530°C, sugerindo que valores maiores que 20-25 para a relação Mn/S são benéficos para minimizar a tendência à formação de trincas. Concentrações de fósforo abaixo de 0,017% também melhoram a resistência à formação de trincas. Outro fator que é associado à composição química do aço é a microestrutura do produto solidificado, que exerce forte influência na formação de trincas.

Microestrutura:

A microestrutura bruta de fusão também influencia diretamente no comportamento das trincas, sendo que estruturas equiaxiais, por apresentarem direções de crescimento dendríticos aleatórios, representam obstáculos à propagação das trincas, fato que não ocorre para o caso de estruturas colunares com crescimento dendrítico paralelo, facilitando a propagação de trincas nas regiões interdendríticas fragilizadas pelo fenômeno da microsegregação. Os principais parâmetros que afetam a formação da microestrutura são: condições de resfriamento, temperatura de vazamento e adição de elementos de liga. A extração de calor do sistema afeta diretamente a velocidade de solidificação, alterando o tamanho de grão cristalino. Com temperaturas de vazamentos menores, a região equiaxial aumenta, diminuindo assim o tamanho da região colunar. A adição de elementos de liga como nióbio, vanádio, níquel e cobre atuam como refinadores de grão, além de melhorarem propriedades mecânicas do aço devido à formação de partículas de segunda fase que precipitam durante os processos de conformação à quente. Aços contendo alumínio são mais susceptíveis a trincas transversais devido à precipitação de AlN nos contornos de grão da austenita, sendo que adição de titânio entre 0,002 e 0,004% reduz a solubilidade do nitrogênio, reduzindo esse problema.

Nível de metal líquido na região do menisco:

O comportamento da região do menisco influência diretamente na formação de trincas transversais, longitudinais e depressões. Defeitos como sangrias (vazamento de metal para a superfície do molde) e dobras (superposição de camadas sólidas da superfície do lingote) também se formam em função de flutuações no nível de metal líquido. Entre os principais mecanismos para explicar a formação de tais defeitos, pode-se destacar: 1) a formação de uma trinca na superfície aumenta o espaço físico entre o metal e o molde, diminuindo a extração de calor e conseqüente redução da velocidade de solidificação, resultando em uma casca sólida menos espessa que pode romper e permitir o vazamento de metal líquido para a interface metal/molde; 2) altas variações no nível de metal líquidas podem provocar a superposição de camadas de metal sólido na região do menisco, originando marcas como dobras e sangrias; 3) se o menisco é muito turbulento, o material usado como lubrificante pode ficar ocluso pela camada de metal líquido, originando defeitos como macroinclusões, mais comuns no caso de lubrificação com pós fluxantes, ou depressões devido à pressão exercida pelos gases liberados durante a vaporização do lubrificante, sendo mais comuns nos casos de lubrificação com óleo.

As condições de oscilação também afetam os defeitos superficiais como marcas de oscilação e trincas transversais. Defeitos localizados nos vértices do lingote também estão associados a problemas de projeto e construção do molde, desgaste da região interna do menisco e deformação da camisa.

Investigando os mais diferentes defeitos e problemas encontrados nessa etapa do processo, além de pesquisar os relatos existentes na literatura especializada, pesquisadores da University of British Columbia, coordenados pelo Prof. J. K. Brimacombe, desenvolveram uma ampla base de conhecimento sobre os problemas de qualidade de tarugos, incluindo origem de defeitos, suas causas e sugestões de técnicas preditiva ***[Kumar, 1993; Brimacombe, 1977/1979/1980/1999, Cheung, 1999]***. Os principais defeitos encontrados e métodos de prevenções recomendados podem-se vistos nas Tabelas 2.13, 2.14, 2.15, 2.16 e 2.17, onde também se encontram resultados de outros autores no que diz respeito a placas ***[Billani, 1991; Bakshy, 1993, Brendzy, 1993; Chandra, 1993; El-Bealy, 1995B; Mahapatra, 1991A e B; Raihle, 1994; Takeuchi, 1991; Thomas, 1988A e B, Cheung, 1999]***.

Tabela 2.13. Trincas superficiais.

Defeito	Localização	Causas	Fatores Influentes
Trincas transversais	No molde	Dilatação do molde e aderência do lingote no molde	Comportamento termo-mecânico do molde, Profundidade e não uniformidade das marcas de oscilação, Composição do aço (Al, V, Nb e Mn > 1%), Alto superaquecimento.
Trincas longitudinais nos cantos	No molde	Reaquecimento dos cantos devido ao largo espaço entre molde/casca e/ou casca solidificada fina e frágil nos cantos dos lingotes	Raios vivos grandes dos lingotes, Presenças de *keyholes*, Interações molde/casca adversas, Comportamento termo-mecânico do molde, Profundidade e não uniformidade das marcas, Composição do aço (0,17-0,25 %C, S > 0,035%, P > 0,035), Alto superaquecimento, Dilatação não uniforme no molde.
Trincas longitudinais medianas	No molde	Excessivo reaquecimento da região, atrito na face do lingote	Presença de riscos ou marcas na superfície da parede do molde, Aumento na velocidade de lingotamento, Alto superaquecimento.

Tabela 2.14. Trincas medianas.

Localização	Causas	Fatores Influentes
Saída do molde ou espaço entre molde e região de *sprays*	Reaquecimento da superfície do lingote	Desalinhamento entre o molde e a região de *sprays*, Deficiência de resfriamento dos *sprays*, Composição da liga, Alto superaquecimento

Tabela 2.15. Trincas internas.

Defeito	Localização	Causas	Fatores Influentes
Trincas fora do canto	Abaixo do molde ou próximo da saída do molde	Dilatação da casca solidificada	Comportamento termo-mecânico do molde, Profundidade e não uniformidade das marcas, Composição do aço, Superaquecimento
Trincas diagonais	No molde	Casca não uniforme gerada pelo molde e desalinhamento entre molde e rolo de pé (tensões)	Comportamento termo-mecânico do molde, Profundidade e não uniformidade das marcas Composição do aço (%C e relação Mn/S), Superaquecimento, Dilatação não uniforme no molde.

Tabela 2.16. Problemas de Romboidade.

Origem	Causas	Fatores Influentes
No molde ou nos *sprays*	Casca não uniforme gerada pelo molde	Comportamento termo-mecânico do molde, Profundidade e não uniformidade das marcas, Composição do aço, Superaquecimento.

Tabela 2.17. Problemas de *Breakouts*.

Origem	Causas	Fatores Influentes
Cantos com ângulos obtusos	Casca fina gerada devido à não uniformidade de resfriamento	Comportamento termo-mecânico do molde, Profundidade e não uniformidade das marcas superficiais de oscilação, Superaquecimento.
Depressões transversais ou marcas superficiais profundas	Redução local da casca devido à presença dos defeitos superficiais	Profundidade e não-uniformidade das marcas superficiais, comportamento do molde
Camada fina de metal solidificado com imperfeições na saída do molde	Inadequada espessura da casca na saída, erro do operador	Insuficiente tempo de permanência do metal no molde, Falta de controle do metal, Formação de escória entre o molde e o lingote

2.1.3.2. Região de Resfriamento Secundário

Para a solidificação no resfriamento secundário, utilizam-se dois métodos de acordo com as características do projeto dos sprays: resfriamento brando e resfriamento intenso. O resfriamento brando consiste em manter a temperatura da superfície do lingote em valores maiores que a faixa de baixa ductilidade dos aços carbono, compreendida entre 900-1100°C, enquanto que o resfriamento intenso usa maiores vazões para manter a temperatura da superfície abaixo de 700°C, já que temperaturas na faixa de 700-1100°C favorecem a formação de trincas, principalmente transversais superficiais no caso de lingotamento de placas com altas velocidades e contendo mais que 0,02% Al e 1% de Mn, Nb ou V, devido à formação de AlN ou nitretos e carbetos de Nb e V nos contornos de grão. Para o caso de tarugos, o defeito mais comum associado à solidificação no secundário é a formação de trincas a meio caminho ou a meia face, formado devido principalmente ao reaquecimento do lingote na saída da última zona de *sprays*. Estudos sugerem valores máximos de reaquecimento no faixa de 100-150°C, sendo que valores maiores geram tensões/deformações críticas junto à frente de solidificação e, conseqüentemente,

trincas ***[Van Drunen, 1975; Brimacombe, 1977/1979/1980/1999; Lally, 1991A; El-Bealy, 1995B]***. Teorias sugerem que as trincas se iniciam na região interdendrítica fragilizada pela rejeição de soluto e solicitada a tensões e deformações, principalmente para grandes reaquecimentos. Para o caso do aço, a susceptibilidade à formação de trincas aumenta à medida que a temperatura se aproxima da temperatura Solidus, sendo que, nos aços com baixo teor de enxofre, a perda de ductilidade acontece a aproximadamente 40^0C abaixo da temperatura Solidus para teores de carbono entre 0,08 e 0,185%C (BTC). Para aços com 0,4%C (MTC) ocorre a 65^0C abaixo da temperatura Solidus, e o aumento no teor de enxofre no aço para níveis de 0,025% para 80^0C abaixo da Solidus. O máximo reaquecimento depende de diversos fatores, dos quais os mais importantes são a estrutura de solidificação e a composição química da liga, usualmente estimado em 150°C para aços.

Outra causa associada à formação de trincas internas é a diferença de vazão entre as quatro faces do tarugo ou entre faces opostas no caso de placas, causando o deslocamento do ponto final de solidificação da região central do lingote, gerando tensões internas, já que uma face solidifica e contrai mais rapidamente que as outras, podendo formar trincas em forma de estrela, e que também pode ocasionar romboidade, principalmente no caso de tarugos. No caso de placas, estudos realizados por Nozaki ***[Nozaki, 1978]*** mostraram que manter a temperatura da superfície acima de 700°C reduz a precipitação de AlN. Outra técnica empregada no resfriamento secundário é a adoção de resfriamento brando ou intenso na primeira zona de *sprays* após o molde, onde estudos mostraram que reduções nas condições de resfriamento melhoram a qualidade superficial do lingote, já que excessivo resfriamento resulta em tensões maiores na superfície, favorecendo a formação de trincas. No entanto, no caso de placas, um problema associado ao resfriamento brando é o abaulamento da placa nas regiões entre roletes, e posterior deformação quando essas regiões passam pelos roletes subseqüentes ***[Brimacombe, 1980; El-Bealy, 1995B]***.

Segundo Fujii ***[Fujii, 1978]***, resfriamento insuficiente e altas velocidades de produção favorecem a formação de trincas a meio caminho (entre a superfície e o centro do lingote), como também parâmetros como temperatura de vazamento e conseqüente microestrutura formada, principalmente no caso de aços com teor de carbono entre 0,12 e 0,21% e enxofre entre 0,005 e 0,023%, devido aos esforços dos roletes. Desse modo, concluiu-se que a formação de trincas a

meio caminho é o resultado de vários fatores, sendo principais:

- excessivo resfriamento secundário;

- excessivo reaquecimento da superfície;

- excessiva pressão dos roletes;

- elevada temperatura de lingotamento; e

- composição química do aço lingotado.

Outra vantagem em operar com temperatura da superfície acima de 1100°C refere-se ao comportamento da água de refrigeração na interface lingote/ambiente, já que nessas temperaturas forma-se uma nuvem de vapor junto à superfície, possibilitando um controle melhor da temperatura ao longo da etapa. Temperaturas abaixo de 600°C não possibilitam a formação da nuvem, e o impacto direto das gotas na superfície causa um aumento na extração de calor e conseqüente aumento da velocidade de solidificação, que implica em dificuldades no controle do processo.

Propriedades Mecânicas dos Aços a Altas Temperaturas:

700°C a 900°C: essa faixa de baixa ductilidade e resistência está associada à precipitação de AlN nos contornos de grão, podendo tanto ocorrer no resfriamento abaixo de temperaturas de 800°C, como no reaquecimento sofrido pelo lingote na passagem entre as zonas de *sprays* ou na região de radiação. A composição química também tem influência direta nesse comportamento, sendo que aços microligados com adição de Ti e V apresentam melhores comportamentos mecânicos.

900°C a 1100°C: a segunda zona de baixa ductilidade é influenciada principalmente pela relação Mn/S, sendo que valores maiores dessa relação apresentam incrementos na resistência e ductilidade. Acredita-se que o fenômeno de perda de ductilidade é ocasionado pela precipitação de FeS nos contornos de grão da austenita, favorecendo a propagação de trincas intergranulares.

1300°C à temperatura Solidus: acima de 1340°C a ductilidade decresce rapidamente com o acréscimo da temperatura, possibilitada pela presença de líquido interdendrítico remanescente entre os ramos dendríticos solidificados, devido à mudança de composição química pela rejeição de soluto, principalmente P, S e outros componentes como nitretos e carbonetos. As trincas formadas por esse motivo apresentam superfícies lisas, sem planos de clivagem ou *dimples*, o que

demonstra que a separação física ocorreu na região que ainda continha líquido.

A existência de zona equiaxial representa uma dificuldade à propagação das trincas, enquanto que no crescimento colunar a região interdendrítica está entre dois braços primários e na região interna do grão, geralmente alinhados com a direção do grão cristalino posterior. A formação da estrutura colunar está relacionada diretamente com a temperatura de lingotamento.

Os principais defeitos encontrados e fatores influentes no resfriamento secundário de tarugos podem ser vistos nas Tabelas 2.18, 2.19 e 2.20 ***[Kumar, 1993; Brimacombe, 1977/1979/1980/1999; Bakshy, 1993; Brendzy, 1993; El-Bealy, 1995A]***.

Tabela 2.18. Trincas internas.

Defeito	Localização	Causas	Fatores Influentes
Trincas centrais	Próximo do ponto de completar a solidificação	Súbito decréscimo da temperatura na linha central do lingote no final da solidificação	Inadequado resfriamento próximo do ponto de completar a solidificação, Composição da liga, Superaquecimento
Trincas pelos rolos extratores	Região dos rolos extratores	Rolos extratores muito apertados	Excessiva pressão dos rolos, Composição da liga, Superaquecimento
Trincas de dobramento	Próxima ao ponto de desempeno do lingote	Esforços devido ao desempeno	Excessivo desempeno, Altas velocidades de lingotamento, Composição da liga, Superaquecimento

Tabela 2.19. Trincas medianas.

Localização	Causas	Fatores Influentes
Parte superior dos *sprays*	Reaquecimento da superfície do lingote	Deficiência de resfriamento dos *sprays*, Composição da liga, Superaquecimento
Parte abaixo dos *sprays* ou na zona de radiação livre	Reaquecimento da superfície do lingote	Deficiência de resfriamento dos *sprays*, Composição da liga, Superaquecimento
Zonas de *sprays*	Reaquecimento da superfície do lingote	Comportamento termo-mecânico do molde, Profundidade e não uniformidade das marcas superficiais, Composição do aço, Superaquecimento.

Tabela 2.20. Problemas de romboidade.

Origem	Causas	Fatores Influentes
Nos *sprays*	Resfriamento não uniforme nos *sprays*	Projeto ineficiente na região dos *sprays*, Superaquecimento do aço

Para o caso de placas, os principais defeitos encontrados e métodos de prevenção podem ser vistos na Tabela 2.21 ***[El-Bealy, 1995B/1997, Keqiang, 1992; Mahapatra 1991A e B; Sivensson, 1993/1996; Takeuchi, 1984/1985/1991]***.

Tabela 2.21. Defeitos relacionados ao resfriamento por *sprays* para o caso de placas.

Defeito	Causas	Fatores Influentes	Correção
Trincas transversais superficiais	Precipitação de AlN e temperaturas entre 700 e 900°C	Composição do aço > 0,02% Al; > 1% Mn, Nb e V.	Ajustar a vazão dos sprays para sair da faixa de baixa ductilidade dos aços (T_S acima de 1000°C)
Trincas longitudinais e no meio da face	Resfriamento intenso na primeira zona de *sprays* e abaulamento (tensões)	Tensões internas junto à frente de solidificação, Composição do aço (0,12% C e relação Mn/S), Altas velocidades de lingotamento, Larguras no caso de placas, Superposição de jatos, Alinhamento molde e rolo de pé.	Reduzir a vazão na primeira zona de *sprays* e monitorar o *abaulamento*, Alinhar molde e roletes.
Trincas em forma de estrela	Abaulamento (tensões)	Velocidades de solidificação diferentes entre as faces	Reposicionar os roletes
Trincas a meio caminho	Abaulamento (tensões)	Altas velocidades de lingotamento Aumento de S e P	Reposicionar os roletes, Aumentar a vazão dos *sprays*, Reduzir velocidade de lingotamento
Trincas na linha central	Abaulamento (tensões)	Altas velocidades de lingotamento	Reposicionar os roletes, Aumentar a vazão dos *sprays*, Reduzir velocidade de lingotamento
Segregação central	Abaulamento (tensões)	Altas velocidades de lingotamento Altos superaquecimentos	Reposicionar os roletes, Aumentar a vazão dos *sprays*, Reduzir velocidade de lingotamento, Reduzir o superaquecimento

2.2. Processo de Lingotamento Contínuo de Tiras – *Twin-Roll*

2.2.1. *Near-Net-Shape*

A engenharia moderna estabelece que a seleção de um processo de manufatura deve, necessariamente, ser determinado como função das características econômicas envolvidas, sobre as condições de minimização de custo energético e na redução do consumo de materiais. As técnicas do tipo *Near-Net-Shape* respondem por uma série de processos alternativos que satisfazem esses critérios de seleção. 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. A eficiência da produção é consideravelmente aumentada com essas técnicas em um número considerável de maneiras, que podem ser descritas da seguinte forma: tempo de produção reduzido; baixo custo da matéria-prima; baixo consumo de energia; redução da perda de material; baixo custo do processamento da sucata e qualidade final maximizada. Entre os processos que estão em desenvolvimento, o lingotamento contínuo de tiras pelo equipamento *Twin-Roll* é um dos que vem se destacando e ganhando espaço nas siderúrgicas ***[Schwerdtfeger, 1998/1999; Birat, 1987/1989/1998; Zapuskalov, 1998]***.

2.2.2. Descrição do Processo

O processo de lingotamento contínuo de tiras, conhecido na literatura técnica por *Twin-Roll*, consiste na produção, em estágio único, de tiras finas que podem ser diretamente bobinadas no estágio seguinte. Esse processo tem-se mostrado de prática bastante comum em indústrias de alumínio, e atualmente vem ganhando vigorosa conquista em indústrias de aço. Esse interesse justifica-se basicamente por dois fatores ***[Li, 1995A e B]***:

① Economia considerável nos custos de produção pela redução das etapas de processo;

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

O processo de *Twin-Roll* foi concebido no ano de 1846, por um registro de patente em nome de Sir Henry Bessemer ***[Bessemer, 1865]***. Contudo, por mais de cem anos esse processo não foi explorado comercialmente. O primeiro registro da aplicação do *Twin-Roll* para produção comercial foi dado na indústria de alumínio na década de 50. Após essa data, esse processo tem-se tornado um dos principais métodos de fabricação de chapas e folhas de espessura fina de não-ferrosos.

O lingotamento pelo processo *Twin-Roll* combina os efeitos da solidificação rápida e da laminação a quente em um único estágio de operação, produzindo tiras e chapas metálicas de espessura bastante finas (0,1 a 20 mm). Deste modo, 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 principais características 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 de *Twin-Roll*, e essa escassez justifica-se pelo fato dos projetos atualmente em desenvolvimento pertencerem, em geral, a um registro patente.

As Figuras 2.31 e 2.32 apresentam estruturas típicas do processo de *Twin-Roll* empregado nas indústrias metalúrgicas de não-ferrosos e ferrosos. Na Figura 2.31, a estrutura de lingotamento horizontal é a mais utilizada na indústria de alumínio e a estrutura de lingotamento vertical (Figura 2.32) é a mais indicada para a produção de aços.

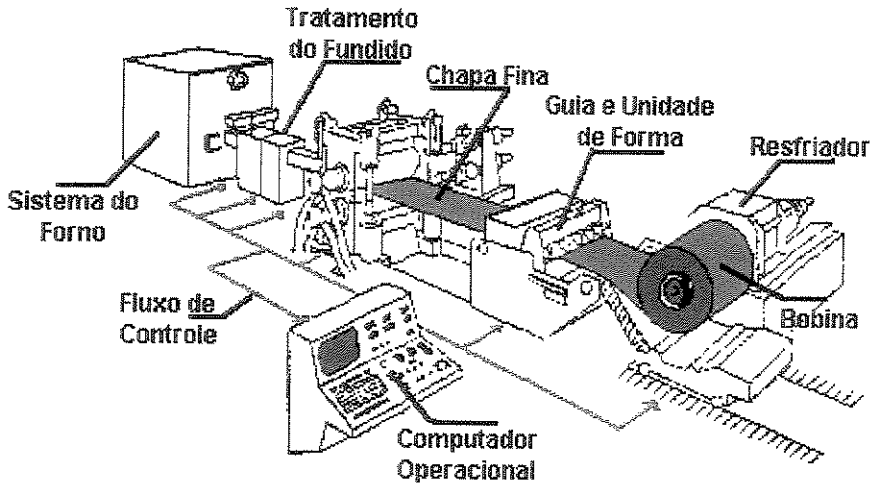


Figura 2.31. Estrutura do processamento *Twin-Roll* horizontal, aplicado na produção de alumínio ***[Santos, 1998B]***.

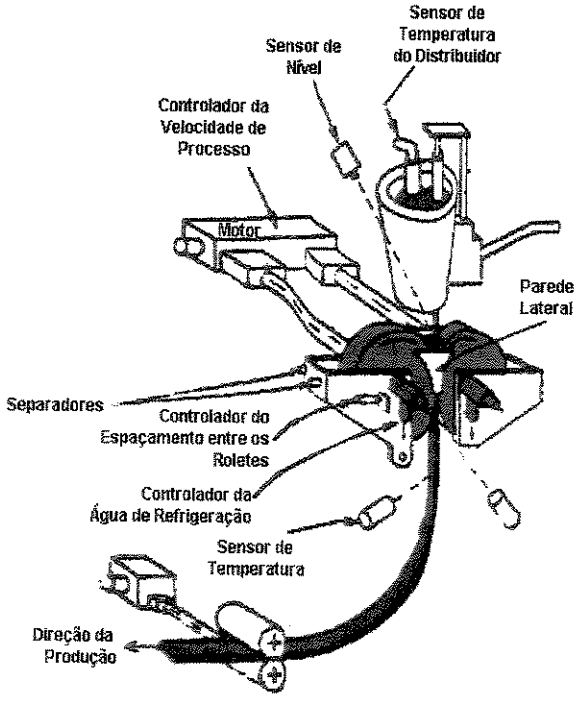


Figura 2.32. Estrutura do processamento *Twin-Roll* vertical aplicado na produção de aço, similar ao equipamento instalado no Instituto de Pesquisas Tecnológicas IPT/SP ***[Spim, 1997A]***.

Apesar das diferenças entre os arranjos estruturais do sistema de *Twin-Roll* vertical ou horizontal, os princípios operacionais de ambos são idênticos. Os componentes chaves do processo são:

- Alimentador do metal líquido;

- Sistema de rolos;

- Região de processo;

- Interface rolo/metal;

- Sistema de controle.

A produção de tiras em aço inoxidável já é uma realidade e está se tornando bastante comum em muitas companhias, passando da escala piloto para a escala industrial, particularmente no caso dos aços inoxidáveis austeníticos da série AISI 304, obtendo-se ótima qualidade no produto final. Outras ligas de ferro que também foram experimentadas e apresentaram indicações de viabilidade e flexibilidade nas condições de lingotamento são os Fe-Si, 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. Algumas experiências também estão sendo realizadas com aços-C, porém ainda bastantes escassas e limitadas, podendo-se destacar o interesse no aço com alto teor de carbono ***[Tolve, 1990; Miyake, 1991; Buchner, 1991/1992/1997; Shin, 1995; Legrand, 1997]***.

Em virtude dos resultados obtidos atualmente em equipamentos pilotos, acredita-se que em pouco tempo as siderúrgicas 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, faz-se necessária à caracterização de cada elemento físico envolvido no processo, analisando paralelamente seu comportamento e suas influências na qualidade do produto. A Tabela 2.22 apresenta os principais dados mundiais relativos aos atuais estágios de desenvolvimento na tecnologia *Twin-Roll*.

Tabela 2.22. Dados da atualidade mundial em lingotamento contínuo de tiras *[www.newsteel.com/features/ns9812f3.htm]*.

Empresa	País	Fabricante	Espes-sura (mm)	Largura (mm)	ϕ (mm)	Material	Panela (kg)	Estágio atual
BHP	Austrália	*IHI*	<2	1.900	500	Aço-C	60.000	em fase de testes em escala comercial
AST	Itália	*VAI*	2-5	860	1.500	Inox	65.000	
Nippon	Japão	*Mitsubishi*	2-5	1.330	1.200	Inox	60.000	
Usinor	França	*Clecim*	2-4	865	1.500	Inox	92.000	
Posco	Coréia	*Posec*	2-6	1.300	1.250	Aço-C/Inox	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	Inox	6.000	usina piloto
British	Inglaterra	*British*	2-5	400	750	Inox	3.000	
Clausthal	Alemanha	*Clausthal*	5-10	300	-	Aço-C	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	Inox	500	

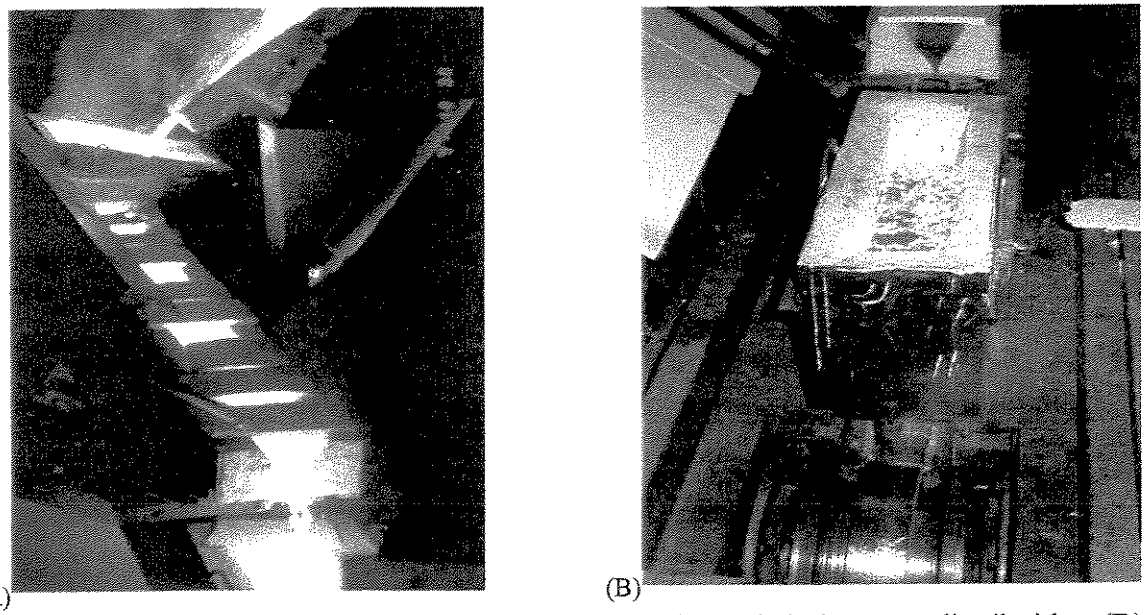
BHP: *Broken Hill Proprietary*; MPI: *Max Planck Institute* ; IMI: *Industrial Materials Institute*; IPT: Instituto de Pesquisas Tecnológicas; VAI: *Voelst-Alpine Industries*; IFW: *Institute Fur Werkestoffe*.

2.2.2.1. Distribuidor

O alimentador do metal líquido é um sistema crítico à operação coerente do processo, pois deve garantir a variação da temperatura do metal líquido na poça dentro da mínima faixa admissível, bem como deve representar um acesso de controle fácil e imediato para manter a estabilidade do nível da poça líquida entre os rolos. Devido a esses fatores, uma série de projetos e uma variedade muito grande de alimentadores têm sido propostos.

O controle do nível de metal líquido, as condições do fluxo e arraste de impurezas, flutuações e turbulência na superfície do líquido, a utilização de pós de cobertura 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 atue simultaneamente no sensoriamento da altura de metal e no controle de vazão, através da abertura e fechamento de uma válvula gaveta ou uma válvula tampão. Esse 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. A Figura 2.33 mostra um distribuidor do equipamento piloto de tiras - *Twin-Roll* pertencente ao IPT/SP, onde se pode visualizar a válvula tampão e a alavanca de acionamento da mesma, além de uma válvula submersa. Esse controle deixa um pouco a desejar, já que a resposta da abertura e fechamento do orifício do injetor é deficiente, restringindo-se a aberto ou fechado.



(A) (B)

Figura 2.33. (A) Sistema de alimentação por calha do forno de indução ao distribuidor; (B) Distribuidor do equipamento piloto de lingotamento de tiras do IPT/SP (durante corrida).

Rolos Refrigerados

O sistema de rolos é o componente essencial de um equipamento de *Twin-Roll*, sendo o único responsável pelo resfriamento e solidificação do metal líquido, bem como pela redução mecânica da laminação. Para o lingotamento de aços, os rolos são geralmente de cobre ou aço refrigerados a água. O cobre é aceitável nos rolos devido às baixas solicitações de carga que ocorrem no processamento de aços, sendo que condição reversa 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 ***[Berg, 1995]***. O maior problema da indústria de alumínio é a fadiga térmica. Estudos nessa área mostram que as trincas sempre se iniciam na base das marcas de laminação e seguem em direção a essas marcas, crescendo em profundidade ***[Cook, 1995]***. Nesse contexto, a seleção de materiais permanece no compromisso de uma análise que envolve 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]***.

A região de processo é o local onde a solidificação e a laminação ocorrem. O *Twin-Roll* é baseado em um princípio bastante simples, esquematizado na Figura 2.34: o metal líquido flui entre dois rolos que giram em sentido único, sendo refrigerados internamente por um fluxo contínuo de água, que extrai calor do sistema e permite a solidificação completa do 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 desse processo envolve uma complicada interação de fenômenos físicos, como fluxo de fluido, transferência de calor, solidificação, formação do *gap* de ar entre o rolo e o metal, e por fim, redução mecânica. Todos estes fenômenos ocorrem simultaneamente e em um período de tempo muito pequeno (ordem de segundos).

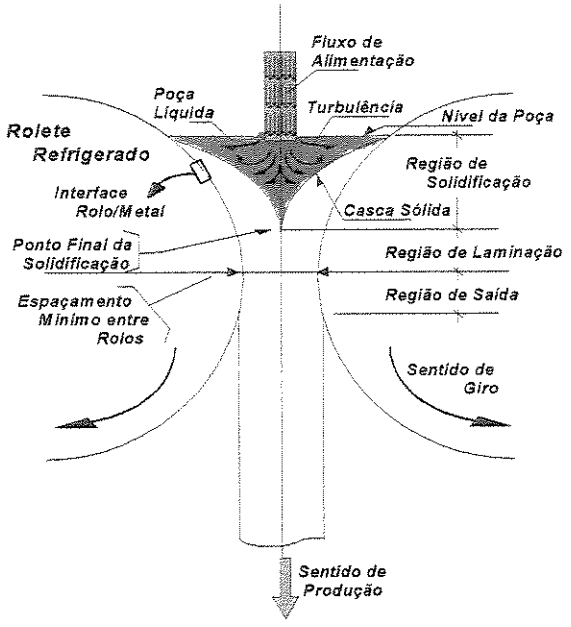


Figura 2.34. Representação esquemática da região de processo do *Twin-Roll*.

Estudos têm sido desenvolvidos na compreensão desses complexos fenômenos físicos, principalmente devido aos trabalhos desenvolvidos no campo da modelagem numérica, o qual será posteriormente discutido. Na interface rolo/metal, o metal se resfria e se solidifica 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, o metal líquido sobre a superfície dos rolos, encontra-se em contato íntimo com a parede refrigerada, e dessa forma, a taxa de retirada de calor é bastante alta. Imediatamente a solidificação inicia-se e devido ao comportamento do metal solidificado e dos rolos, esse se afasta da parede refrigerada gerando um pequeno *gap* 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. Na região seguinte (laminação), a tira solidificada sofre pressão a quente, e um bom contato com a interface do rolo volta novamente a existir, 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. Nesses 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 2.34.

Os rolos variam de largura entre 5 e 800 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 espessuras estão em torno de 500 mm e os diâmetros na faixa de 400 mm ***[Hwang, 1995; Tolve, 1990]***. No caso dos aços, o vazamento ocorre a temperaturas acima da temperatura Liquidus, estando geralmente compreendidas em faixas acima de 1600 ^{0}C, e as faixas de temperatura na qual os rolos geralmente trabalham situam-se abaixo de 800 ^{0}C. Os rolos devem 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 têm diminuído com melhorias nas técnicas de lingotamento. Contudo, os altos 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* ***[Tolve, 1990; Buchner, 1997; Takeuchi, 1990]***.

A Figura 2.35 apresenta o sistema de rolos do equipamento piloto do IPT/SP.

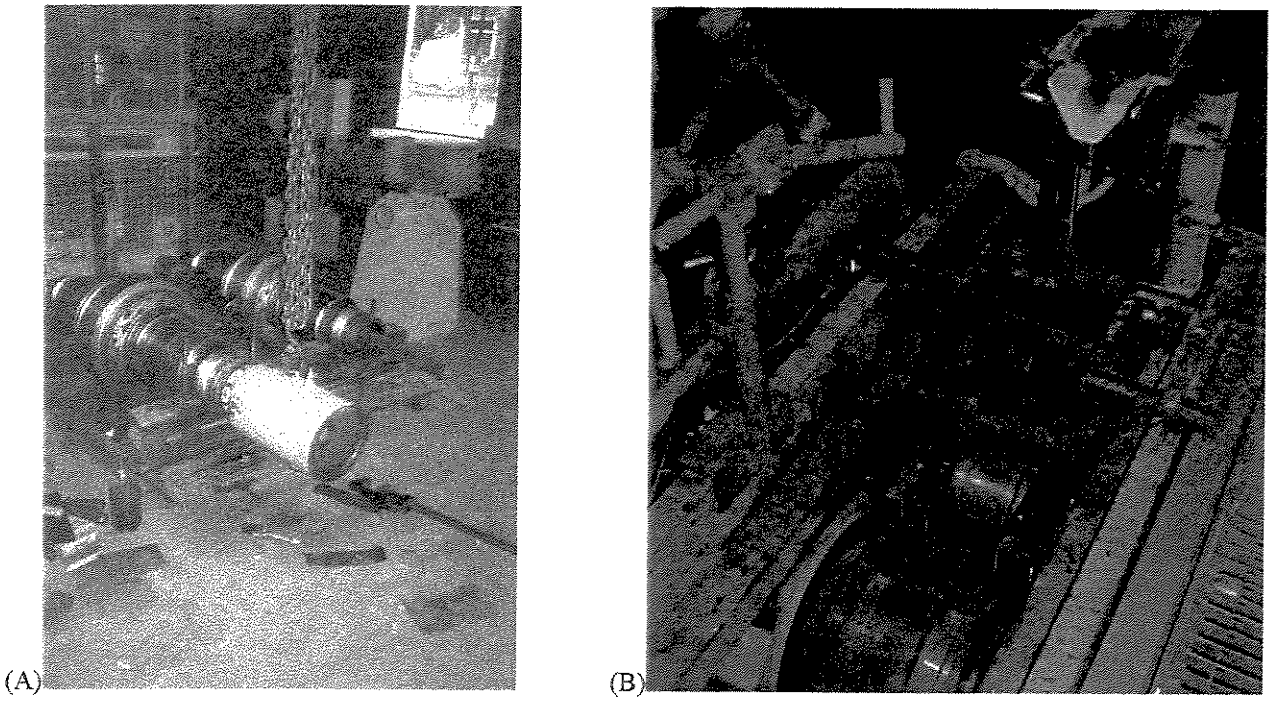


Figura 2.35. (A) Eixos com as camisas de aço separadas da máquina; (B) Rolos, suporte do distribuidor e calha posicionados na máquina, conforme realização de corridas.

A altura de metal líquido no interior da cavidade entre rolos também constitui um parâmetro que deve ser monitorizado e controlado na região dos rolos. Alturas sempre constantes contribuem para a estabilização do local de fechamento da poça líquida, pois se esse ponto final de solidificação ocorrer muito acima, o processo pode ser interrompido por não se conseguir laminar a camada de metal solidificado, além do que, se o fechamento não acontecer no ponto acima da menor distância entre rolos, a ocorrência de *breakouts* é quase certa. A principal conseqüência desse defeito 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 é dada por ***[Buchner, 1997]***:

$$h_p = R.\text{sen}\frac{V_{extr}.t_i}{R}, \qquad (2.43)$$

onde: h_p = altura da poça líquida [m];

R = raio [m];

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

t_i = tempo na superfície da poça [s].

Essa relação pode ser facilmente determinada com a ajuda da Figura 2.36 e algumas considerações geométricas.

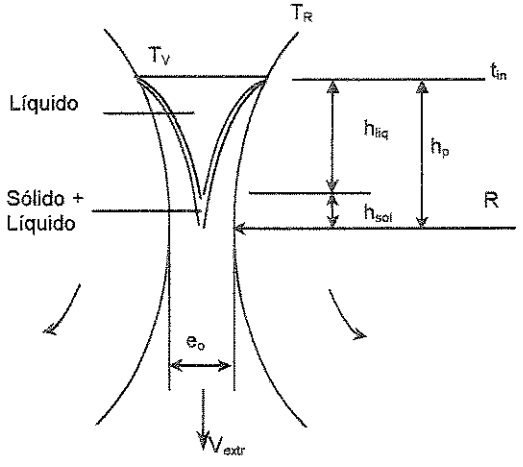


Figura 2.36. Esquema representativo do sistema de rolos e formação da poça líquida na cavidade entre os mesmos ***[Buchner, 1997]***.

A extração de calor da poça é controlada pelo coeficiente de transferência de calor na interface metal/rolos (h_i). Pode-se distinguir três regiões distintas de contato térmico, conforme observado na Figura 2.37: (a) uma região de contato entre o metal ainda líquido e os rolos, apresentando bom contato térmico devido à boa molhabilidade do metal líquido; (b) uma região de pobre contato compreendendo a região onde coexistem tanto metal solidificado, quanto metal líquido no interior da poça; (c) e finalmente 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]***. Contudo, o conhecimento dinâmico do coeficiente de transferência de calor para o processo *Twin-Roll* ainda é limitado por razões experimentais evidentes, mas em termos de aproximação para a modelagem numérica, ainda é prudente a utilização de valores constantes na faixa de 2.000 a 10.000 $W/m^2.K$ ***[Mehrabian, 1977]***.

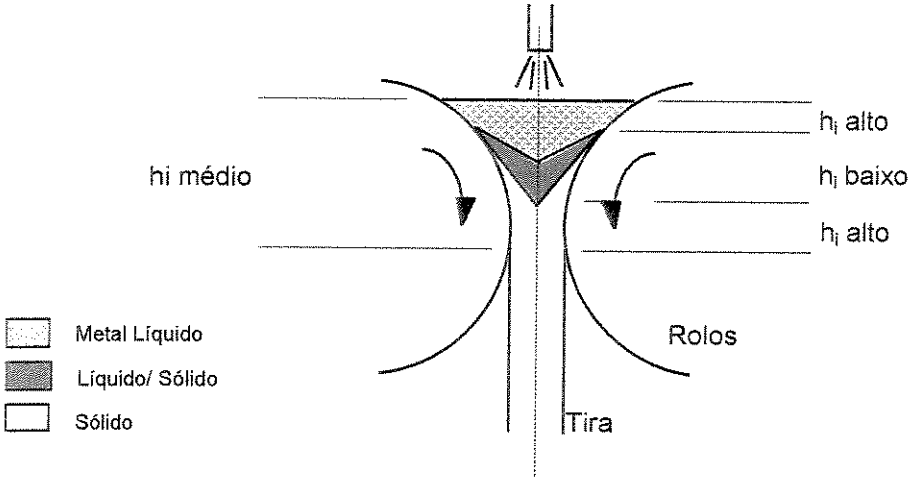


Figura 2.37. Esquema da variação de h_i ao longo do contato entre metal/rolos.

Vários autores determinaram ou estimaram valores para os coeficientes de transferência de calor na interface metal/rolos, considerando-os algumas vezes constantes ou variáveis ao longo do processo em função da posição durante a passagem entre os rolos. A Tabela 2.23 apresenta uma pequena compilação de alguns valores dos coeficientes e as características operacionais para os sistemas.

Tabela 2.23. Valores estimados de h_i para diferentes condições de lingotamento.

Autores	Rolos	Espessura [mm]	Material Lingotado	hi [$W/m^2.K$]	
Li, 1995B	Cobre	-	Aço	2800 – 5800	
Mehrabian, 1977	Cobre/Aço		Aço	2000-10000	
Li, 1995B	Cobre	-	Alumínio	4000 – 47.000	
Bagshaw, 1987	Cobre	36,6	Al 2 % Cu	(a) 3530	
			Al 1 % Cu	(b) 101	
				(c) 20.000	
Kraus, 1986	Aço	25	Aço	2830	
Spinelli, 2000D	Aço	10 mm	Inox 304	T_V = 1650 °C	$2700 . t^{-0,1}$
				T_V = 1790 °C	$2650 . t^{-0,1}$

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

Extrapolação de Dados Experimentais Particulares de Solidificação para a Situação Real do Equipamento

O fluxo de calor difere de acordo com as diferentes qualidades de aço ***[Kopp, 1998]***, sendo que alguns apresentam melhor desempenho em lingotamento e possibilitam uma solidificação rápida como os aços alto carbono e algumas qualidades de aços inoxidáveis. Todavia, princípios do processo e de transferência de calor são os mesmos para quaisquer qualidades de aço. A solidificação em *Twin-Roll* é influenciada pela qualidade do aço, pureza do banho de metal líquido, superaquecimento, fluxo de massa dentro da piscina, velocidade dos rolos, força de formação da tira (ou força de separação entre os rolos), atmosfera de controle da piscina, temperatura e qualidade superficial dos rolos.

A piscina 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 (Figura 2.38), com diferentes parâmetros para controle de solidificação.

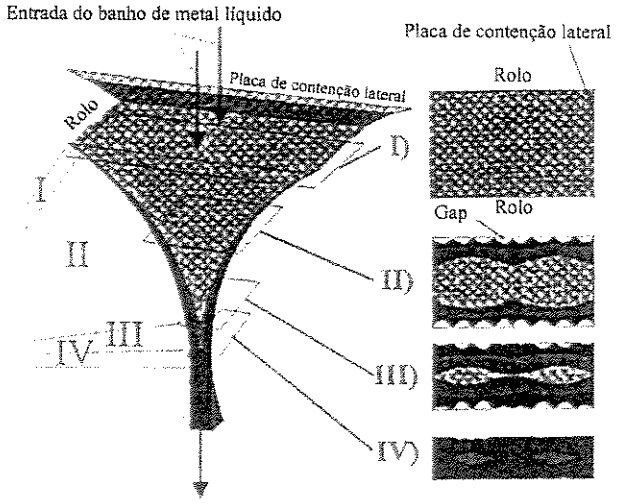


Figura 2.38. Esquema da piscina formada entre os rolos e suas divisões transversais *[Koop, 1988]*.

A área I representa o contato direto entre o banho 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. Além disso, gases superficiais a esta região são parcialmente dragados para pequenos nichos dos rolos. As primeiras estruturas dendríticas se solidificam ainda nesta região. A área II caracteriza-se pelo começo do crescimento dos revestimentos da tira entre o banho de metal e os rolos, ou seja, surge uma primeira camada da tira solidificada cobrindo as superfícies dos rolos. O contato térmico decresce, e surge uma barreira adicional (solidificada) para a transposição do calor. A área III é uma zona mista, com presença de líquido e sólido, caracterizada pelo incremento do contato térmico. O melhor contato térmico está previsto para a área IV, quando a tira já se encontra totalmente solidificada.

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 homogeneízam o contato novamente.

Para calcular o coeficiente de transferência de calor em lingotamento contínuo de tiras, é preciso que os fenômenos decorrentes sejam analisados na etapa de solidificação inicial, e nesse

sentido, 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 um substrato no banho de metal líquido. O substrato é refrigerado internamente à 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 do substrato, bem como temperaturas do metal líquido. 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.

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, superaquecimento, atmosfera de controle e composição do metal. O desempenho termodinâmico da interface rolo/metal *[Li, 1995A e B]* tem uma relação direta com a qualidade da tira produzida, sendo afetada pelos parâmetros já citados. Portanto, tais parâmetros devem ser muito bem estudado.

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 através de um modelo numérico de solidificação, que tenha sido devidamente aferido *[Santos, 2001; Quaresma, 1998A e C]*. A Figura 2.39 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. No entanto, para o caso do processo *Twin-Roll*, devido ao movimento dos rolos, este procedimento é de difícil aplicação prática. Assim, a metodologia de determinação de h_i em função do espaçamento dendrítico secundário se apresenta como uma proposta alternativa *[Caram, 1994]*. A Figura 2.40 mostra um esquema das etapas dessa metodologia.

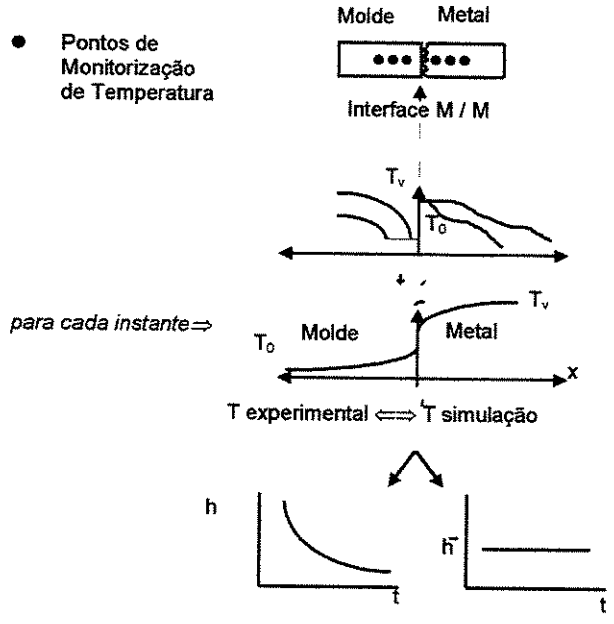
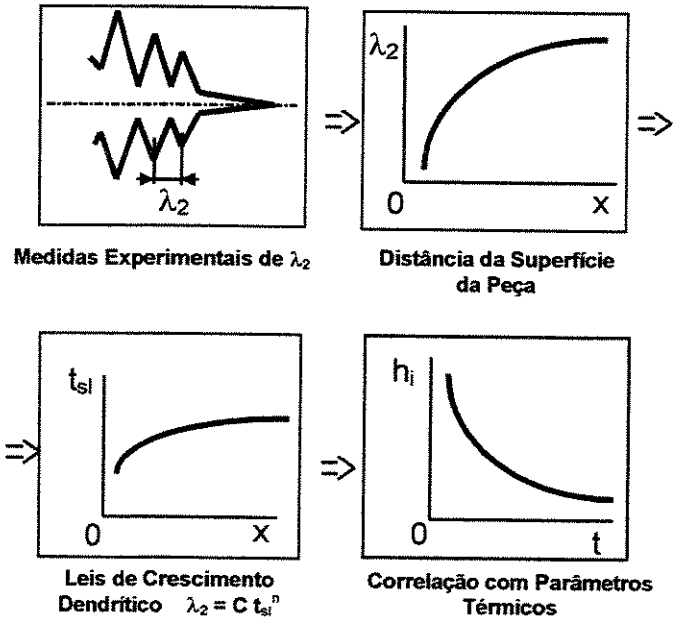


Figura 2.39. Método de determinação de h_i por intermédio do confronto teórico/experimental de perfis térmicos durante a solidificação ***[Santos, 1997]***.



$$\lambda_2 = K\, t_{SL}^n$$

$$t_{SL} = \frac{\Delta T_{SL}}{\dot{T}}$$

Figura 2.40. Método de determinação de h_i a partir de medidas de espaçamento dendrítico secundário e correlações com leis de crescimento dendrítico ***[Santos, 1997]***.

Por meio de investigações sistemáticas de laboratório realizadas por Loser e outros ***[Loser, 1993]***, para o caso de solidificação de alguns tipos de aços, chegaram à seguinte relação entre λ_2 e taxa de resfriamento;

$$\lambda_2 = k.\overset{o}{T}^{-n} \tag{2.44}$$

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

$$\overset{0}{T} = \frac{T_{Liq} - T_{Sol}}{t_{SL}} = \frac{\Delta T}{t_{SL}} \tag{2.45}$$

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 dendrita) e a isoterma Solidus (raiz da dendrita). *k* e *n* são constantes relacionadas ao tipo de material, e apresentadas na Tabela 2.24.

Tabela 2.24. Parâmetros para cálculo de λ_2 para vários tipos de aço ***[Loser, 1993]***.

Tipo de Aço	k [μm.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

A literatura apresenta algumas relações empíricas para a evolução das frentes de solidificação com o tempo (espessura solidificada), que podem ser relacionadas com a velocidade dos rolos e o tempo de residência ou contato durante a extração das tiras ***[Spitzer, 1994; Takeuchi, 1990]***. A Figura 2.41 mostra a espessura solidificada como uma função do tempo segundo Spitzer e Takeuchi para aço inoxidável 304. Plotando-se as duas equações, observa-se que as curvas são bastante próximas.

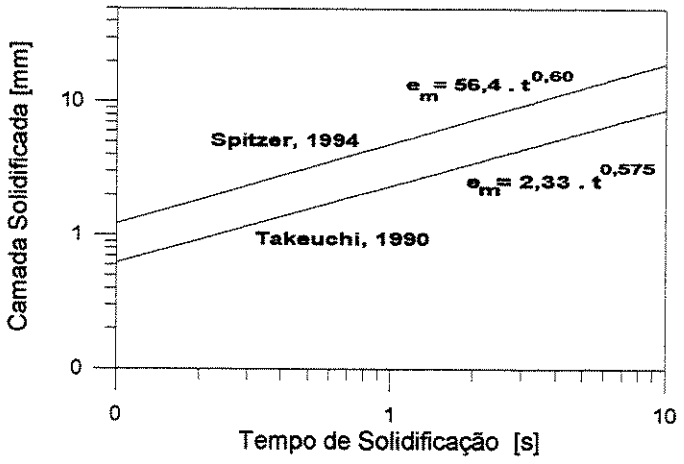


Figura 2.41. Dados experimentais de evolução da frente de solidificação em função do tempo segundo Spitzer, 1994 e Takeuchi, 1990 – aço inoxidável 304.

A relação para a espessura solidificada em função do tempo de contato metal/rolos, assumindo nível da poça líquida constante, é dada por Takeuche ***[Takeuche, 1990]*** sendo representada por:

$$e_m = 2.K.(t_{m/r})^n \quad \text{ou} \quad e_m = 2.K.\left(\frac{R.\theta}{V_{extr}}\right)^n, \qquad \textbf{(2.46)}$$

onde: e_m = espessura solidificada [mm];

K = coeficiente de solidificação [mm/min^n];

n = constante.

$t_{m/r}$ = tempo de contato [min];

R = raio do rolo [m]; e

V_{extr} = velocidade de extração da tira [m/min].

Os autores também concluíram que, quando se opera com espessuras constantes ao invés de força entre rolos constante para o caso de aço inoxidável 304, a variação da espessura das tiras apresenta valores 3 vezes menores para o primeiro caso, sendo melhor aplicada a seguinte relação:

$$e_m = 56{,}4.(t_{m/r})^{0{,}60} \qquad \text{ou} \qquad \frac{e_m}{2} = 28{,}2.(t_{m/r})^{0{,}60}. \tag{2.47}$$

Segundo Spitzer, a equação empírica determinada é dada por ***[Spitzer, 1994]***:

$$e_m = 2{,}33.t^{0{,}575}, \tag{2.48}$$

onde: t = tempo [s] (válida para valores entre e_m = 0,23 mm até 5 mm).

Assim, o tempo total de solidificação (t_{ts}) para uma tira com espessura e_f [mm] pode ser deduzido da Equação 2.48:

$$t_{ts} = \left(\frac{e_f}{4{,}66}\right)^{\frac{1}{0{,}575}}. \tag{2.49}$$

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 extração (V_{extr}) [m/s] por $L_{m/r} = V_{extr}.t_{ts}$, obtendo:

$$\mathbf{L_{m/r}} = V_L.\left(\frac{e_f}{4{,}66}\right)^{\frac{1}{0{,}575}}, \tag{2.50}$$

onde: $L_{m/r}$ é dado em [m] e V_{extr} é dada em [m/s], e simplificando para V_L em [m/min], tem-se:

$$L_{m/r} = 0.001147.V_{extr}.(e_f)^{1{,}739}. \tag{2.51}$$

Se for considerado que o ângulo formado entre a altura da poça líquida e o ponto de deslocamento da tira dos rolos é de 60°, a equação 2.51 se transforma, considerando $L_{m/r} = \pi\phi_{rolos}/6$, onde ϕ_{rolos} é dado em [m], em:

$$\phi_{rolos} = 0{,}00219.V_{extr}.(e_f)^{1{,}739}. \tag{2.52}$$

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

$$\omega = \frac{V_{extr}}{\pi.\phi_{rolos}}, \tag{2.53}$$

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

$$\omega = 145.(e_f)^{-1,739}, \qquad (2.54)$$

notando 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:

$$V_{extr} = \frac{\pi.\theta.\phi_{rolos}}{360.t_{ts}}, \qquad (2.55)$$

onde θ é o ângulo para a região de contato.

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 à interna, que 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 exercem influência direta no ponto de encontro das frentes de solidificação (*kissing point*). Valor muito alto deste ponto ocasiona o fechamento do poço líquido numa altura muito acima da menor distância entre os rolos, podendo deformar a superfície dos mesmos. Assim, a aplicação de recobrimentos, como, por exemplo, níquel ou cromo, pode se apresentar como uma medida bastante interessante, quando se analisa a resistência dos rolos a as taxas de extração de calor do sistema, podendo estas mudanças ser analisadas por experimentos realizados em laboratório.

A Figura 2.42 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 ***[Tolve, 1990]***. Materiais com menores coeficientes de expansão térmica também são desejados na fabricação dos rolos no intuito de diminuir a distorção térmica e melhorar as qualidades dimensionais da tira.

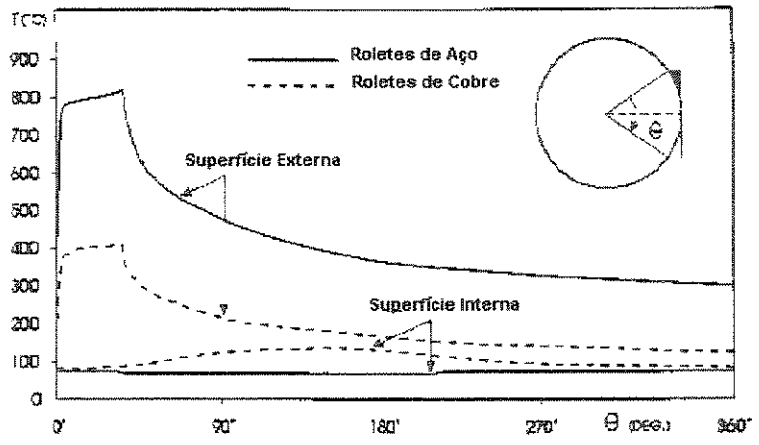
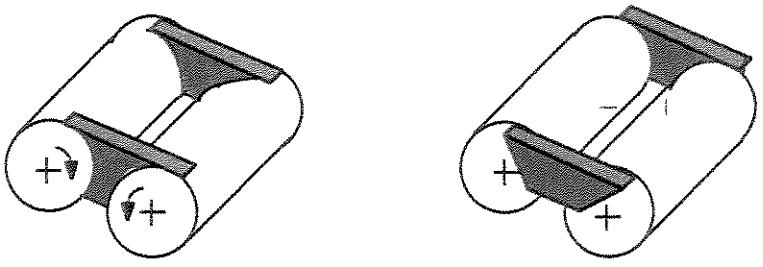


Figura 2.42. Comportamentos térmicos da superfície interna e externa de rolos de cobre e aço **[Tolve, 1990]**.

Barreiras de Contenção Lateral

A qualidade superficial da tira também sofre influência do material e posicionamento das placas de contenção lateral para formar a piscina de metal líquido na cavidade entre rolos. Em ensaios realizados em escala piloto em laboratório, analisou-se a qualidade superficial de tiras de liga Zn-Al, aços rápidos e aço inoxidáveis obtidas para duas diferentes configurações das placas, concluindo que anteparos posicionados lateralmente aos rolos produzem tiras com melhor acabamento lateral. As configurações estudadas são esquematizadas na Figura 2.43 ***[Liang, 1997; Saucedo, 1994]***.



(A) (B)

Figura 2.43. Representação do posicionamento dos anteparos: (A) entre os rolos, (B) lateralmente aos rolos.

A Figura 2.44 mostra as placas de contenção lateral empregadas no equipamento do IPT/SP, confeccionadas em sílica fundida com espessura de 12 mm.

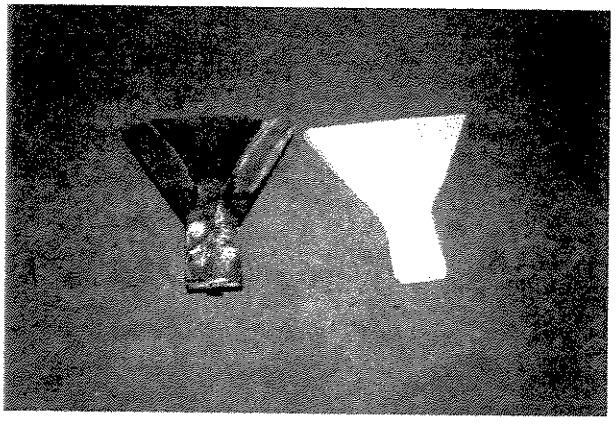


Figura 2.44. Destaque das placas de contenção lateral utilizadas nas corridas.

Sistema de Controle

O sistema de controle é essencial ao bom funcionamento do equipamento de *Twin-Roll*, pois 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 relacionar 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 fluxo do metal fundido, temperatura e nível da poça liquida, condições de resfriamento dos rolos e velocidade de produção. A Figura 2.45 apresenta um fluxograma geral, indicando os pontos principais do controle do processo, assim como os elementos de monitorização do equipamento ***[Shin, 1995]***.

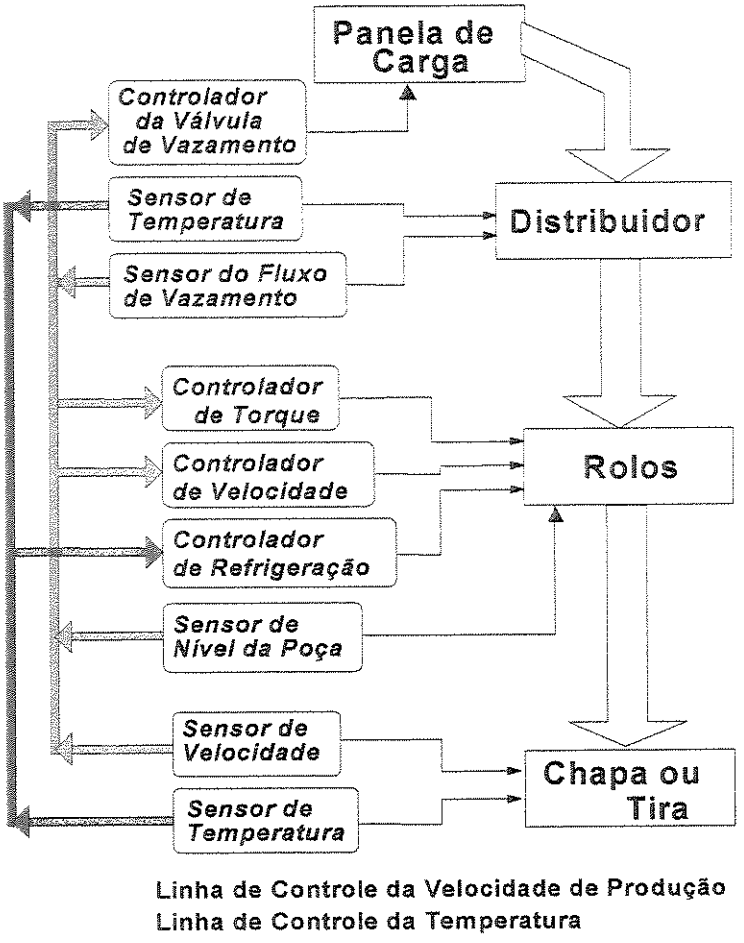


Figura 2.45. Fluxograma básico de controle do processo de *Twin-Roll*.

Capítulo 3

Desenvolvimento de Modelos Matemáticos para os Processos

Segundo Szekely **[Szekely, 1989]**, um modelo matemático é uma série de equações, algébricas ou diferenciais que descrevem um processo ou alguns aspectos desse. A modelagem matemática de processos industriais tem sido largamente utilizada para garantir condições qualificadas de processamento, objetivando otimizar todos os custos envolvidos no sistema com um expressivo aumento de qualidade do produto final. A manufatura de produtos acabados e semi-acabados e as novas tecnologias envolvidas no processamento de materiais têm requerido, nos últimos anos, um esforço essencial com respeito à modelagem numérica, à utilização de computadores e de técnicas avançadas de desenvolvimento de programas numéricos. Devido às diversas complexidades físicas envolvidas, fenômenos como a solidificação rápida ou a transferência de massa possuem particularidades intrínsecas à sua dinâmica, que precisam ser previstas nos modelos que simulam os processos de solidificação, bem como o desenvolvimento dos programas computacionais de apoio gerados para o tratamento matemático do modelo, também incrementam dificuldades sobre a manipulação das equações do sistema, devendo ser estruturados por técnicas de Engenharia de *Software* e conceitos de programação avançada, como por exemplo, a Programação Estruturada para Objeto.

O crescimento do interesse no desenvolvimento de modelos matemáticos justifica-se por dois fatores principais: a necessidade da indústria em reduzir custos e aumentar produtividade e o desenvolvimento tecnológico, que proporciona o avanço de novas pesquisas e produtos. Um esquema representativo dessa relação pode ser visto na Figura 3.1.

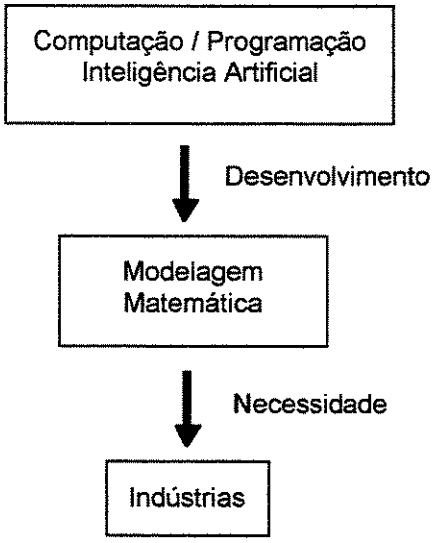


Figura 3.1. Fatores determinantes para o desenvolvimento de modelos matemáticos.

O conhecimento de um sistema físico, em termos das equações diferenciais que regem o processo, sua modelagem e eventualmente a programação voltada à simulação teórica do sistema, consiste em uma série de passos que devem ser alcançados seqüencialmente, objetivando a implementação de programas que gerem em sua dinâmica, resultados de processo, antes mesmo da implementação física do sistema. Tais passos podem ser visualizados pelo fluxograma apresentado na Figura 3.2. Conforme pode ser visto, a modelagem de um processo físico, visando sua programação, gera uma exigência de trabalho desde o conhecimento do processo físico até o fechamento do produto (programa de simulação). O desenvolvimento de modelos numéricos para a transferência de calor no lingotamento contínuo deve possibilitar a análise da distribuição térmica no lingote, da evolução da frente de solidificação e do cálculo da espessura da camada solidificada na saída do molde, do ponto de fechamento do poço líquido, além do controle das propriedades mecânicas resultantes em função dos parâmetros microestruturais formados devido à história térmica do processo de solidificação.

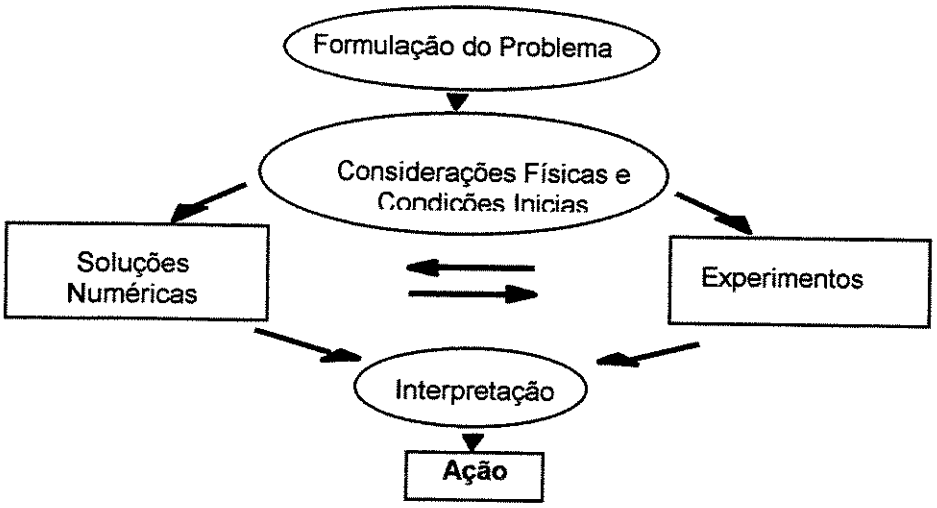


Figura 3.2. Fluxograma característico para a modelagem de um processo físico.

3.1.1. Lingotamento Contínuo de Tarugos, Placas e Blocos

Modelos matemáticos oferecem uma ferramenta alternativa para verificar os conceitos físicos do sistema de lingotamento contínuo de aços, permitindo a simulação dos parâmetros mais importantes do sistema e a determinação dos efeitos da variação desses. Embora alguns modelos não englobem o fluxo de fluido devido ao vazamento de metal líquido no molde, é de se esperar que a consideração de um regime contínua e estacionária, salva as etapas iniciais e finais do processo, possa representar com relativa precisão a distribuição de temperaturas ao longo do processo. Para incorporar a dinâmica do processo do lingotamento ao tratamento matemático, é assumido que o elemento de volume analisado desloca-se na direção de extração do lingote com velocidade igual à da extração, alterando-se apenas as condições de contorno em função de cada etapa considerada.

3.1.1.1. Mecanismos de Transferência de Calor

Existem diversas formas de se estudar a transferência de calor em um sistema metal/molde envolvendo mudança de estado, como no caso da solidificação. Devido às evidentes complexidades que fazem parte de tal análise, torna-se necessária a utilização de técnicas

matemáticas de diferentes graus de sofisticação, que podem ser divididas em dois grupos principais: métodos analíticos e métodos numéricos.

As técnicas analíticas desenvolvem o estudo do sistema baseando-se numa equação que descreve, na sua forma exata, o fenômeno da transferência de calor. Entretanto, devido às simplificações físicas assumidas como fluxo de calor unidimensional, metal semi-infinito ou propriedades térmicas constantes durante todo o processo, o que é feito no sentido de permitir a resolução exata dessas equações, resultam em soluções com aplicações limitadas.

Por outro lado, cada vez mais intensamente, as técnicas numéricas, como o Método de Diferenças Finitas ou o Método de Elementos Finitos, têm sido utilizadas no acompanhamento da solidificação de peças fundidas. Diante da necessidade e da facilidade atualmente encontrada em se manipular modelos matemáticos em computadores, vários trabalhos foram desenvolvidos por diversos pesquisadores na tentativa de caracterizar precisamente todo o fenômeno em sistemas metal/molde **[Brimacombe, 1986/1988/1993; Kumar, 1993; Samarasekera, 1994; Spim, 1997C]**.

A formulação matemática de muitos problemas na ciência envolve mudanças ou variações com respeito a duas ou mais variáveis ou parâmetros, usualmente representados pelo tempo e pela posição, conduzindo às chamadas Equações Diferenciais Parciais. A representação computacional de tais expressões envolve um complexo tratamento matemático, representadas por equações do tipo **[Smith, 1985]**:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = k.\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}, \qquad \textbf{(3.1)}$$

que representa fenômenos como a condução de calor em um material, o movimento de uma corrente elétrica, ou o movimento de oscilação de um pêndulo, sendo k uma constante dependente da situação analisada, t o tempo [s], x a posição ou o espaço [m] e T a temperatura [K].

A equação de interesse nos fenômenos de transferência de calor em sistemas de solidificação é conhecida como Equação Geral da Condução de Calor em Regime Não-Estacionário ou Transitório, dada para uma situação tridimensional por:

$$\rho.c.\frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(k.\nabla T) + \overset{\circ}{q}, \qquad \textbf{(3.2)}$$

onde: ρ = massa específica do material [kg/m^3];

c = calor específico do material [J/kg.K];

k = condutibilidade térmica do material [W/m.K];

$\frac{\partial T}{\partial t}$ = taxa de resfriamento ou aquecimento; e

$\overset{\circ}{q}$ = representa o termo de geração interna de calor, associado à transformação de fase.

A equação geral 3.2 pode ser reescrita como uma equação de balanço de energia em um ponto do material condutor, onde:

Energia acumulada	=	$\sum$ Energias que chegam	+	Energia gerada
no ponto "i"		e saem do ponto "i"		internamente em "i"

A condutividade térmica do material, por ser uma grandeza direcional, varia com a direção considerada e ao longo desta, bem como com a temperatura. No entanto, a consideração de k(x) = k(y) = k(z) = k_{cte} , onde k_{cte} é a condutibilidade térmica média do material, constante ao longo da linha de condução, é válida para o tratamento matemático da solidificação, admitindo-se somente k = f(T).

Assim, a equação 3.2 pode ser reescrita em sua forma unidirecional, admitindo-se somente fluxo de calor na direção X e/ou na direção radial quando se tratar de sistemas com coordenadas cilíndricas, como:

Coordenadas cartesianas $$\rho.c.\frac{\partial T}{\partial t} = k.(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}) + \overset{\circ}{q}, \qquad \textbf{(3.3)}$$

Coordenadas cilíndricas $$\rho.c.\frac{\partial T}{\partial t} = k.(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r}.\frac{\partial T}{\partial r}) + \overset{\circ}{q}, \qquad \textbf{(3.4)}$$

onde: $\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}, \frac{\partial^2 T}{\partial r^2}$ é a variação do gradiente térmico nas direções; e

r é o raio [m].

Para a resolução das equações 3.3 e 3.4, utilizar-se-á a técnica de diferenças finitas, que consiste em um método numérico de aproximações onde o meio no qual ocorrerá a condução é discretizado em uma seqüência de pontos ou nós. Assim, aproximando os termos das equações 3.3 e 3.4 a diferenças finitas, desprezando os erros gerados devido às aproximações, tem-se:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{T(x_i + \Delta x) - T(x_i)}{\Delta x} + E(\Delta x^2) \quad \text{chamada Diferença Finita de Avanço,} \qquad \textbf{(3.5)}$$

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{T(x_i) - T(x_i - \Delta x)}{\Delta x} + E(\Delta x^2) \quad \text{chamada Diferença Finita de Retorno,} \qquad \textbf{(3.6)}$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{T(x_i + \Delta x) - 2T(x_i) + T(x_i - \Delta x)}{\Delta x^2} + E(\Delta x^3) \quad \text{Diferença Finita Central.} \qquad \textbf{(3.7)}$$

O erro de truncamento pode ser minimizado se $\Delta x \rightarrow 0$.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T_i^{n+1} - T_i^n}{\Delta t}, \qquad \textbf{(3.8)}$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{T_{i+1}^{\ n} - 2T_i^n + T_{i-1}^{\ n}}{\Delta x^2}, \qquad \textbf{(3.9)}$$

onde: $T_i^{n+1} = T(t_i + \Delta t, x_i)$, **(3.10)**

$$T_i^n = T(t_i, x_i), \qquad \textbf{(3.11)}$$

$$T_{i+1}^n = T(t_i, x_i + \Delta x), \qquad \textbf{(3.12)}$$

$$T_{i-1}^{\ n} = T(t_i, x_i - \Delta x), \qquad \textbf{(3.13)}$$

sendo t_i e x_i, respectivamente, tempo e espaço instantâneo. Substituindo as equações 3.8 e 3.9, na Equação Geral 3.3, obtém-se, em coordenadas cartesianas:

$$\rho.c.\frac{T_i^{n+1} - T_i^n}{\Delta t} = k.\frac{T_{i+1}^{\ n} - 2T_i^n + T_{i-1}^{\ n}}{\Delta x^2} + \overset{\circ}{q}. \qquad \textbf{(3.14)}$$

Para o caso de um sistema com coordenadas cilíndricas, tem-se:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T_i^{n+1} - T_i^n}{\Delta t}, \tag{3.15}$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} = \frac{T_{i+1}^{\ n} - 2T_i^n + T_{i-1}^{\ n}}{\Delta r^2}, \tag{3.16}$$

$$\rho.c.\frac{T_i^{n+1} - T_i^n}{\Delta t} = k.\left[\frac{T_{i+1}^{\ n} - 2T_i^n + T_{i-1}^{\ n}}{\Delta r^2} + \frac{1}{r}.\left(\frac{T_{i+1}^{\ n} - T_{i-1}^{\ n}}{-2.\Delta r}\right)\right] + \overset{\circ}{q}. \tag{3.17}$$

Rearranjando as equações 3.14 e 3.17, estas podem ser escritas na forma:

Cartesiana $$T_i^{n+1} = (\frac{\alpha.\Delta t}{\Delta x^2}).T_{i+1}^n + (1 - \frac{2.\alpha.\Delta t}{\Delta x^2}).T_1^n + (\frac{\alpha.\Delta t}{\Delta x^2}).T_{i-1}^n + \frac{\overset{\circ}{q}.\Delta t}{\rho.c}, \tag{3.18}$$

Cilíndrica $$T_i^{n+1} = (\frac{\alpha.\Delta t}{\Delta r^2} - \frac{\alpha.\Delta t}{2.\Delta r.r}).T_{i+1}^n + (1 - \frac{2.\alpha.\Delta t}{\Delta r^2}).T_1^n + (\frac{\alpha.\Delta t}{\Delta r^2} + \frac{\alpha.\Delta t}{2\Delta r.r}).T_{i-1}^n + \frac{\overset{\circ}{q}.\Delta t}{\rho.c}, \tag{3.19}$$

onde $\alpha = \frac{k}{\rho.c}$ é a difusividade térmica do material [m^2/s], e o critério de estabilidade do sistema é dado pela condição de $\Delta t < \frac{\Delta x^2}{2.\alpha}$ ou $\Delta t < \frac{\Delta r^2}{2.\alpha}$.

Para um sistema unidimensional, tem-se a configuração apresentada na Figura 3.3.

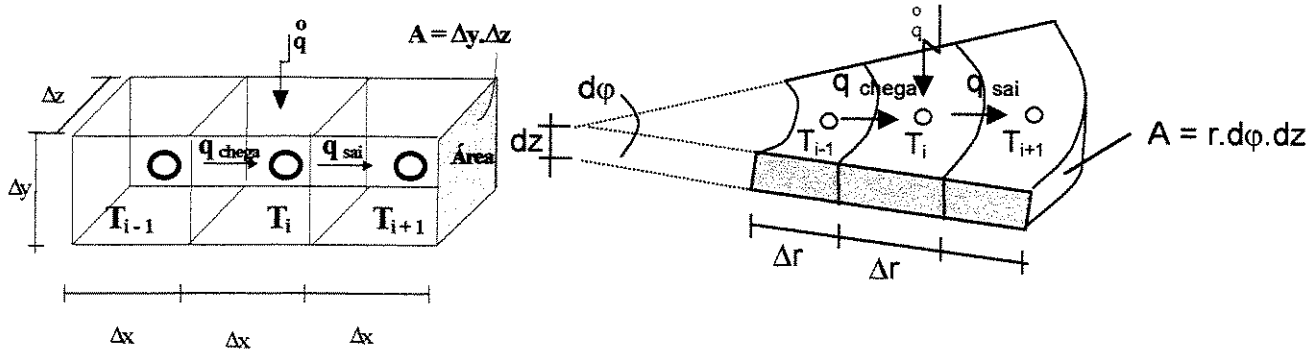


Figura 3.3. Condução de calor unidirecional em uma barra e em um cilindro.

3.1.1.2. Tratamento da Transformação de Fase

Nas equações descritas anteriormente, o termo de geração de calor devido à transformação de fase pode ser expresso por:

$$\overset{\circ}{q} = \rho.L.\frac{\partial f_s}{\partial t} \qquad \textbf{(3.20)}$$

onde f_s corresponde à fração de sólido formada.

A variação da fração solidificada no tempo pode ser escrita na forma:

$$\frac{\partial f_s}{\partial t} = \frac{\partial f_s}{\partial T}.\frac{\partial T}{\partial t}. \qquad \textbf{(3.21)}$$

Assim, obtém-se: $\overset{\circ}{q} = \rho.L.\frac{\partial f_s}{\partial T}\frac{\partial T}{\partial t}$, **(3.32)**

Podendo-se escrever $c' = c - L.\frac{\partial f_s}{\partial T}$ e o termo $\left(L.\frac{\partial f_s}{\partial T}\right)$ é chamado de *pseudo-calor específico*, onde a velocidade de solidificação é controlada pela relação entre o pseudo-calor específico que representa a liberação de calor latente do material na transformação de fase, e o calor específico do material.

As propriedades termofísicas do metal como massa específica (ρ), condutividade térmica (k) e calor específico (c) são variáveis com o estado de agregação do material, ou seja, apresentam valores distintos para o estado sólido, líquido e pastoso para o caso de ligas. Assim, quando se tratar de ligas binárias, essas propriedades variam com a temperatura dentro da região do intervalo de transformação de fase sólido-líquido, segundo:

$$k = (k_S - k_L) . f_s + k_L, \qquad \textbf{(3.23)}$$

$$c = (c_S - c_L) . f_s + c_L - (L * df_s), \text{ e} \qquad \textbf{(3.24)}$$

$$\rho = (\rho_S - \rho_L) . f_s + \rho_L. \qquad \textbf{(3.25)}$$

Ligas Binárias

A fração sólida é função de uma série de parâmetros envolvidos no sistema de fundição. No entanto, na modelagem matemática é importante assumir a variação como função da temperatura, isto é:

$$f_s = F(T) \quad \text{para} \quad T_{Sol} < T < T_{Liq}. \tag{3.26}$$

A formulação correta de f_s é dependente dos constituintes internos da liga e da forma com que interagem durante a solidificação do sistema, e as formulações utilizadas nesse estudo são:

Solidificação em Condições de Equilíbrio

Regra da Alavanca

Para solidificação em condições de equilíbrio, ou seja, quando a composição química da liga permanece uniforme dentro de cada fase, ocorrendo completa difusão de soluto tanto na fase sólida quanto na líquida, ou quando em condições de não-equilíbrio, o soluto apresenta alta mobilidade atômica no estado sólido, como por exemplo, no caso do carbono na solidificação dos aços. O comportamento da solidificação pode ser descrito pela regra da alavanca, dada em termos de temperatura por;

$$f_s = \frac{(T_L - T)}{(T_f - T)} \cdot \frac{1}{(1 - k_o)}, \tag{3.27}$$

sendo k_o o coeficiente de redistribuição do soluto.

Mistura Completa de Soluto no Líquido sem Difusão de Retorno no Sólido

Equação de Scheil [Scheil, 1942]

Para a solidificação em condições de não-equilíbrio com mistura completa de soluto no líquido e movimento desprezível de soluto no sólido formado, o tratamento pela Equação de Scheil torna-se apropriado para analisar a solidificação de ligas onde o soluto e solvente têm raios atômicos de mesma ordem de grandeza (solução sólida substitucional), como no caso de ligas de

Alumínio-Cobre e do tratamento para o caso de aços inoxidáveis. A equação pode ser descrita como:

$$f_s = 1 - \left(\frac{T_f - T}{T_f - T_L} \right)^{\frac{1}{(k_o - 1)}} . \qquad \textbf{(3.28)}$$

Metal Puro ou Ligas Eutéticas

No que diz respeito a metais puros ou ligas com composições eutéticas, sistemas com ponto invariante de transformação sólido/líquido, o tratamento da liberação de calor latente ($\overset{\circ}{q}$) é feito utilizando-se do tratamento que correlaciona o parâmetro (λ') com variáveis dependentes do metal, como calor latente de fusão e calor específico, sendo este determinado pela Equação 3.25 **[Dussimberre, 1949; Poirier, 1994; Quaresma, 1998C]**. Fisicamente, λ representa a variação ou mudança de temperatura do material equivalente ao calor latente liberado, e serve como um fator de acúmulo de temperatura para determinar o tempo necessário para que ocorra a solidificação em determinado ponto. O procedimento é feito comparando-se o valor de λ com o valor da diferença entre a temperatura de fusão do metal e a temperatura calculada para o ponto nodal sem considerar transformação de fase em cada iteração do modelo. Quando a somatória desta diferença de temperaturas ultrapassar o valor calculado para λ', admite-se que a transformação líquido/sólido no ponto considerado termina, ou seja:

$$\lambda' = \frac{L}{c} \qquad [K]. \qquad \textbf{(3.29)}$$

A relação entre os estados de agregação do material e suas respectivas propriedades termofísicas estão relacionadas nas seguintes formulações:

$$\begin{cases} T > T_f \Rightarrow \text{líquido} & & (k_L\ ,\ c_L\ ,\ \rho_L) \\ T \le T_f \Rightarrow \text{transformação L/S até} & \lambda' = \dfrac{L}{c} > \sum (T_f - T) & (k_L\ ,\ c_L\ ,\ \rho_L) \\ T < T_f \Rightarrow \text{sólido quando} & \lambda' = \dfrac{L}{c} < \sum (T_f - T) & (k_S\ ,\ c_S\ ,\ \rho_S) \end{cases}$$

3.1.1.3. Analogia entre Sistemas Térmicos e Circuitos Elétricos

Coordenadas Cartesianas

Multiplicando a equação 3.14 por Δx e pela área de passagem do fluxo de calor (At), que é dada por Δy. Δz para esta situação, chega-se a **[Spim, 1996]**:

$$A_t.\Delta x.\rho.c'.\frac{T_i^{n+1}-T_i^n}{\Delta t}=A_t.k.\frac{(T_{i+1}^{\ n}-2T_i^n+T_{i-1}^{\ n})}{\Delta x}. \qquad \textbf{(3.30)}$$

Fazendo a analogia com circuitos elétricos, o acúmulo de energia do elemento finito "i" é caracterizado pela sua capacidade térmica dada por **[Welty, 1974]:**

$$C_{Ti}= A_t.\ \Delta x_i.\rho_i.c_i', \qquad \textbf{(3.31)}$$

onde: $A_t.\ \Delta x_i$ corresponde ao volume do elemento finito "i"; e

C_{Ti} é a capacidade térmica do elemento "i".

O fluxo térmico entre os pontos nodais (centrais) dos elementos finitos tem, como resistência térmica à passagem de calor, um valor representado pelo inverso da condutividade térmica, sendo:

$$R_T=\frac{\Delta x}{k.A_t}, \qquad \textbf{(3.32)}$$

onde Δx corresponde à distância percorrida pelo fluxo de calor entre os pontos centrais.

Desta forma, a resistência térmica no interior de cada elemento até a interface com o elemento vizinho é:

$$R_{T_{i-1}}=\frac{\Delta x_{i-1}}{2.k_{i-1}.A_t}, \qquad \textbf{(3.33)}$$

$$R_{T_i}=\frac{\Delta x_i}{2.k_i.A_t}, \text{ e} \qquad \textbf{(3.34)}$$

$$R_{T_{i+1}}=\frac{\Delta x_{i+1}}{2.k_{i+1}.A_t}. \qquad \textbf{(3.35)}$$

Generalizando a equação 3.14 com a substituição das equações 3.35, 3.34, 3.33 e 3.31 chega-se a:

$$C_{Ti}.\frac{T_i^{n+1}-T_i^n}{\Delta t}=\frac{T_{i+1}{}^n-T_i^n}{R_{T_{i+1,i}}}\frac{+T_{i-1}{}^n-T_i^n}{R_{T_{i-1,i}}}, \qquad \textbf{(3.36)}$$

sendo $R_{Ti+1,i} = R_{Ti+1} + R_{Ti}$ e $R_{Ti-1,i} = R_{Ti-1} + R_{Ti}$, e

$$T_i^{n+1}=\frac{\Delta t}{c_T}\left(\frac{T_{i-1}^n}{R_{T_{i-1}}+R_{T_i}}+\frac{T_{i+1}^n}{R_{T_i}+R_{T_{i+1}}}\right)+\left[1-\frac{\Delta t}{c_T}\left(\frac{1}{R_{T_{i-1}}+R_{T_i}}+\frac{1}{R_{T_i}+R_{T_{i+1}}}\right)\right].T_i^n. \qquad \textbf{(3.37)}$$

Assim, a equação 3.37 pode ser escrita de forma simplificada como:

$$T_i^{n+1}=\frac{\Delta t}{\tau_{di}}.T_{i-1}^n+\left(1-\frac{\Delta t}{\tau_{dqi}}\right).T_i^n+\frac{\Delta t}{\tau_{qi}}.T_{i+1}^n. \qquad \textbf{(3.38)}$$

A equação 3.38 corresponde à Equação de Solução do M.D.F. na *Forma Explícita* de trabalho, e é estável para valores de $\Delta t \leq \tau_{dqi}$, sendo este o critério de estabilidade do sistema para satisfazer as leis da termodinâmica.

A substituição da derivada de 2ª ordem pela Diferença Finita de Retorno do ponto "i", equação 3.6, leva a equação 3.14 para a forma:

$$T_i^n=-\frac{\Delta t}{\tau_{qi}}.T_{i-1}^{n+1}+\left(1+\frac{\Delta t}{\tau_{dqi}}\right).T_i^{n+1}-\frac{\Delta t}{\tau_{di}}.T_{i+1}^{n+1}. \qquad \textbf{(3.39)}$$

A equação 3.39 corresponde à Equação de Solução do M.D.F. na *Forma Implícita* de trabalho, e esta não possui critério de estabilidade, sendo estável para qualquer valor de Δt. Contudo, sua solução só pode ser obtida por métodos numéricos aplicados a sistemas lineares.

Para as equações 3.38 e 3.39, tem-se que:

$$\tau_{qi} = c_{T_i}(R_{T_{i-1}} + R_{T_i}), \qquad \textbf{(3.40)}$$

$$\tau_{di} = c_{T_i}(R_{T_i} + R_{T_{i+1}}), \text{ e} \qquad \textbf{(3.41)}$$

$$\tau_{dqi} = \frac{\tau_{di}+\tau_{qi}}{\tau_{di}.\tau_{qi}}. \qquad \textbf{(3.42)}$$

Para o caso de um sistema bidimensional, obtém-se:

Equação Geral do M.D.F. no *Modo Explícito*:

$$T_{i,j}^{n+1} = \Delta t.[\frac{T_{i-1,j}^{n}}{\tau_{(i,j),(i-1,j)}} + \frac{T_{i,j-1}^{n}}{\tau_{(i,j),(i,j-1)}} + \frac{T_{i+1,j}^{n}}{\tau_{(i+1,j),(i,j)}} + \frac{T_{i,j+1}^{n}}{\tau_{(i,j+1),(i,j)}}] + (1 - \frac{\Delta t}{\tau_{(i,j),(i,j)}}).T_{i,j}^{n}, \quad \textbf{(3.43)}$$

sendo $$\tau_{(i,j),(i-1,j)} = c_{T_{i,j}}(R_{T_{i,i-1}} + R_{T_{i-1,i}}), \quad \textbf{(3.44)}$$

$$\tau_{(i,j),(i,j-1)} = c_{T_{i,j}}(R_{T_{j,j-1}} + R_{T_{j-1,j}}), \quad \textbf{(3.45)}$$

$$\tau_{(i+1,j),(i,j)} = c_{T_{i,j}}(R_{T_{i,i+1}} + R_{T_{i+1,i}}), \quad \textbf{(3.46)}$$

$$\tau_{(i,j+1),(i,j)} = c_{t_{i,j}}(R_{t_{j,j+1}} + R_{t_{j+1,j}}), \quad \textbf{(3.43)}$$

e $$\frac{1}{\tau_{(i,j),(i,j)}} = \frac{1}{\tau_{(i,j),(i-1,j)}} + \frac{1}{\tau_{(i,j),(i,j-1)}} + \frac{1}{\tau_{(i+1,j),(i,j)}} + \frac{1}{\tau_{(i,j+1),(i,j)}}, \quad \textbf{(3.47)}$$

onde o critério de estabilidade do modelo é $\Delta t \leq \tau_{(i,j),(i,j)}$.

Para o *Modo Implícito* ter-se-á:

$$T_{i,j}^{n} = \Delta t[\frac{T_{i-1,j}^{n+1}}{\tau_{(i,j),(i-1,j)}} + \frac{T_{i,j-1}^{n+1}}{\tau_{(i,j),(i,j-1)}} + \frac{T_{i+1,j}^{n+1}}{\tau_{(i+1,j),(i,j)}} + \frac{T_{i,j+1}^{n+1}}{\tau_{(i,j+1),(i,j)}}] + (1 + \frac{\Delta t}{\tau_{(i,j),(i,j)}}).T_{i,j}^{n+1}, \quad \textbf{(3.48)}$$

sendo que para este modo não existe critério de estabilidade.

Coordenadas Cilíndricas

A Equação 3.38 é genérica e pode ser utilizada tanto para o sistema cartesiano quanto para o sistema cilíndrico, variando-se apenas o tratamento com relação à área e ao volume. A posição deve ser cuidadosamente considerada porque ocorre uma variação entre às áreas de troca térmica e ao volume do ponto que está sendo analisado em relação à distância radial.

A Equação 3.17 representa a forma explícita para o sistema de coordenadas cilíndricas, e pode ser reescrita fazendo-se a multiplicação de ambos os lados da equação pela área de troca térmica A_t e por Δr como:

$$C_{Ti}.\frac{T_i^{n+1}-T_i^n}{\Delta t}=A_t k.\left[\frac{T_{i+1}^{\ n}-2T_i^{\ n}+T_{i-1}^{\ n}}{\Delta r^2}+\frac{1}{r}.\left(\frac{T_{i+1}^{\ n}-T_{i-1}^{\ n}}{-2.\Delta r}\right)\right], \qquad \textbf{(3.50)}$$

onde: C_{Ti} = Vol.ρ.c' e o volume é dado por $V=\int_{ro}^{rl}\int_{o}^{dz}\int_{o}^{dy} r.d\varphi.dz.dr$. A solução desta expressão é dada por: $V=\frac{r_l^2-r_o^2}{2}.d\varphi.dz$, **(3.51)**

onde r_0 e r_1 são, respectivamente, os raios iniciais e finais do elemento de volume, dr = r_1 - r_0, dz e dφ são os diferenciais do comprimento e do ângulo.

A resistência diferencial à passagem do fluxo de calor é dada por:

$$\Delta R_{es}=\frac{\Delta l}{k.\Delta A}\Rightarrow R_{es}=\frac{1}{\sum k.\frac{\Delta A}{\Delta l}}, \qquad \textbf{(3.52)}$$

onde R_{es} é a resistência total ao fluxo, k é a condutividade do material, ΔA é a área e Δl é o comprimento do elemento.

A Equação 3.52 pode ser reescrita na forma:

$$R_{es}=\frac{1}{\sum k.\frac{\psi_2.\psi_3}{\psi_1}.\frac{d\beta.d\gamma}{d\alpha}}, \qquad \textbf{(3.53)}$$

onde ψ1, ψ2, ψ3 são definidos como o vetor de deslocamento de energia. O vetor diferencial que representa este deslocamento $(\vec{dl})$ é :

$$d\vec{l}=dr.\vec{ar}+r.d\varphi.\vec{a\varphi}+dz.\vec{az}, \qquad \textbf{(3.54)}$$

onde dr, dφ e dz representam, respectivamente, os diferenciais do raio, do ângulo e da espessura, r é o raio do cilindro e $\vec{ar}$, $\vec{a\varphi}$ e $\vec{az}$ são os componentes vetoriais do sistema cilíndrico, conforme representação esquemática apresentada na Figura 3.4. Assim, tem-se:

$$d\vec{l}=\psi_1.d\alpha.\vec{a\alpha}+\psi_2.d\beta.\vec{a\beta}+\psi_3.d\gamma.\vec{a\gamma}\ . \qquad \textbf{(3.55)}$$

e a resistência total a passagem do fluxo é dada por:

$$R_{es} = \frac{1}{k} \int_{comp} \frac{d\alpha}{\iint_{área} \frac{\psi_2 . \psi_3}{\psi_1} d\beta . d\gamma}, \tag{3.56}$$

onde $d\alpha$ é o comprimento do elemento e $(d\beta.d\gamma)$ é um elemento de área.

A Equação 3.56 é genérica, e pode ser aplicada a qualquer geometria. Para o caso de geometria cilíndrica, esta se torna:

$$R_{es} = \frac{1}{k} \frac{\int_{r0}^{r1} dr}{\int_0^{dz} \int_0^{d\varphi} r . d\varphi . dz}, \tag{3.57}$$

e a sua solução nos leva à resistência térmica entre dois pontos vizinhos:

$$R_{Ti} = \frac{\ln(r_1 / r_0)}{k . d\varphi . dz}. \tag{3.58}$$

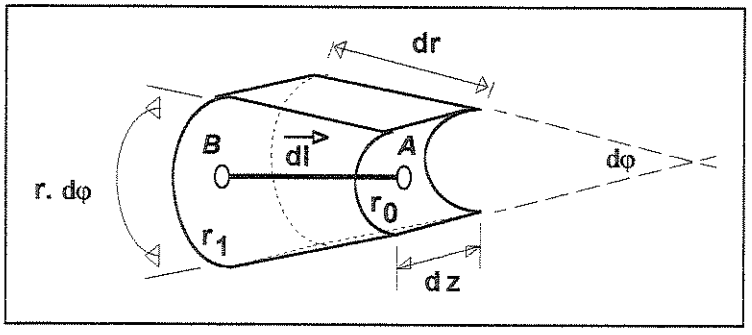


Figura 3.4. Elemento diferencial cilíndrico.

Assim, teremos como equação final para o sistema:

$$T_i^{n+1} = \frac{\Delta t}{\tau_{di}} . T_{i-1}^n + \left(1 - \frac{\Delta t}{\tau_{dqi}} \right) . T_i^n + \frac{\Delta t}{\tau_{qi}} . T_{i+1}^n, \tag{3.59}$$

a qual é idêntica a Equação 3.38 para coordenadas cartesianas.

3.1.1.4. Tratamento das Condições de Contornos

Coordenadas Cartesianas

A Figura 3.5 mostra os elementos de malha considerados e suas respectivas resistências térmicas de acordo com a posição considerada.

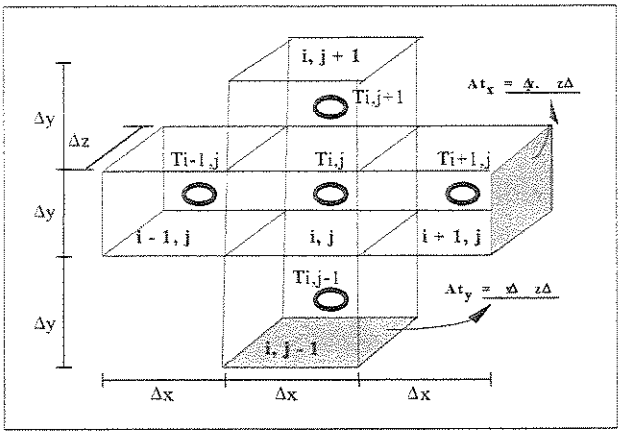
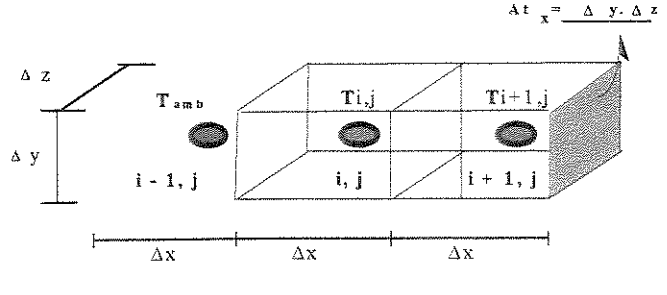


Figure 3.5. Representação da malha de diferenças finitas para coordenadas cartesianas.

Devido à geometria regular, considera-se apenas um elemento de controle formado por um quarto do sistema, no qual se faz a divisão dos elementos de malha. A partir desta etapa, é feita a análise de cada elemento em relação à sua posição e elementos vizinhos, considerando as resistências térmicas em função das condições de fronteira.

Assim, tem-se como principais interfaces entre os pontos nodais as seguintes situações:

Interface Metal/Ambiente:

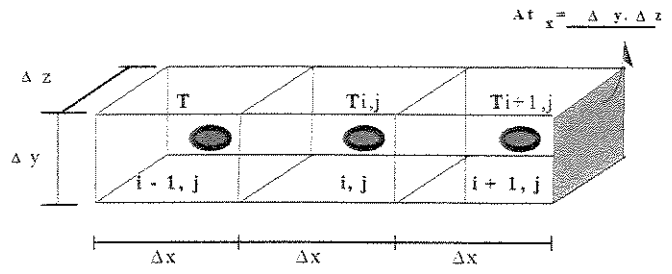


$$R_{T_{i-1}} = \frac{1}{h_{amb}.A_t}$$

$$R_{T_i} = \frac{\Delta x_i}{2.k_i.A_t}$$

$$R_{T_{i+1}} = \frac{\Delta x_{i+1}}{2.k_{i+1}.A_t}$$

Interior do Molde ou do Metal:

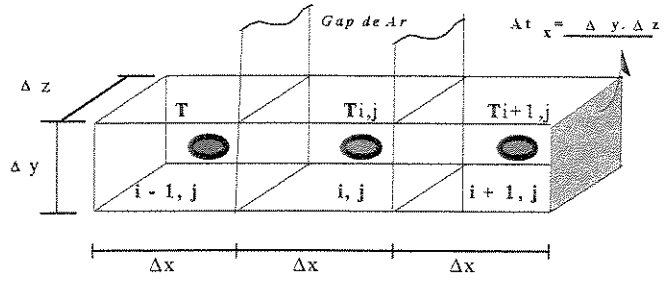


$$R_{T_{i-1}} = \frac{\Delta x_{i-1}}{2.k_{i-1}.A_t}$$

$$R_{T_i} = \frac{\Delta x_i}{2.k_i.A_t}$$

$$R_{T_{i+1}} = \frac{\Delta x_{i+1}}{2.k_{i+1}.A_t}$$

Interface Metal/Molde:

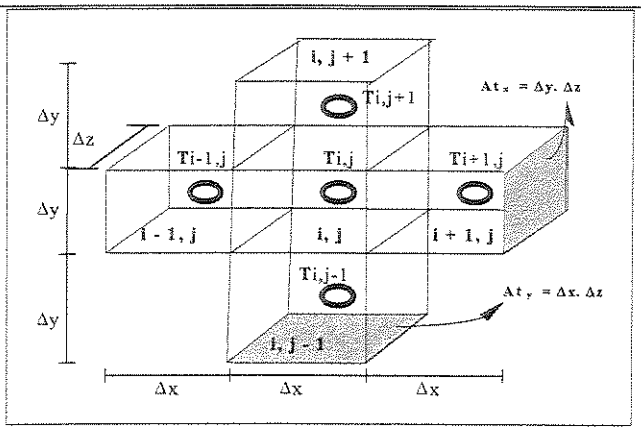


$$R_{T_{i-1}} = \frac{\Delta x_{i-1}}{2.k_{i-1}.A_t}$$

$$R_{T_i} = \frac{1}{h_i.A_t}$$

$$R_{T_{i+1}} = \frac{\Delta x_{i+1}}{2.k_{i+1}.A_t}$$

Em Relação aos Pontos Vizinhos



$$R_{T_{i,j}} = \frac{\Delta x_{i,j}}{2.k_{i,j}.A_t} \qquad R_{T_{i,j}} = \frac{\Delta y_{i,j}}{2.k_{i,j}.A_t}$$

$$R_{T_{i-1,j}} = \frac{\Delta x_{i-1,j}}{2.k_{i-1,j}.A_t} \qquad R_{T_{i,j-1}} = \frac{\Delta y_{i,j-1}}{2.k_{i,j-1}.A_t}$$

$$R_{T_{i+1,j}} = \frac{\Delta x_{i+1,j}}{2.k_{i+1,j}.A_t} \qquad R_{T_{i,j+1}} = \frac{\Delta y_{i,j+1}}{2.k_{i,j+1}.A_t}$$

Coordenadas Cilíndricas

A Figura 3.6 mostra os elementos de malha considerados e suas respectivas resistências térmicas de acordo com a posição considerada **[Spim, 1997B/1998]**.

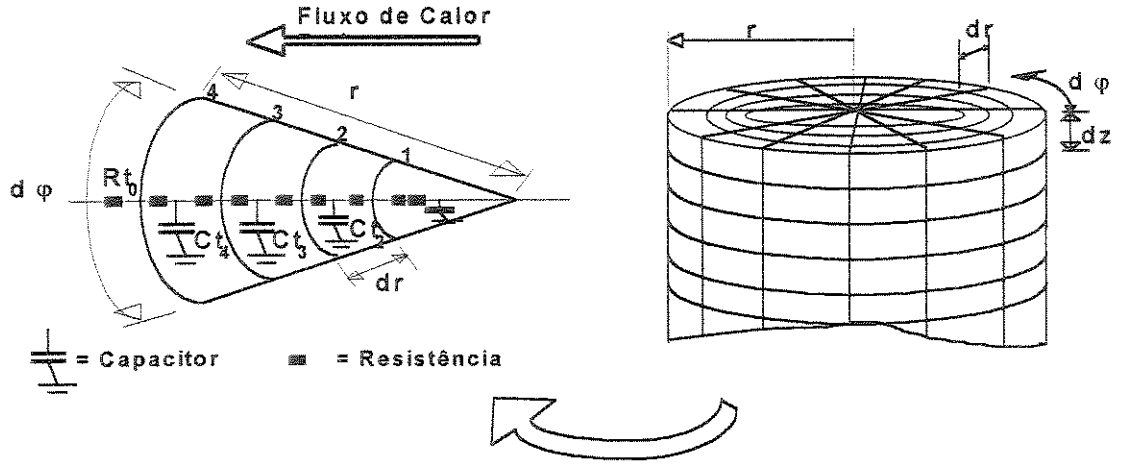


Figure 3.6. Representação da malha de diferenças finitas para coordenadas cilíndricas.

$$\text{Para } n = 2 \text{ até Nr} \quad \Rightarrow \quad \text{Posição 1} \quad \begin{cases} ro=(n-1).dr \\ rl=(n-\frac{1}{2}).dr \end{cases} \quad \Rightarrow \quad R_{Tn,1} = \frac{\ln\left(\frac{2n-1}{2n-2}\right)}{k_n.d\varphi.dz} \qquad (3.60)$$

$$\text{Para } n = 1 \text{ até Nr} \quad \Rightarrow \quad \text{Posição 2} \quad \begin{cases} ro=(n-\frac{1}{2}).dr \\ rl=n.dr \end{cases} \quad \Rightarrow \quad R_{Tn,2} = \frac{\ln\left(\frac{2n}{2n-1}\right)}{k_n.d\varphi.dz} \qquad (3.61)$$

$$C_{Tn} = \rho_n.c_n.\left(\frac{2n-1}{2}\right).dr^2.d\varphi.dz, \qquad (3.62)$$

onde k_n, c_n e ρ_n dependem do estado de agregação do elemento n (líquido, sólido ou pastoso).

A resistência térmica da interface metal/molde é dada por:

$$R_{Ti} = \frac{1}{h_i.At}, \qquad (3.63)$$

onde h_i é o coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde. Para o caso particular de geometria cilíndrica, tem-se:

$$R_{Ti} = \frac{1}{h_i.r.d\varphi.dz}, \qquad (3.64)$$

onde os elementos radiais e angulares são dados por:

$$dr = \frac{r}{Nr} \quad e \quad d\varphi = \frac{2.\pi}{N\varphi} \quad , \tag{3.65}$$

sendo Nr o número de elementos ao longo da distância radial e Nφ o número de elementos angulares.

Considerações adotadas para as condições de contorno do processo:

Para calcular o fluxo de calor entre o metal e o molde/*sprays* no lingotamento contínuo, algumas considerações foram incorporadas no modelo matemático, podendo-se destacar:

(1) o fluxo de calor na direção de extração do lingote (z) é desprezado, sendo $\frac{\partial T}{\partial z} = 0$;

(2) um volume de controle foi posicionado na seção transversal do lingote, desde o metal até a superfície externa do molde, sendo este deslocado do topo do molde até a região de desempeno e corte segundo: $Z = V_{ling} . \Delta t$ [m]; V_{ling} [m/s] e t [s];

(3) devido à simetria do fluxo de calor na seção transversal, considera-se apenas um quarto da seção transversal do lingote, admitindo-se que as condições de resfriamento em cada lado sejam idênticas;

(4) a superfície do menisco é plana;

(5) os efeitos causados pela segregação, oscilação do molde ou curvatura do lingote são desprezados;

(6) o molde é assumido como uniforme e apresenta temperatura inicial igual à ambiente:

(8) a temperatura da superficie do metal líquido é considerada igual à temperatura de vazamento;

(9) a influência da turbulência no líquido e a transferência de calor por convecção foram consideradas por meio de um artifício matemático, no qual a condutividade térmica do líquido é tratada por uma condutividade efetiva dada por: $k_{ef} = k_L * A$, onde A é uma constante e usualmente assume o valor de 3 - 7 **[Toledo, 1993; Louhenkilpi, 1994]**;

(10) para determinar ou estimar os coeficientes de transferência de calor metal/molde (h_{molde}) e

sprays (h_{sprays}), alguns autores utilizam várias formulações, como apresentadas nas Tabelas 3.1 e 3.2.

Tabela 3.1. Formulações para o coeficiente de transferência de calor no molde (h_g).

Referência	Formulação	Uso	Comentário
Samarasekera 1988	$\bar{h}_g = \frac{\overset{o}{m}.c_{fl}.(T_{flsai} - T_{flent})}{A.(T_{iS} - T_{água})}$ [W/m².K]	tarugos placas	. valor médio e constante, . balanço térmico lingote/água
Toledo 1993	$h_g = (0{,}07128.e^{-tempo} + 2{,}328.e^{-tempo/9{,}5} + 0{,}698).1000$ [W/m².K]	tarugos placas	. valor variável ao longo do molde, . obtido experimentalmente e onde tempo = L_Z / V_{ling}
Brimacombe 1984	$\bar{h}_g = 1{,}551.\left[\frac{L_M}{c_s.\rho_s.k_s.V_{ling}}\right]^{0{,}141}.\left[\frac{\bar{q}_o}{T_{Sol}}\right]^{1{,}282}$ [Kcal/m².s.°C]	tarugos	. valor médio e constante, . função propriedades e fluxo calor $\bar{q}_o = 640 - 53.\sqrt{t_{molde}}$ [kcal/m².s]
Lait 1974	$\bar{h}_g = (1{,}696 - 0{,}0162.t_{molde}).1000$ [W/m².K]	tarugos placas	. valor médio e constante, . obtido experimentalmente
Hills 1969	$\bar{h}_g = \sqrt{\frac{z^*.c_s.\rho_s.k_s.V_{ling}}{L_Z}}$ [W/m².K]	tarugos placas	. cálculo de z* por meio de um gráfico e da equação $Q^* = \frac{\overset{o}{m}.c_{fl}.(T_{flsai} - T_{flent})}{(L_Z.V_{ling}.c_s.\rho_s.k_s)^{0{,}5}.T_{Sol}}$

Para as formulações, as unidades de h_g e $\overset{o}{m}$ são W/m².K e l/s, respectivamente, e onde se tem: c_s, ρ_s e k_s= propriedades do metal lingotado; c_{fl}, ρ_{fl} e k_{fl}= propriedades do fluido de refrigeração (água); T_{flent} e T_{flsai} = temperatura de entrada e saída do fluido no molde; T_{iS} = temperatura da superfície do lingote enquanto no molde; $T_{água}$ = temperatura do fluido; A = área de troca térmica; L_M = comprimento do molde, $\overset{o}{q}$= fluxo de calor médio entre o lingote e a refrigeração e t_{molde} = tempo de residência no molde.

Tabela 3.2. Formulações para o coeficiente de transferência de calor nos *sprays* (h_{sprays}).

Referência	Formulação	Procedimento Experimental
Shimada [Brimacombe, 80]	$h_{sprays} = [1{,}57.\overset{o}{m}^{0,55}.(1-0{,}0075.T_{água})].1000$ [W/m^2.K]	Placa aço carbono horizontal, $T_{inicial}$ = 930 °C, Temp. água = 38 °C
Mizikar 1970	$h_{sprays} = [0{,}0776.\overset{o}{m}].1000$ [W/m^2.K]	Placa inox 304 vertical, $T_{inicial}$ = 1090 °C Pressão = 69-620 MPa, Distância bicos/lingote = 102 mm
Muller [Brimacombe, 80]	$h_{sprays}=[0{,}01.V_{ling}+(0{,}107+0{,}00068V_{ling}).\overset{o}{m}].1000$ [W/m^2.K]	Placa aço carbono vertical, $T_{inicial}$ = 1200 °C Pressão > 1100 MPa, Distância bicos/lingote = 100-200 mm
Nozaki 1978	$h_{sprays} = [0{,}3925.\overset{o}{m}^{0,55}.(1-0{,}0075.T_{água})].1000$ [W/m^2.K]	Placa aço carbono horizontal, $T_{inicial}$ = 930 °C, Ajuste empírico, Melhor para placa
Bolle 1979	$h_{sprays} = (0{,}36.\overset{o}{m}^{0,556}).1000$ [W/m^2.K]	Placa inox 309 horizontal, $T_{inicial}$ = 600-1100 °C
Sasaki [Brimacombe, 80]	$h_{sprays} = (708.\overset{o}{m}^{0,75}.T_{sup}^{-1,2}+0{,}116).1000$ [W/m^2.K]	Placa inox vertical, $T_{inicial}$ = 700-1200 °C, Distância bicos/lingote = 100-500 mm
Schwerdtfeger [Schwerdtfeger, 2000]	$h_{sprays} = 87{,}2.V_{água}^{0,65}.V_{ling}^{0,37}[1\text{-}0{,}009(T_{água}\text{-}20)]$ [W/m^{2}K]	

3.1.2. Lingotamento Contínuo de Tiras – *Twin-Roll*

3.1.2.1. Considerações Gerais

O modelo matemático foi desenvolvido com o emprego da técnica numérica de diferenças finitas, dentro da análise do fenômeno de solidificação de metais e ligas, possibilitando desta forma o acompanhamento da evolução das isotermas Solidus e Liquidus, e dos gradientes de temperatura ao longo do processo. Todo o desenvolvimento da aplicação das técnicas de diferenças finitas na formulação da solidificação pode ser visto em ***[Spim, 1997A; Santos, 2000A]***.

As considerações para a formulação do modelo numérico foram:

(1) os rolos não se deformam e giram com velocidades constantes;

(2) a condução ao longo da direção z pode ser desprezada, uma vez que se considera um volume de controle posicionado próximo ao centro longitudinal da poça (Figura 3.10), e considerando que a seção longitudinal apresente dimensões bem maiores quando comparadas às dimensões da tira;

(4) as variações de temperatura são simétricas em relação à linha de centro formada entre os rolos, ou seja: $\left.\frac{\partial T}{\partial x}\right|_{x=0} = 0$;

(5) as condições de temperatura e velocidade do metal líquido na superfície superior da poça líquida são: $T = T_V$,

$$V_x = 0 \text{ e } V_y = \omega.t_{in},$$

onde V corresponde ao componente da velocidade na direção de X e Y [m/s], ω é a velocidade de rotação dos rolos [rad/s] e t_{in} é o tempo correspondendo à rotação dos rolos até a poça líquida, a partir do referencial inicial;

(6) as condições até a saída da tiras são: $V_x = 0$ e $V_y = \omega.\ f(t)$;

(7) as propriedades termofísicas do metal (massa específica, condutividade e calor específico) são variáveis com a temperatura dentro da região do intervalo de transformação de fase sólido-

líquido, conforme as equações 3.23, 3.24 e 3.25.

(8) o nível de metal líquido é mantido constante, assumindo fluxo de massa constante, e o número de Peclet, que engloba o termo referente à velocidade dos rolos, é dado por *[Saitoh, 1989]*:

$$Pe_s = \frac{\omega.R}{\alpha_S} \qquad \text{e} \qquad Pe_L = \frac{\omega.R}{\alpha_L};$$

onde R é o raio dos rolos e α é a difusividade térmica;

(9) a liberação do calor latente durante a transformação de fase (líquido-sólido) é calculada como função da temperatura, por meio da equação de equilíbrio, como para o caso de aço-carbono, e da Equação de Scheil para o caso de ligas de alumínio-cobre, estanho-chumbo e aço inoxidável;

(10) o coeficiente de transferência de calor na interface metal/rolo é tomado como um valor variável ao longo do processo, determinado por meio de uma metodologia que será descrita a seguir; e

(11) o nível de metal líquido na poça é assumido constante.

A Figura 3.7 apresenta um esboço da poça líquida, indicando o sistema de eixos utilizado no desenvolvimento do modelo, destacando o volume de controle considerado e as malhas numéricas utilizadas para os cálculos.

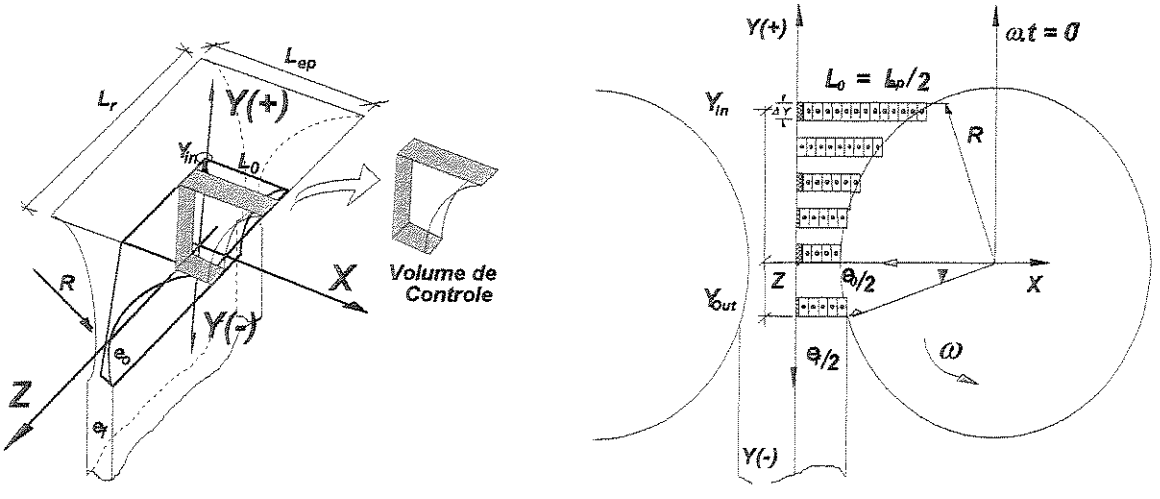


Figura 3.7. Esboço do sistema físico e representação do volume de controle, com as divisões dos elementos da malha numérica utilizada no modelo matemático.

3.1.2.2. Formulação Matemática

O desenvolvimento central do modelo parte da equação da condução de calor em regime transitório em diferenças finitas (Equação 3.39). O problema envolvendo a interface sólido/líquido requer especial atenção, considerando-se a fração sólida dentro do volume de controle. Assim, é necessário estabelecer uma relação entre a fração solidificada (f_S) e a temperatura utilizando-se das teorias de redistribuição de soluto. Por exemplo, para o caso da completa difusão de carbono no sólido, a relação entre f_s e T é dada pela regra da alavanca (equação 3.27) e, para o caso de mistura completa no líquido por agitação ou convecção sem difusão de retorno no sólido, dada pela Equação de Scheil (equação 3.28).

Para a interface metal/rolos, o tratamento desta resistência térmica está relacionado com o coeficiente de transferência de calor, sendo influenciado por fatores como posição, espessura do *gap*, contato metal/rolos, material dos rolos, temperatura de vazamento, acabamento superficial, etc. Assim, essa resistência é calculada por:

$$R_{Ti} = \frac{1}{h_i . A_t}, \qquad (3.66)$$

onde: h_i = coeficiente de transferência de calor metal/rolos [$W/m^2.K$].

3.1.2.3. Rede Numérica ou Malha Numérica

Considerando o sistema físico apresentado na Figura 3.10, as expressões matemáticas para determinar as condições de contorno de aplicação das equações à diferenças finitas são:

$$L_e = R.[1 - \text{sen}(\omega.t)] + \frac{e_o}{2}, \qquad (3.67)$$

onde: L_e = comprimento efetivo da poça, sendo função de (ω.t); e

t = tempo.

Como pode ser visto na Figura 3.8, o comprimento da poça varia entre o instante de tempo inicial (t_{in}) e o instante de tempo final ou de saída da tira (t_{out}), que são definidos dentro do intervalo: $e_O/2 < L_e < L_O = L_{ep}/2$. No entanto, para algumas posições particulares, tem-se:

$L_{in} = L_0$; $L_{min} = e_0/2$; $L_{outlet} = e_f/2$.

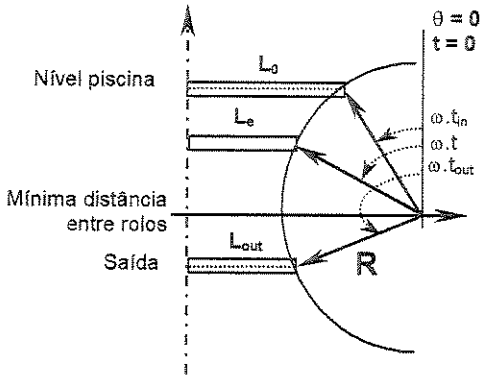


Figura 3.8. Representação esquemática do sistema matemático empregado para o desenvolvimento do modelo proposto.

Como referencial inicial, considerou-se o instante de tempo (t_o = 0 s) para a posição vertical no centro do rolo ($\theta = 0°$). Assim, tem-se para o instante de tempo inicial, ou instante de chegada à poça líquida, a condição de que o comprimento da poça é $2.L_0$, e dado por:

$$t_{in} = \text{arc sen}\left[\left(\frac{e_0}{2} + R - L_0\right) \Big/ R\right] \Big/ \omega . \qquad (3.68)$$

O sistema numérico trabalha com a formulação explícita unidirecional do método, com tamanho de malha constante ao longo da direção (Δx = *constante*) e considerando a área de troca térmica entre pontos vizinhos dada por $A_t = \Delta y.\Delta z$. Assim, o tamanho de malha na direção Y (Δy) é proporcional à velocidade de rotação dos rolos, determinado por :

$$\Delta y = \frac{Y_{in}}{N_Y}, \qquad (3.69)$$

onde Y_{in} é a altura inicial da poça líquida, medida na direção Y, e valendo:

$$Y_{in} = R.\cos(\omega.t_{in}), \qquad (3.70)$$

e N_y, é um parâmetro de entrada do modelo matemático, que é diretamente relacionado com a

precisão do sistema, sendo o número de divisões do elemento de estudo ao longo da altura. O tempo final ou tempo de saída é calculado por:

$$t_{out} = \text{arc sen}\left[\frac{(2.R + e_o - e_f)}{2.R}\right] \Big/ \omega, \tag{3.71}$$

e Y_{out} é expressa como:

$$Y_{out} = R.\text{sen}(\omega.t_{in}). \tag{3.72}$$

A grade numérica considerada é mostrada na Figura 3.9. Nesta primeira etapa do trabalho, considerou-se uma malha numérica que despreza o elemento nodal que ultrapassava a linha de centro entre os roletes, considerando a similaridade entre os campos térmicos entre os rolos ao longo do plano XY.

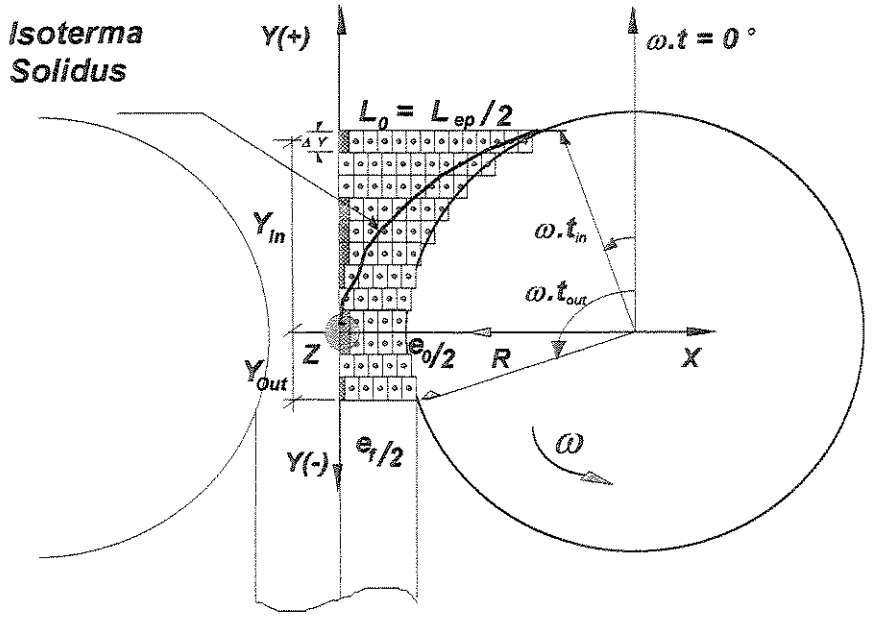


Figura 3.9 Esquema da malha numérica entre os rolos.

Durante o desenvolvimento do modelo, também foi testada a formulação de um de um sistema trabalhando com um tipo de malha mola, que apresentava uma variação no comprimento Δx ao longo de L_e. Porém, essa formulação acabou resultando em um "aprisionamento" das isotermas referentes à transformação de fase, já que a frente de solidificação era impedida de deslocar-se em direção à linha de centro, pois a velocidade não era grande o bastante para vencer

a diminuição de Δx (Figura 3.10). No entanto, acredita-se que essa formulação possa ser bem empregada na região onde apenas exista somente sólido, ou seja, onde a transformação sólido/líquido já se completou. Espera-se assim uma melhor precisão do modelo, pois no equipamento real é exatamente este comportamento que se é observado.

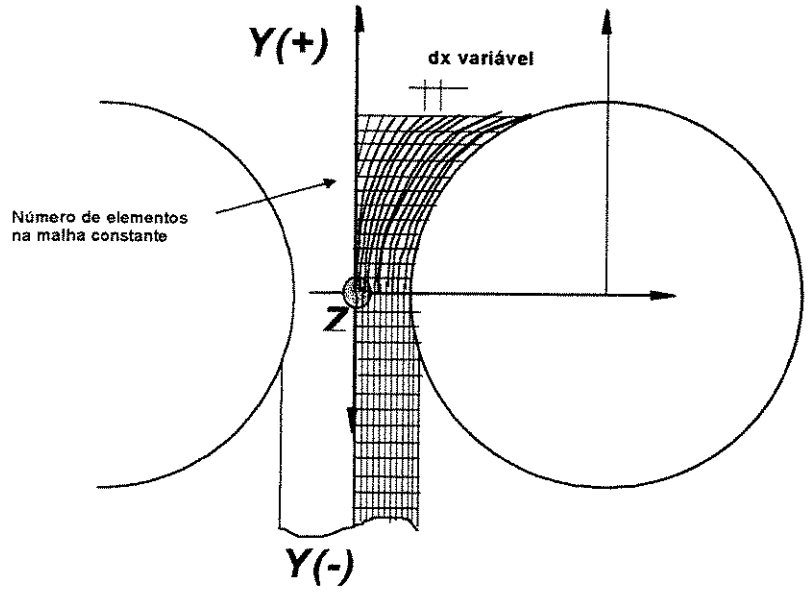


Figura 3.10. Esquema da formulação da malha mola.

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

Capítulo 4

Técnicas de Inteligência Artificial

4.1. Introdução

A modelagem matemática dos processos que envolvem o fenômeno da solidificação foi um passo importante dado por transferir a prática da tentativa e erro do ambiente industrial para o interior do computador por meio de simulações, levando a uma economia de tempo, matéria-prima, energia e capital. Entretanto, mesmo através do ferramental matemático, a busca dos parâmetros operacionais otimizados do processo pode se tornar uma tarefa dispendiosa e custosa sob o ponto de vista de quantidade de simulações a serem realizadas pelo usuário, sem falar do tempo agregado a isto que se torna inadequado principalmente para as indústrias. Nesse sentido, as atuais técnicas de Inteligência Artificial (I.A.) vêm solucionar esse problema, incumbindo-se de realizar essa fastidiosa busca através de sua interação com os modelos matemáticos e com uma base de conhecimento.

As técnicas de inteligência artificial visam solucionar problemas para os quais não há abordagens diretas, utilizando-se do uso do conhecimento e da manipulação de símbolos. Existem várias maneiras de se definir o campo da inteligência artificial. Dentre esses, podem ser destacados como sendo o estudo de conceitos que permitem aos computadores serem inteligentes, ou seja, fazer os computadores realizarem tarefas, em que no momento, as pessoas são melhores. É uma técnica que explora o conhecimento de tal forma que a solução possa ser utilizada em inúmeras situações, proporcionando facilidade em mudanças e correções no programa e agrupando as situações que compartilham propriedades importantes ao longo do tempo ***[Rich,***

1988, Russel, 1998]. À medida que a pesquisa da inteligência artificial avançou e técnicas para tratar de quantidades maiores de conhecimentos foram desenvolvidas, conseguiu-se progresso em tarefas que incluem a percepção (visão e fala), a compreensão de linguagem natural e a resolução de problemas específicos.

Os critérios para o sucesso em inteligência artificial não estão ainda firmemente estabelecidos, porque o campo é novo, extremamente amplo e, em grande parte, parece suscetível ao tratamento matemático convencional. Entre os critérios de sucesso para o emprego de uma técnica de I.A. para a solução de determinados problemas, deve-se observar a concordância dos resultados gerados com resultados práticos, além do tempo de processamento da solução, já que se esse for muito grande, o processo torna-se inviável ***[Winston, 1992]***.

Construir qualquer sistema inteligente requer respostas a algumas questões básicas sobre conhecimento, dentre elas: que tipo de conhecimento está envolvido?; como seria representado o conhecimento?; quanto conhecimento é requerido?. Para a aplicação de um determinado programa para a solução de um problema, deve-se seguir alguns passos essenciais ***[Shirai, 1985]***, citando:

- definição do problema (determinação dos estados iniciais e finais aceitáveis);

- análise do problema (definir as possíveis técnicas para solucionar o problema);

- representação da tarefa para solução (regras e operadores);

- escolha da melhor ou melhores técnicas e aplicação ao problema em particular.

A representação do espaço de estados forma a base de praticamente todos os métodos de I.A., e sua estrutura corresponde à estrutura de resolução de problemas de duas maneiras importantes:

- definição formal do problema, com a necessidade de converter alguma situação dada numa situação desejada utilizando-se de um conjunto de operações permissíveis;

- definição do processo de resolução do problema em particular como uma combinação de técnicas conhecidas, buscando a técnica geral de explorar o espaço para tentar encontrar o caminho mais rápido a partir do estado atual para o estado meta.

O problema pode ser resolvido com o uso das regras em combinação com uma estratégia

de controle apropriada para caminhar através do espaço do problema até que se encontre um caminho para a solução. Assim, o processo de busca é fundamental para a resolução do problema, não significando que outras abordagens mais diretas não possam ser exploradas. Para se estruturar programas de inteligência artificial, é útil facilitar a descrição do processo de busca, utilizando-se de sistemas de produção, que consiste em:

- conjunto de regras que serão aplicadas;
- base de dados que contenha toda informação que for apropriada à tarefa; e
- estratégia de controle que especifica a ordem em que as regras serão comparadas com a base de dados e aplicadas.

As técnicas de I.A., conhecidas e aplicadas a problemas de busca, podem ser classificadas em:

- Clássicas (heurísticas, sistemas especialistas);
- *Fuzzy*;
- Redes Neurais; e
- Algoritmos Genéticos.

4.1.1. Técnicas de Busca Heurística

Quando os problemas que se enquadram no escopo da inteligência artificial são muito complexos, não podendo ser solucionados por técnicas diretas, eles precisam ser atacados por métodos de busca apropriados, utilizando-se de quaisquer que sejam as regras diretas disponíveis para guiar a busca. A esse processo denomina-se técnica de Busca Heurística. As técnicas nesse grupo foram denominadas clássicas por Bolc e Cytowsky ***[Bolc, 1992]***, por serem consideradas básicas dentro do campo da I.A.. Entretanto, seu caráter básico não as desqualificam em relação às outras dos três grupos restantes, podendo mostrar-se igualmente poderosa dependendo do tipo de problema abordado ***[Goldberg, 1989]***. A heurística é uma técnica que melhora a eficiência de um processo de busca, sendo válida no sentido de que ela aponta para direções geralmente

interessantes, melhorando a qualidade dos caminhos que serão explorados. Usando uma boa técnica heurística, pode-se esperar obter boas soluções para problemas difíceis em um tempo bem menor de procura.

Uma função heurística é uma função que mapeia de descrições o estado de um problema até medidas de conveniência, normalmente representadas com números. Os aspectos do estado do problema que são considerados, o modo como esses aspectos são avaliados e os pesos atribuídos a aspectos isolados são escolhidos de forma a que o valor da função heurística em um determinado nó no processo de busca forneça a melhor estimativa possível sobre se o nó está ou não no caminho desejado para uma solução ***[Osman, 1996]***. Um exemplo de árvore feita a partir de uma rede, ou seja, um problema de busca qualquer, pode ser observado na Figura 4.1.

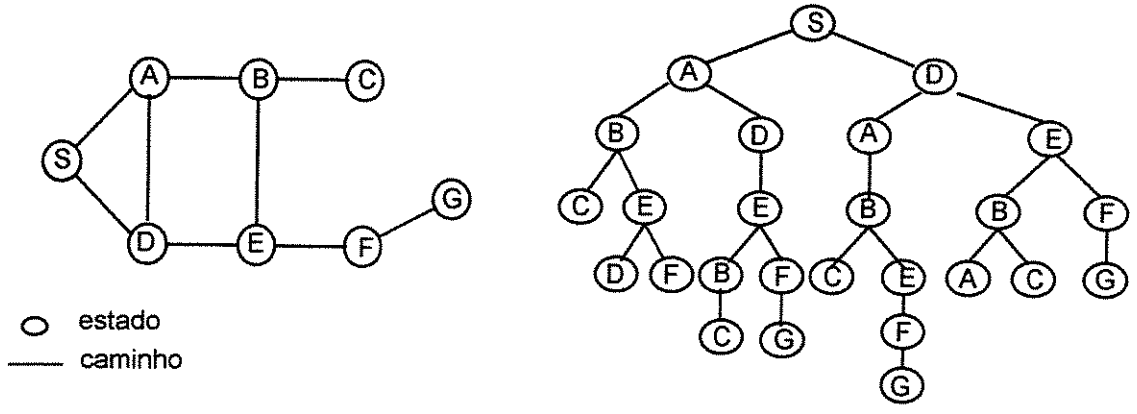


Figura 4.1. Problema de busca: (A) rede onde S é estado inicial e G estado final, (B) árvore feita a partir da rede ***[Winston, 1992]***.

Utilizando-se de convenções estabelecidas, os lugares em uma rede ou árvore são chamados nós, as ligações entre os nós são elos para redes e ramos para árvores, e o nó do estado inicial é chamado nó raiz. Entre as várias estratégias básicas de busca, podem-se destacar ***[Rich, 1988]***:

4.1.1.1. Busca em Profundidade

Essa técnica requer menos memória em máquina durante o processamento da solução, já que apenas os nós do caminho corrente são armazenados. A busca por esse procedimento pode

encontrar a solução rapidamente sem precisar examinar grande parte do espaço de busca, no entanto, a busca pode explorar um caminho sem saída ou solução durante longo tempo, inviabilizando o processo. Além disso, esse procedimento também pode encontrar um caminho longo para uma solução em uma parte da árvore, quando existe um caminho mais curto em outra parte da árvore que não foi explorada. Um esquema desse procedimento pode ser visualizado na Figura 4.2.

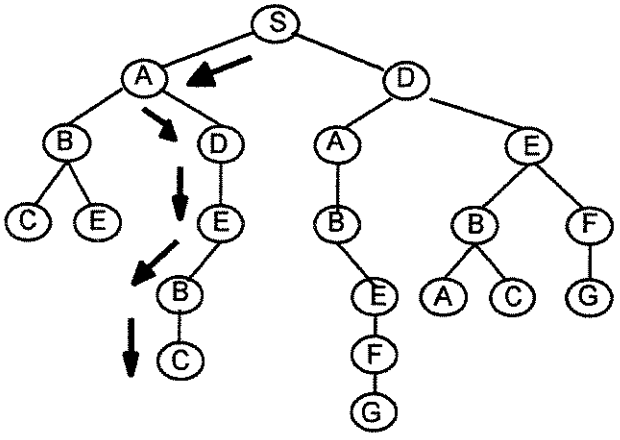


Figura 4.2. Exemplo de busca em profundidade em uma árvore qualquer.

4.1.1.2. Busca em Amplitude

Esse procedimento requer mais memória; porém, se houver uma solução em qualquer parte do espaço, a busca em amplitude certamente a encontrará, e se existirem várias soluções, uma solução mínima aceitável será encontrada, já que os caminhos mais curtos são explorados antes dos caminhos mais longos. O processo pode ser considerado inviável se todos as vias levarem ao nó destino na mesma profundidade, ocupando espaço em memória desnecessário, aumentando o tempo de processamento em máquina. Entretanto, o processo funcionará mesmo em árvores que sejam infinitamente fundas ou efetivamente infinitas. A Figura 4.3 mostra esse procedimento.

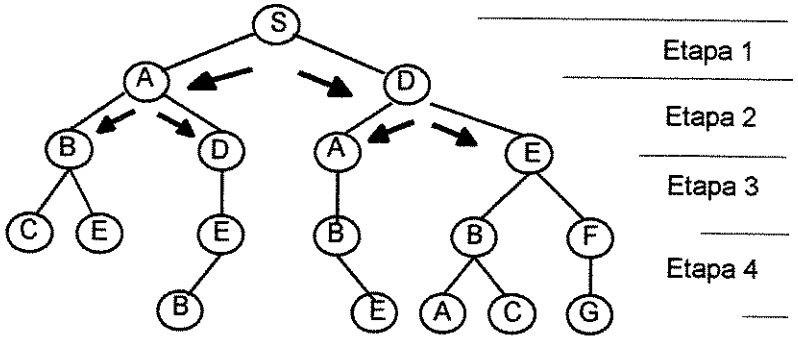


Figura 4.3. Exemplo de busca em amplitude em uma árvore qualquer.

4.1.1.3. Gerar e Testar

Essa estratégia consiste nas seguintes etapas:

- gerar uma solução possível para determinado problema;

- testar para ver se a solução gerada é uma solução; e

- em caso afirmativo, encerra-se o processo; caso contrário, gera-se uma nova solução.

A utilização dessa técnica tem alguns limitantes, pois se o espaço do problema for pequeno, então eventualmente será encontrada uma solução, mas se o espaço for grande, a procura poderá demorar muito tempo, podendo não encontrar uma solução. Esse procedimento pode ser entendido como uma busca em profundidade, já que soluções precisam ser geradas antes de serem testadas em determinado caminho escolhido, porém não há garantias de que uma solução seja encontrada. Quando utilizada com outras técnicas para restringir o espaço de busca, como por exemplo, algoritmos genéticos, a estratégia gerar e testar pode ser bastante eficaz.

4.1.1.4. Busca pela Melhor Escolha (*Best-First Search*)

É uma maneira de se combinar, em um único método, as vantagens das buscas em profundidade e amplitude. Em cada etapa do processo de busca, escolhe-se sempre o nó mais promissor gerado até o momento. Isso é feito aplicando-se uma heurística apropriada a cada um dos nós gerados, expandindo-se àquele selecionado. Nesse procedimento, sempre será buscado o nó mais promissor, mesmo se esse for em uma outra ramificação de nível superior anteriormente

ignorada, ou seja, um caminho que já fora descartado.

4.1.1.5. Redução de Problemas

É útil para representar a solução de problemas que podem ser resolvidos através de sua decomposição em um conjunto de problemas menores, sendo resolvidos separadamente.

4.1.1.6. Satisfação de Restrições

O objetivo desse procedimento é descobrir algum estado do problema que satisfaça a um determinado conjunto de restrições, reduzindo substancialmente a quantidade de busca necessária. O estado inicial contém as restrições fornecidas na descrição do problema e o estado meta é qualquer estado que tenha sido suficientemente limitado.

4.1.2. Sistemas Especialistas

A busca heurística é uma técnica para realizar tarefas de raciocínio de bom senso ou tarefas que qualquer pessoa poderia realizar. Sistemas especialistas são programas que realizam tarefas que só poderiam ser realizadas por vários especialistas em determinado assunto, tentando resolver total ou parcialmente um problema acessando uma base de conhecimento. A diferença básica entre sistemas especialistas e os programas convencionais é que o primeiro manipula "conhecimento" e o segundo manipula "dados".

A característica mais importante de um sistema especialista é sua dependência de uma ampla base de conhecimentos para poder resolver problemas complexos com eficiência e rapidez. Porém, quanto maior for a base, mais difícil será a representação desse conhecimento para o programa. É importante ressaltar que o conhecimento geralmente exigido é sobre uma área particular e bem definida, pois é praticamente impossível reunir todo o conhecimento sobre várias áreas distintas ***[Rich, 1988]***.

Para que o sistema seja uma ferramenta eficaz, é importante que além da capacidade de

realizar a tarefa, ele:

- explique seu raciocínio (mostre como realizou a tarefa); e

- possibilite adquirir novo conhecimento ou modificar o antigo (mudar a base de conhecimento).

Em geral, sistemas especialistas, são construídos com a ajuda de especialistas, que precisam estar dispostos a despender muitos esforços para transferir seus conhecimentos aos sistemas. Tipicamente, um engenheiro do conhecimento entrevista um especialista em determinado assunto, extraindo desse a maior quantidade de informações possíveis, sendo essas traduzidas em regras para o programa. Contudo, esse processo é caro e lento, e embora não exista nenhum sistema de aquisição de conhecimento totalmente automatizado, há muitos programas que interagem com os especialistas para extrair tal conhecimento. Como o processo é extremamente difícil, há grande interesse na criação de sistemas que induzam automaticamente suas próprias regras por meio da análise de exemplos de problemas e soluções anteriormente empregadas. Uma representação esquemática do processo de desenvolvimento de um sistema especialista pode ser visto na Figura 4.4.

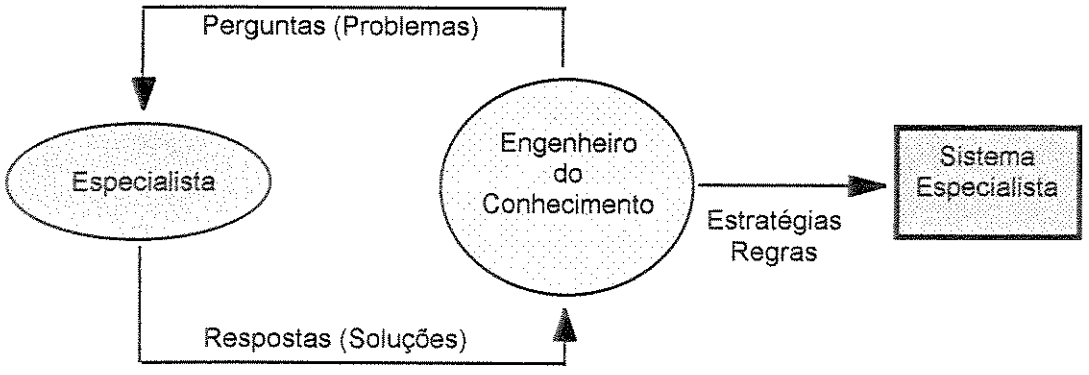


Figura 4.4. Esquema da transferência do conhecimento de um especialista para um programa de computador *[Waterman, 1986]*.

Além do conhecimento adquirido de especialistas, deve-se também introduzir informações obtidas de fontes como livros, relatórios, dados empíricos, casos estudados, dados experimentais, além da experiência pessoal de outras pessoas. Muitas das regras nos sistemas especialistas são funções heurísticas que efetivamente limitam a procura por soluções. A

vantagem do uso de heurística se reflete no fato de se produzir uma solução aceitável mais rapidamente. Um exemplo de sistema utilizado para otimizar as qualidades de um processo, no caso a qualidade metalúrgica de aços, pode ser encontrado no trabalho de Woodyatt *et alli* ***[Woodyatt, 1992]***. O principal componente do sistema em questão é uma regra de seleção da qualidade do aço, usando como base de conhecimento informações provindas da experiência metalúrgica, propriedades mecânicas dos materiais, resultados de artigos científicos, normas técnicas, livros específicos, além da própria experiência do consultor para determinar as melhores condições operacionais. Ainda nessa área, encontra-se outro exemplo de programa especialista aplicado ao controle da qualidade de produtos obtidos no lingotamento contínuo de tarugos de aços. Nesse trabalho, os autores utilizam-se de uma base de conhecimento sobre o processo e de resultados obtidos através de simulações matemáticas para o fenômeno da solidificação, determinando possíveis defeitos no produto final e sugerindo mudanças ao longo do processo ***[Kumar, 1993; Kumar, 1995; Kumar, 1997, Kumar, 1999]***.

A Figura 4.5 mostra um esboço da metodologia adotada no sistema para análise da qualidade de tarugos de aços produzidos pelo processo de lingotamento contínuo ***[Kumar, 1993]***.

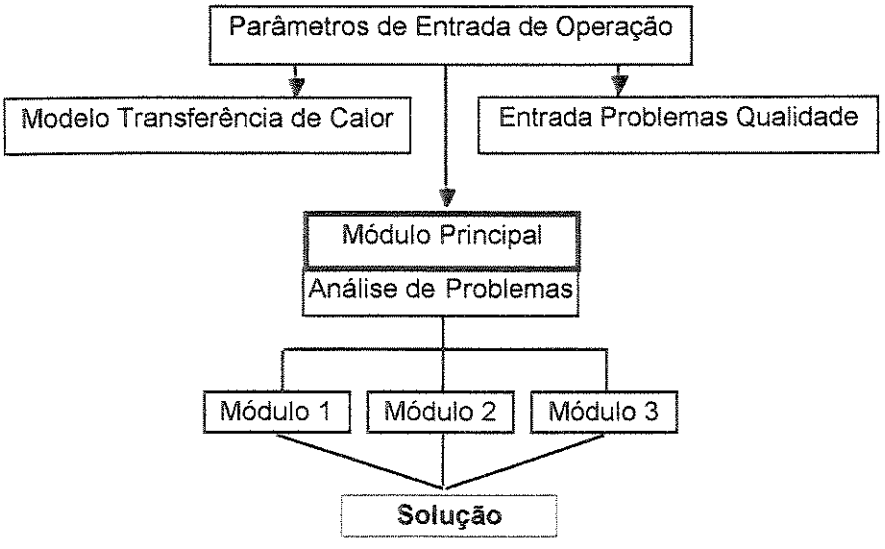


Figura 4.5. Fluxograma representativo da estrutura do sistema especialista ***[Kumar, 1993]***.

Sistemas especialistas têm sido desenvolvidos para resolver vários outros problemas nos mais variados setores, podendo suas atividades básicas ser agrupadas em categorias como:

interpretação, diagnóstico, projeto, monitorização de processos, instrução e controle, etc, além de muitos dos programas poderem ser aplicados em mais de uma categoria ***[Waterman, 1986; Apelian, 1989; Yang, 1993]***.

4.1.3. Lógica *Fuzzy*

O conceito da teoria da lógica *fuzzy* foi introduzida no ano de 1965, tendo sua primeira aplicação para o controle de um processo em 1974. O princípio básico da teoria *fuzzy* é dividir o espaço existente entre o falso e verdadeiro, ou em termos numéricos 0 e 1, em um conjunto de espaços, o que permite a criação de situações entre o aceitável e o não-aceitável (incerteza). A teoria contradiz as clássicas teorias de controle em pontos como: a consideração de condições de contornos fixas e a consideração da lógica clássica de verdadeiro e falso ***[Russel, 1998]***. A contribuição da lógica *fuzzy* no campo da I.A. está na sua capacidade de definir regras de decisão (*if.... then.... – se* algo ocorrer *então* faça) baseadas em conceitos considerados vagos dentro do ambiente matemático ***[Chong, 1996; Reardon, 1998]***. Tais conceitos aproximam-se do subjetivismo do ser humano ao formar um leque de opções entre dois extremos. Esses extremos em termos de computação, por exemplo, significam o falso ou o verdadeiro ou ainda, o conjugado binário 0 ou 1.

Muitos pesquisadores têm desenvolvido trabalhos nas mais diversas áreas, inclusive na siderurgia ***[Asano, 1996; Lee, 1996; Woodyatt, 1992; Wang, 1993, Arrifano, 2001]***, destacando as pesquisas relacionadas à parâmetros como seqüência de lingotamento, controle do nível de metal líquido no sistema de alimentação da máquina ou no molde e controle das condições de resfriamento. Alguns autores afirmam que o desempenho apresentado pelos controladores baseados em lógica *fuzzy* é superior àquele apresentado pelos sistemas que utilizam redes neurais ***[Wang, 1998]***. O trabalho desenvolvido por Dussud e outros ***[Dussud, 1998]*** sobre a aplicação da lógica fuzzy para o controle do nível do molde da máquina de lingotamento contínuo, definem três níveis para o molde como *sendo abaixo, acima* e *por volta* de um valor estipulado. Karr e Weck ***[Karr, 1996]*** utilizam a lógica *fuzzy* para o processamento de minérios, classificando o teor de sólido no minério como *muito pequeno*, *pequeno*, *médio*, *grande* e *muito grande*. Portanto, a

lógica *fuzzy* a partir do estado de cada variável analisada toma linhas de ação específicas, ampliando o campo de situações simuladas, aproximando-se dos casos que ocorrem na realidade.

4.1.4. Redes Neurais

Os algoritmos computacionais que desenvolveram as redes neurais são baseados no modelo do cérebro humano, mais especificamente nos neurônios e suas interações. A Figura 4.6 mostra um neurônio biológico típico, onde sua função básica consiste em transmitir um sinal recebido para vários outros neurônios conectados a ele por meio das dendritas ou ramificações. Esse princípio foi adotado como base para a estruturação das redes neurais, ou seja, transmissão de sinais ou informações resultantes de operações matemáticas ou mesmo de algum tipo de interação entre pontos em uma rede.

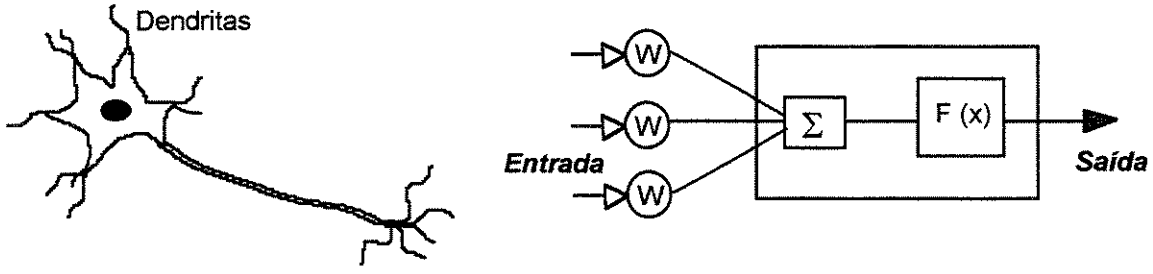


Figura 4.6. Neurônios biológico e artificial: (A) biológico; (B) artificial.

Durante a década de 70, as pesquisas na área de redes neurais sofreram uma interrupção devido ao fato das redes em estudo se demostrarem bastante fracas e inviáveis. Com o avanço da tecnologia, principalmente da informática, houve o ressurgimento do interesse nessa técnica, já que seria possível simular redes maiores em tempos reduzidos ***[Takefuji, 1992, Bhadeshia, 1999]***.

Outra configuração de redes neurais utilizadas consiste na entrada de múltiplas informações e a saída de apenas uma. Esse tipo de rede é formado por uma camada de *entrada* (vários nós que receberão as informações), uma ou mais camadas ocultas e uma camada de *saída*

(nó que irá transmitir a informação). A Figura 4.7 apresenta um esboço da transmissão de informações em uma rede normal e uma rede de múltiplas entradas. As camadas ocultas são responsáveis pela compilação dos sinais recebidos e transmissão dos mesmos para o(s) nó(s) de *saída.*

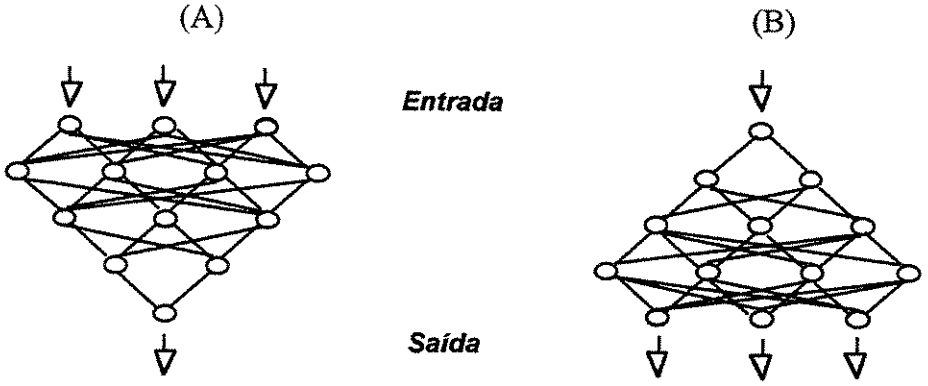


Figura 4.7. Transmissão da informação em uma rede neural: (A) única entrada de sinal e várias saídas; (B) múltiplas entradas e apenas uma saída ***[Mukherjee, 1995]***.

A partir de sinais de entrada, a rede neural deve, por si mesma, encontrar os fatores de peso que cheguem aos sinais de saída já conhecidos, ou em termos matemáticos, os fatores de peso devem ser suficientes para garantir a convergência para a resposta esperada. Somente a partir dos fatores de peso ajustados, é que a rede neural poderá efetuar previsões. As redes neurais têm sido aplicadas para a solução de vários problemas em engenharia, tais como projetos de equipamentos ou estruturas, detecção de falhas e defeitos, controle e prevenção de processos, etc. Como exemplo, cita-se o trabalho de Kominami *et alii* ***[Kominami, 1991]***, que desenvolveram um sistema para prevenir a ocorrência de falhas (*breakout*) no processo de produção de aço pelo processo de lingotamento contínuo. Se a ruptura da casca sólida pode ser detectável por alguma técnica ou medição, o *breakout* pode ser prevenido, diminuindo-se a velocidade de produção, aumentando assim o tempo de permanência do metal no molde e, conseqüentemente, a espessura da casca solidificada. O princípio utilizado pelos autores baseia-se numa rede consistindo de inúmeros termopares localizados na parede do molde do equipamento. Por meio da análise das temperaturas obtidas nos termopares, é possível determinar o momento da ocorrência dos defeitos, já que os mesmos, sempre que ocorrem, causam uma grande variação nas temperaturas obtidas pelos sensores. A Figura 4.8 mostra o aparato utilizado no trabalho,

além de ilustrar o esquema da rede neural utilizada. As prevenções dos defeitos são efetuadas levando-se em conta as informações das condições operacionais reais, e por meio de análises, prever uma possível situação posterior, possibilitando tomar decisões adiantadas, evitando assim possíveis *breakouts* ***[Kominami, 1991]***.

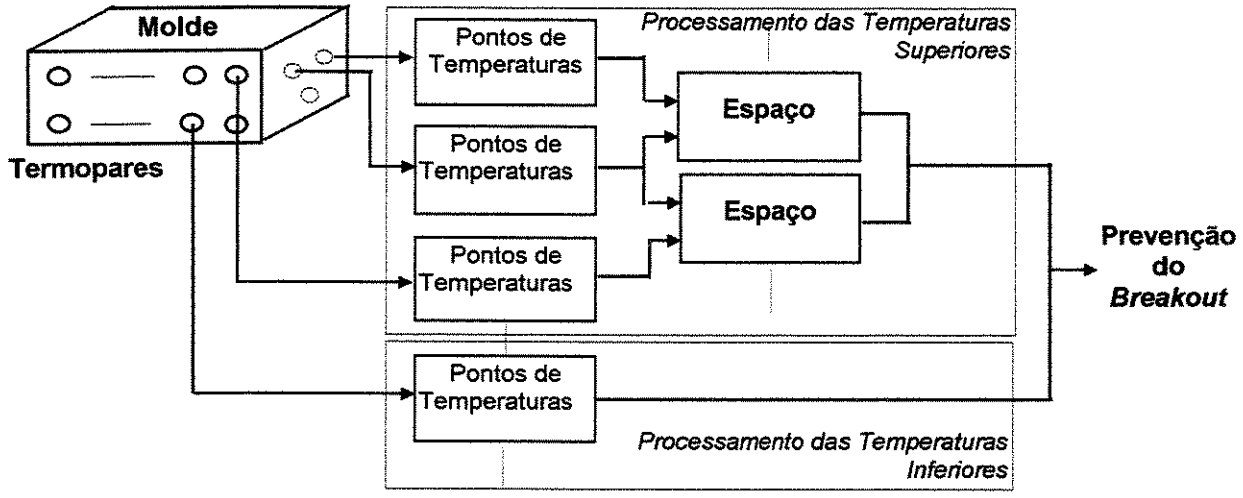


Figura 4.8. Arquitetura da rede utilizada para controle do *breakout* em sistemas de lingotamento contínuo ***[Kominami, 1991]***.

Trabalho similar foi desenvolvido por Sowka e equipe ***[Sowka, 1999]*** para evitar a ocorrência de *breakouts* no lingotamento contínuo, utilizando-se de um sistema chamado BASYS (*Breakout Avoidance System*), operando integrado com um conjunto de termopares instalados no molde. Os sinais emitidos pelos termopares são analisados e, em função do comportamento térmico do molde, é possível detectar a ocorrência de variação na transferência de calor nas diferentes regiões do molde, e assim tomar medidas corretivas. Watanabe ***[Watanabe, 1999]*** propôs a utilização de redes neurais no controle do nível de metal líquido no molde, obtendo resultados mais satisfatórios que a utilização de controladores PID para atuação no movimento da válvula tampão no distribuidor. O emprego de redes neurais no projeto de conicidade em molde também foi proposto por Zietsman ***[Zietsman, 1998]***, onde esse parâmetro é analisado em função do tipo de aço que será lingotado, objetivando o melhor comportamento térmico e qualidade do produto final.

Também no campo industrial, o controle eletrônico de fornos através do método de controle proporcional da potência (diminuir a variação da voltagem e da amperagem) utiliza-se de redes neurais. Um novo forno controlado com um sistema inteligente foi apresentado utilizando-se de redes neurais para prever o possível estado do forno num instante de tempo à frente, possibilitando assim efetuar uma ação no instante atual, para diminuir qualquer variação no processo. Após testes realizados com o novo sistema, os autores comprovaram a eficiência do processo quando comparado com processos de controle convencionais ***[Bartelt, 1996]***.

4.1.5. Algoritmo Genético

O algoritmo genético é outro campo da I.A. que utiliza analogia com a biologia, especificamente na hereditariedade genética e no conceito de seleção natural segundo a Teoria de Darwin. O método foi desenvolvido primeiramente por John Holland e seu grupo de pesquisa na Universidade de Michigan na década de 60. De uma forma geral, o algoritmo genético é considerado um algoritmo estocástico que opera sobre uma população inicial de indivíduos gerados de forma aleatória, representando o conjunto inicial de soluções do problema, para a formação de uma segunda geração cujos indivíduos são versões melhoradas em relação à primeira. A partir da segunda geração, é gerada uma terceira melhor e assim sucessivamente até que a solução otimizada seja alcançada ***[Michalewicz, 1996]***.

Segundo a teoria de Darwin, somente os mais fortes sobrevivem ao meio ambiente que habitam. Matematicamente no algoritmo genético, cada candidato à solução passa por uma função objetivo que avalia seu potencial, que significa o quão perto está do objetivo desejado. Somente aos indivíduos com maior potencial é assistido o direito de ser membro da próxima geração e membros adicionais originários do produto de cruzamento e mutação entre os indivíduos antigos irão compor também a geração para formar novas soluções.

Cada indivíduo da população possui seu cromossomo que por sua vez é formado por genes. Na natureza, o indivíduo possui seu código genético (sequenciamento do DNA), e em termos de algoritmo genético, esse comportamento é análogo pela transformação do número para uma seqüência de algarismos binários (0 ou 1).

Devido à similaridade em ação, os operadores genéticos (cruzamento e mutação) tiveram seus nomes originários da genética. O cruzamento combina dois pares de cromossomos para formar dois similares, apenas trocando os segmentos originais:

00000|01110000011 após cruzamento => 00000|**00001010100**

11010|00001010100 após cruzamento => 11010|**01110000011**

O objetivo da mutação é introduzir uma certa variabilidade genética na população. A mutação aleatoriamente altera um ou mais genes de um cromossomo em função da probabilidade de ocorrer mutação. Assim como na natureza, a ocorrência de mutação é pequena, e a probabilidade de ocorrência da mutação dentro do algoritmo genético é pequena também. Em contrapartida, a probabilidade de ocorrência de cruzamento é grande. Como exemplo de mutação, se o quinto gene do cromossomo 01101001110 sofre mutação, o resultado é 01100001110.

O processo de geração de novas gerações é interrompido quando a variabilidade genética da população não mais se sucede. Matematicamente, atingiu-se uma convergência, indicando que a solução foi encontrada. Os algoritmos genéticos diferem dos outros métodos de busca basicamente por ***[Osman, 1996; Chong, 1996; Chakraborti, 2000]***:

- trabalhar com uma codificação de um conjunto de parâmetros;
- buscar a solução em uma população e não só em um ponto;
- usar uma função ou mais funções objetivas como informações para a busca; e
- usar regras probabilísticas, e não determinísticas.

Filipic e Saler ***[Filipic, 1997; Filipic, 1998]*** propuseram e desenvolveram um algoritmo computacional aplicado ao lingotamento de tarugos de aços, que consiste de um modelo matemático de solidificação e de um algoritmo computacional de busca das melhores condições operacionais do equipamento. Baseado nos dados operacionais do processo, o simulador calcula valores de temperatura para os tarugos, e analisa a sua qualidade em função dos critérios metalúrgicos: reaquecimento entre zonas de *sprays* e comprimento metalúrgico.

Como visto, é evidente que o emprego de técnicas de I.A. nos mais variados setores representa um avanço tecnológico significativo, possibilitando aumentar a eficiência de métodos de controles e modelos matemáticos para simulação. No entanto, a escolha sensata das técnicas

inteligentes a serem usadas para a solução de determinado problema, bem como a correta estruturação do programa e modelo numérico, além da completa compreensão do processo em questão, são características fundamentais para o bom desenvolvimento de sistemas automáticos e/ou inteligentes.

4.2. Desenvolvimento de um Algoritmo para o Lingotamento Contínuo de Tarugos

Para a solução numérica da transferência de calor no processo de lingotamento contínuo, foi desenvolvido um programa unidimensional em Delphi (ambiente Windows), utilizando-se da programação orientada para objeto e de técnicas de programação otimizada (sistemas numéricos otimizados). Uma interessante característica do presente programa é que o mesmo permite ser aplicado para uma ampla gama de materiais, como ligas do sistema ferro-carbono, metais puros, ligas binárias e outras, além de permitir a simulação de lingotes em forma de tarugos e placas. A Figura 4.9 apresenta o fluxograma global do programa computacional.

No presente trabalho, é desenvolvido um algoritmo genético que incorpora estratégias de otimização para determinar os melhores parâmetros de operação do processo de lingotamento contínuo de aços. O algoritmo incorpora técnicas de busca para encontrar o objetivo de máxima produção de lingotamento como função de algumas restrições metalúrgicas do processo de solidificação. Essas restrições metalúrgicas, adicionadas às restrições de operação, podem ser classificadas como: espessura da camada sólida formada na saída do molde (e_M), comprimento metalúrgico (L_{ling}) ou o ponto onde ocorre a completa solidificação do lingote, temperatura mínima da superfície do lingote durante o processo ($T_{min\ sup}$), velocidade de lingotamento (V_{ling}), reaquecimento da temperatura de superfície do lingote entre as diversas zonas de *sprays* ($\Delta T_{máx}$), e temperatura da superfície do lingote na região de desempeno (T_{Lm}). O algoritmo modifica parâmetros operacionais variáveis do processo, tais como fluxo de água de refrigeração no molde e na região de *sprays* e velocidade de lingotamento, buscando as melhores condições no que diz respeito à qualidade e produção para que as restrições metalúrgicas não sejam violadas.

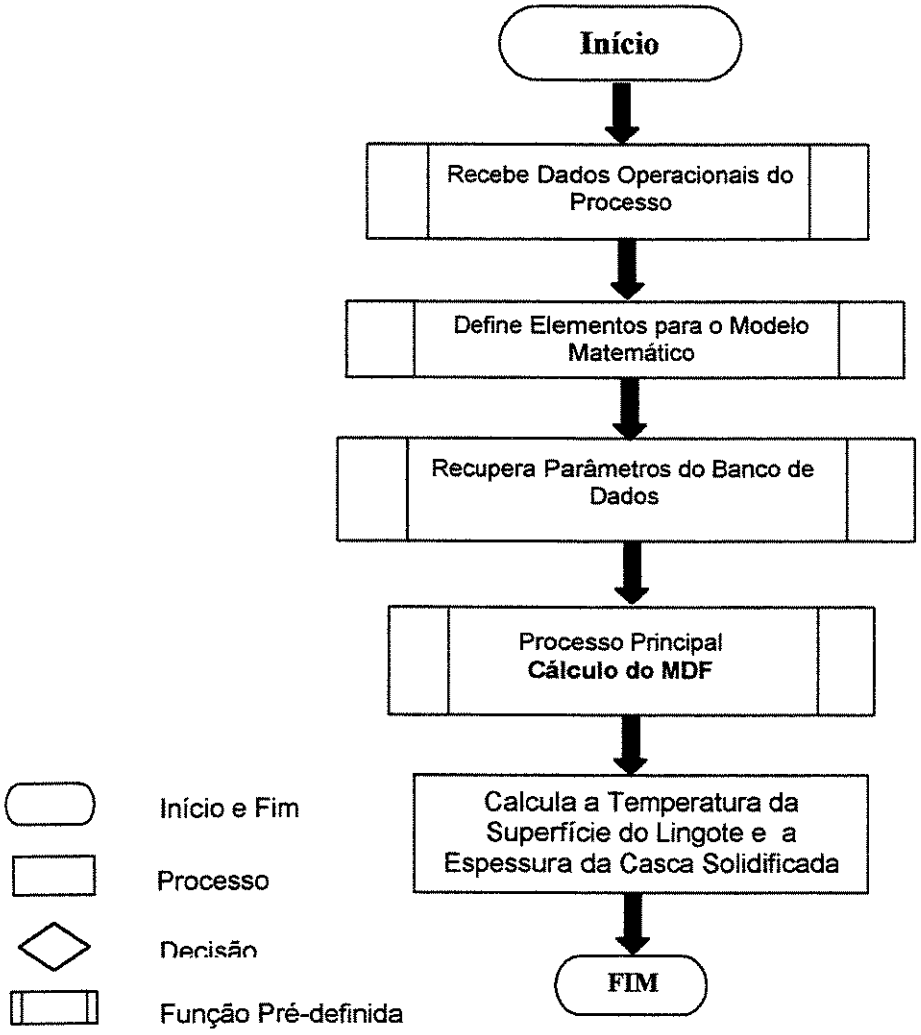


Figura 4.9. Fluxograma computacional global do modelo matemático aplicado a solidificação.

O progresso da casca sólida e o perfil de temperatura do lingote são analisados simultaneamente durante o processo de busca heurística dos parâmetros operacionais até que um padrão ótimo de refrigeração seja alcançado em função dos parâmetros de entrada. O algoritmo genético foi adotado porque ele permite encontrar a melhor solução para o processo por meio da geração de uma coleção (população) de potenciais soluções (indivíduos) para o problema. Utilizando-se de operadores de decisão, analisam-se essas soluções e escolhe-se aquela que apresentar melhor resposta.

A estrutura funcional do algoritmo é composta basicamente por três blocos de operação, diferenciando-se do trabalho de Filipic e Saler, composto por apenas um modelo matemático e um algoritmo genético. O primeiro consiste de uma base de conhecimento para as condições de operação de lingotamento formulada a partir de dados da literatura, o segundo consiste do modelo numérico de transferência de calor, que gera resultados como função dos parâmetros de entrada relacionados às condições de operação e do equipamento. O terceiro bloco consiste de regras de decisão ou busca, que é o cérebro do algoritmo, determinando as modificações nas condições iniciais de lingotamento e sendo responsável pela inserção de novos valores de entrada para realimentação do modelo matemático. O algoritmo trabalha por interação, e todo o resultado obtido pelo modelo matemático é analisado pelo bloco de decisão. O programa também permite o cadastramento de vários materiais lingotados, incluindo a composição química e as principais propriedades termofísicas dos aços.

A técnica de busca em amplitude foi utilizada para gerar e analisar os resultados, que são comparados com valores tidos como ótimos. A idéia básica é manter uma população de soluções candidatas que, analisadas separadamente, favorecem a escolha da melhor situação. Esse método pode ser classificado como uma classe de busca local baseada em mecanismos de geração de soluções.

As condições operacionais iniciais do processo são primeiramente analisadas pela base de conhecimento, que determina se essas são as mais indicadas para aquele tipo de lingotamento e se o equipamento é o mais apropriado. A seguir, com as condições operacionais de entrada, o modelo matemático realiza a simulação do processo de solidificação do lingote, e em seguida é realizadas a análise dos resultados e possíveis modificações das condições de resfriamento do sistema.

Base de Conhecimento: a base de conhecimento do algoritmo contém dois grupos de informações, sendo:

Informações do Equipamento: as informações do equipamento representam as variáveis de entrada do modelo matemático e da base de conhecimento, e geralmente estão relacionadas às características físicas do equipamento e à qualidade do produto final. Essas informações são características de operação, tais como geometria do lingote, velocidade de lingotamento,

composição do aço, temperatura de vazamento do metal líquido, tipo, comprimento e conicidade de molde, nível de metal líquido, número e comprimento das regiões de *sprays*, fluxo e temperatura da água no molde e nas diferentes regiões de *sprays* e o ponto de desempeno do lingote para o caso de máquinas curvas.

Informações de processo: essas informações representam as variáveis transientes do processo, que podem ser classificadas em:

Variáveis de fronteira: podem ser modificadas dentro de um determinado intervalo, visando encontrar as condições otimizadas de operação em função de aspectos econômicos e de qualidade do produto. Como exemplo, podem-se citar as condições de resfriamento do molde e das regiões de *sprays* e a velocidade de lingotamento.

Variáveis de Controle: são associadas aos resultados do processo de solidificação do lingote, onde se pode citar a espessura da camada solidificada no lingote ao longo do equipamento e o perfil térmico do lingote entre as diversas etapas da máquina.

Bloco de Decisão: o bloco de decisão contém as informações críticas e limitantes para as condições de lingotamento, que são sistematicamente comparadas com os resultados das simulações, determinando, quando necessário, modificações nas variáveis de entrada e nas variáveis de fronteira. Tais modificações são realizadas observando o limite funcional de cada variável, como por exemplo, se o bloco decidir reduzir a temperatura da superfície do lingote em determinada região de *sprays*. Isto será feito aumentando o fluxo de água dessa região dentro dos limites de máximos e mínimos valores para o equipamento. Tão logo cada modificação seja feita, o bloco de decisão realimenta o modelo matemático para rodar uma nova simulação.

Neste trabalho, a principal preocupação é a obtenção de um produto final com o menor número possível de defeitos, que estão relacionados com o comportamento térmico do lingote. Se essas condições são alcançadas, o bloco de decisão ainda busca um pequeno aumento na velocidade de produção, objetivando o aumento da produção associada com a redução de custos. Essas variáveis foram selecionadas porque elas são as que mais afetam o comportamento térmico do lingote, sendo este calculado pelo modelo numérico. A casca sólida e o perfil térmico do lingote são usados para representar as limitações físicas do processo ***[Lally, 1991A e B; Apelian, 1990]***.

O bloco de decisão é baseado em:

Critérios Metalúrgicos:

- **Espessura da Casca Sólida na Saída do Molde (S_{SM})**

A restrição da casca sólida é que esta deve ser maior que um valor mínimo para que o lingote possa suportar as forças de extração e a pressão metalostática exercida pelo metal líquido no seu interior. Geralmente, esse valor é considerado 10% do valor da espessura da seção transversal do lingote e pode ser expresso por ***[Brimacombe, 1973A e B]***:

$$\textit{Posição } (L_{\textit{saída do molde}}) \quad \Rightarrow \quad e_{SM} > e_{min} = 0{,}1\ e_{lingote},$$

ou em termo de temperatura:

$$\textit{Posição } (L_{\textit{saída do molde}}) \quad \Rightarrow \quad T_{0,1\,e} \leq T_{Sol},$$

onde e_{SM} é a espessura solidificada na saída do molde, e é a espessura do lingote, $T_{0,1.e}$ é a temperatura do ponto correspondente a 10% da espessura do lingote e T_{Sol} é a temperatura Solidus do metal.

Esta restrição tenta evitar a ocorrência de *breakouts* na saída do molde, ou seja, a ruptura da casca sólida do lingote.

- **Comprimento Metalúrgico (L_{ling})**

A solidificação do lingote deve estar completa antes do ponto de desempeno do lingote, ou seja, no ponto onde a taxa de deformação sofrida pelo lingote é máxima, evitando assim a formação de trincas transversais e da segregação central. A completa solidificação é uma boa aproximação do tipo de restrição posicional para o ponto de desempeno, sendo representada por:

$$\textit{Posição } (L_{ling}) \Rightarrow \quad T_{centro} < T_{Sol}.$$

- **Temperatura no Ponto de Desempeno do Lingote (T_{ling})**

A temperatura da superfície do lingote na região de desempeno deve estar fora da faixa de baixa ductilidade do aço, evitando assim a formação de trincas transversais na superfície.

A baixa ductilidade dos aços baixa carbono está localizada entre 700 e 750 ^{0}C, que corresponde à temperatura de transição entre as fases austenita-ferrita (γ-α), sendo que para operar com resfriamento intenso, a temperatura deve ser menor que:

Posição (L_{LM}) $\Rightarrow$ $T_{sup} < T_{\gamma-\alpha}$.

O limite inferior da temperatura da superfície do lingote na região do desempeno corresponde à temperatura de transição entre a ocorrência de fratura transgranular e intergranular para os aços. Dependendo da composição química do aço, essa temperatura pode variar entre 900 a 1100 ^{0}C:

Posição (L_{ling}) $\Rightarrow$ $T_{sup} < T_{transição}$.

Limitando a temperatura acima da faixa de baixa ductilidade dos aços, evita-se a formação de trincas transversais. Trincas longitudinais formadas na região de desempeno são bastante comuns em aços contento 0,08% a 0,14% de carbono, sendo o máximo observado para a composição de 0,12% C. Nesse trabalho, foi considerada a temperatura mínima da superfície do lingote como aquela acima da faixa de baixa ductilidade dos aços, sendo denominada $T_{mín\ sup}$.

- **Reaquecimento entre as regiões de *sprays* (ΔT)**

O efeito do reaquecimento ocorre quando o lingote passa de uma região com alta taxa de transferência de calor para outra com uma taxa menor, e isto deve ser limitado como função da composição do aço e dos parâmetros de operação de lingotamento. Geralmente, esse reaquecimento leva a formação de tensões e que podem ser críticas na frente de solidificação, o que pode induzir a formação de trincas. Neste trabalho, baseado em trabalhos de alguns autores, admitiu-se um reaquecimento máximo de 150 ^{0}C, o que poderia evitar a formação de trincas superficiais a meio caminho ***[Larreq, 1982; Brimacombe, 1999]***. Esta restrição pode ser escrita como:

Posição (L_{sprays}) $\Rightarrow T_{máx\ sup} - T_{mín\ sup} \leq 150\ ^0$C.

Esta restrição também pode ser representada por:

Posição (L_{sprays}) $\Rightarrow T_{máx\ sup} = T_{mín\ sup} + 150\ ^0$C.

Restrições do Equipamento:

• **Fluxo de Água (W_{H2O}):**

As restrições físicas do equipamento são valores mínimos e máximos para algumas variáveis, tais como fluxo de água para as diferentes etapas do sistema e para a velocidade de lingotamento do processo. O fluxo de água em uma determinada região (molde ou *sprays*) tem um valor mínimo e um valor máximo dependendo do sistema de refrigeração do equipamento, que é convertido em termos de um coeficiente de transferência de calor por meio de relações obtidas experimentalmente. A seqüência de prioridade do algoritmo desenvolvido é a modificação de fluxo de água do molde, seguido da modificação do fluxo de água das regiões de *sprays* e por último de modificações na velocidade de lingotamento.

Posição (L_{sprays}) $\Rightarrow$ $h_{mín\ spray} \leq h_{spray} \leq h_{máx\ spray}$.

• **Velocidade de Lingotamento (V_{ling})**

A velocidade de lingotamento é analisada entre um valor mínimo e máximo, sendo dada por:

$$V_{mín\ ling} \leq V_{ling} \leq V_{máx\ ling}.$$

4.3. Estratégia de Otimização dos Parâmetros do Processo

O objetivo da estratégia de otimização do processo de lingotamento contínuo de aços é manter uma função *custo* (J), representada pela somatória dos custos individuais de cada restrição, o mais próximo possível de zero. Cada violação de qualquer das restrições corresponde a um acréscimo numérico para essa parcela individual, ou seja:

Restrição violada $\Rightarrow$ $J_i = +1$;

Restrição não violada $\Rightarrow$ $J_i = 0$; e

Objetivo $\Rightarrow$ $\sum_{i=1}^{n} J_i \rightarrow 0$.

O processo inicia-se com os valores nominais dos parâmetros de operação em função do resultado gerado (perfil térmico do lingote e comportamento da casca sólida), opta-se em modificar a condição de alguma etapa de refrigeração visando diminuir o gradiente térmico ao longo do processo e operar em temperaturas distantes daquelas que degradam a qualidade do produto final. Quando o valor da função *custo* alcança zero, incrementa-se a velocidade de lingotamento, e novamente a busca das melhores condições de resfriamento do sistema recomeça.

Para cada critério foi utilizado um peso denotando a importância relativa do critério, onde a casca solidificada na saída do molde e o ponto da completa solidificação do lingote tiveram valores máximos e a temperatura da superfície do lingote nas regiões de *sprays* tiveram valores mínimos.

Para a otimização dos parâmetros do processo um algoritmo genético ***[Osman, 1996; Rasheed, 1997]*** foi empregado, consistindo dos seguintes passos:

Passo 1. gera uma população inicial dos resultados obtidos pela simulação com os parâmetros operacionais do processo (nominais);

Passo 2. calcula a função *custo* para esse caso;

Passo 3. armazena os parâmetros empregados;

Passo 4. modifica as condições de resfriamento do sistema nas regiões onde as restrições foram violadas;

Passo 5. aplica operadores genéticos para determinar os novos parâmetros do processo (aumentar ou diminuir as condições de resfriamento nas regiões violadas);

Passo 6. gera os novos resultados;

Passo 7. se a função *custo* diminuiu, então $\Sigma J_{mínimo}$ torna-se o novo resultado;

Passo 8. se $\Sigma J = 0$, então aumenta a velocidade de lingotamento de um valor ΔV_{ling}; e

Passo 9. repete os passos de 1 até 7 até encontrar novamente $\Sigma J = 0$.

Os operadores genéticos são usados para facilitar a procura durante o processo. Nesse trabalho, foi utilizado o operador linear *cruzamento*, que gera uma ou mais soluções pela combinação de duas ou mais soluções candidatas, ou seja, se a função *custo* mínima foi

encontrada, então os novos limites de busca serão os parâmetros encontrados para ela, e assim por diante.

A Figura 4.10 apresenta um fluxograma resumido do algoritmo de otimização.

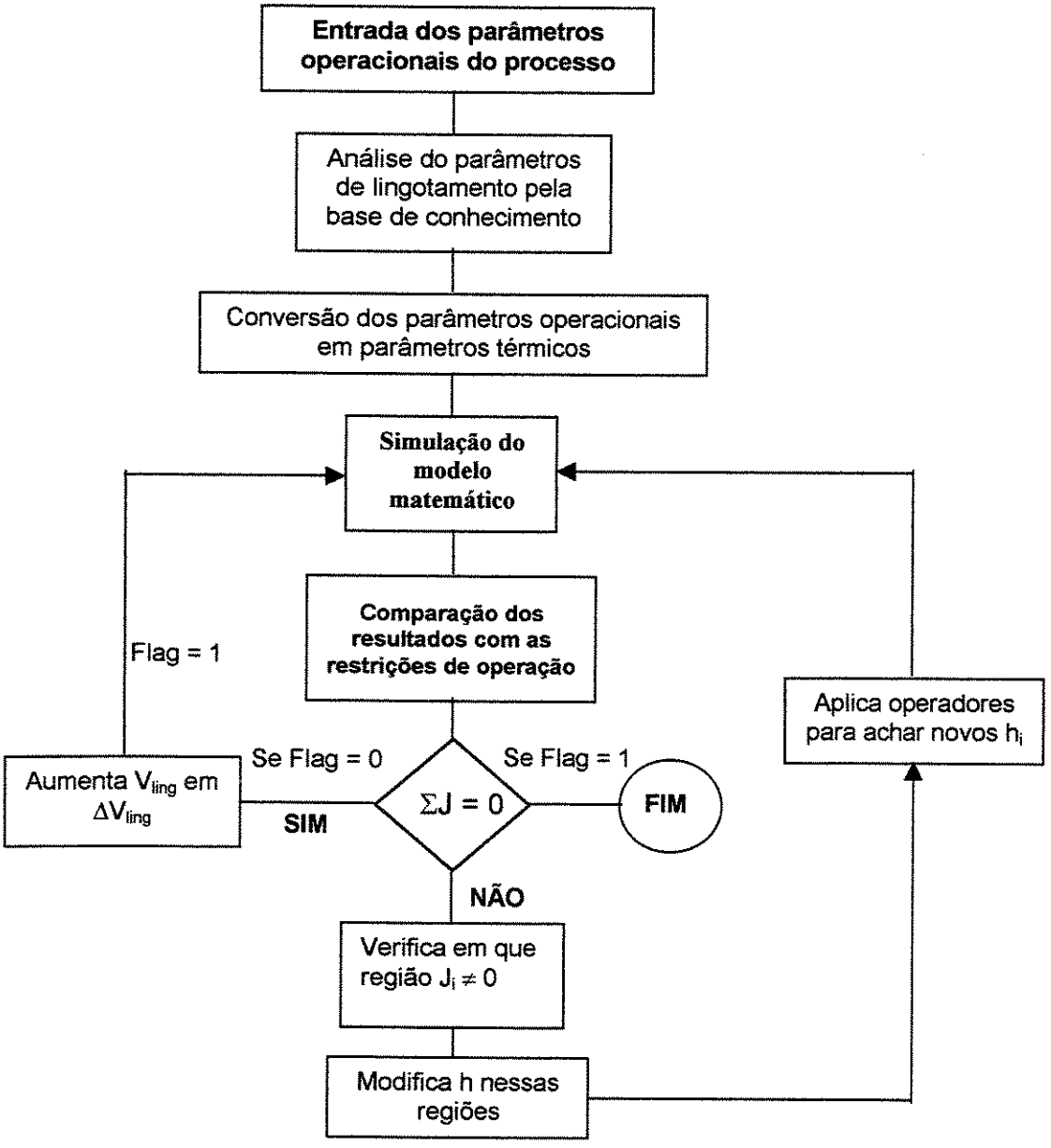


Figura 4.10. Fluxograma do algoritmo de otimização para o processo de lingotamento contínuo de aços.

A Figura 4.11 mostra um fluxograma esquematizado para o desenvolvimento da inserção de técnicas de programação inteligente na modelagem matemática do processo e na análise da qualidade dos produtos.

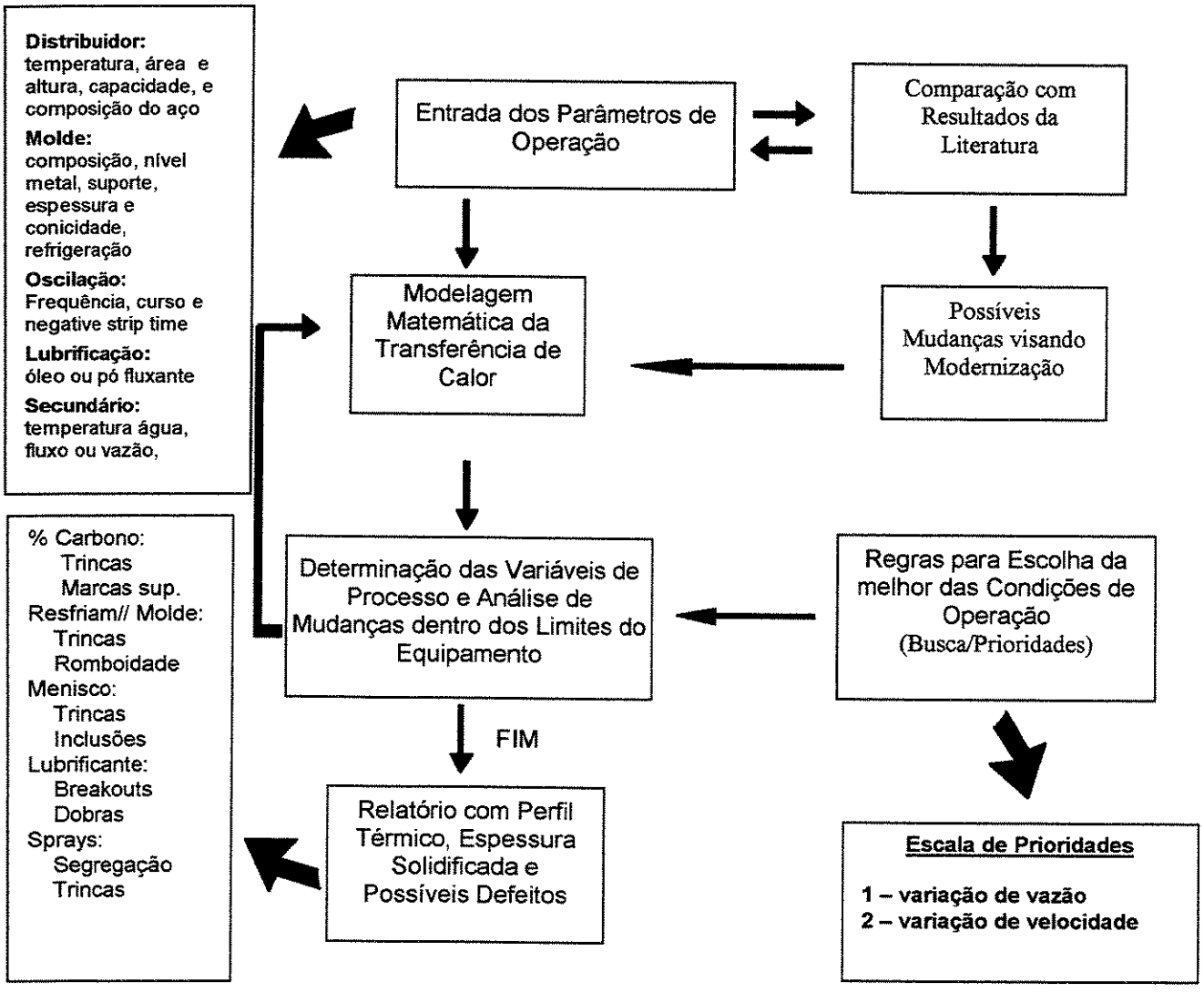


Figura 4.11. Representação esquemática do algoritmo otimizado desejado para a estratégia de controle.

Capítulo 5

Análise Experimental

5.1. Desenvolvimento dos Aparatos e Procedimentos Experimentais Utilizados

Os experimentos foram montados objetivando a comparação dos resultados gerados pelos modelos matemáticos desenvolvidos com resultados obtidos experimentalmente em laboratório, comprovando dessa forma a eficiência e garantia do modelo proposto. Os ensaios podem ser divididos em duas categorias: aqueles aplicados ao processo de lingotamento contínuo convencional, sendo que esses serviram para uma aferição preliminar e para demonstrar a confiabilidade e versatilidade do modelo numérico, bem como o emprego de diferentes formulações para tratar da transformação de fase de ligas e metais puros; e aqueles aplicados ao lingotamento contínuo de tiras, possibilitando a determinação do coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde, o qual foi posteriormente introduzido no modelo matemático de solidificação para o processo *Twin-Roll* com os dados reais do equipamento do IPT/SP. Em ambos os casos, os experimentos consistiram de sistemas de solidificação unidirecional horizontal e vertical, confeccionados com moldes de aço, refrigerados ou não. Foram utilizadas várias ligas e metais puros como metal de fusão, podendo-se citar: alumínio puro, liga eutética Sn 39%Pb, Sn 10%Pb, Al 4,5%Cu (para validação do modelo aplicado ao lingotamento contínuo convencional) e aço inoxidável 304 (para determinação de h_i para o processo *Twin-Roll*). Em todos os casos, foram monitoradas temperaturas no molde, no metal e no meio refrigerante, possibilitando o levantamento do perfil térmico do sistema de solidificação em estudo. Também foram variados parâmetros como espessura e material do molde, temperaturas de vazamento do

metal líquido e composição química do metal fundido. Em todos os casos, o metal fundido foi vazado por gravidade por meio de um funil de vazamento, e os efeitos da turbulência devido ao vazamento foram compensados extrapolando os dados que sofreram ruído nos instantes inicias do processo (≈ 2s) para a temperatura de vazamento.

5.1.1. Sistemas de Solidificação Unidirecional Aplicados aos Processos

5.1.1.1. Aparatos Experimentais

Lingotamento Contínuo Convencional

O esquema do aparato experimental horizontal utilizado para os ensaios está mostrado na Figura 5.1, onde observa-se as dimensões do molde e o posicionamento dos termopares utilizados para o acompanhamento do comportamento térmico do sistema. Todos os ensaios em laboratório fazem parte de um programa de experiências que vêm sendo realizadas com o intuito de montar um banco de dados de valores de coeficientes de transferência de calor nas interfaces metal/molde e molde/ambiente para serem utilizados em simulações na indústria de fundição.

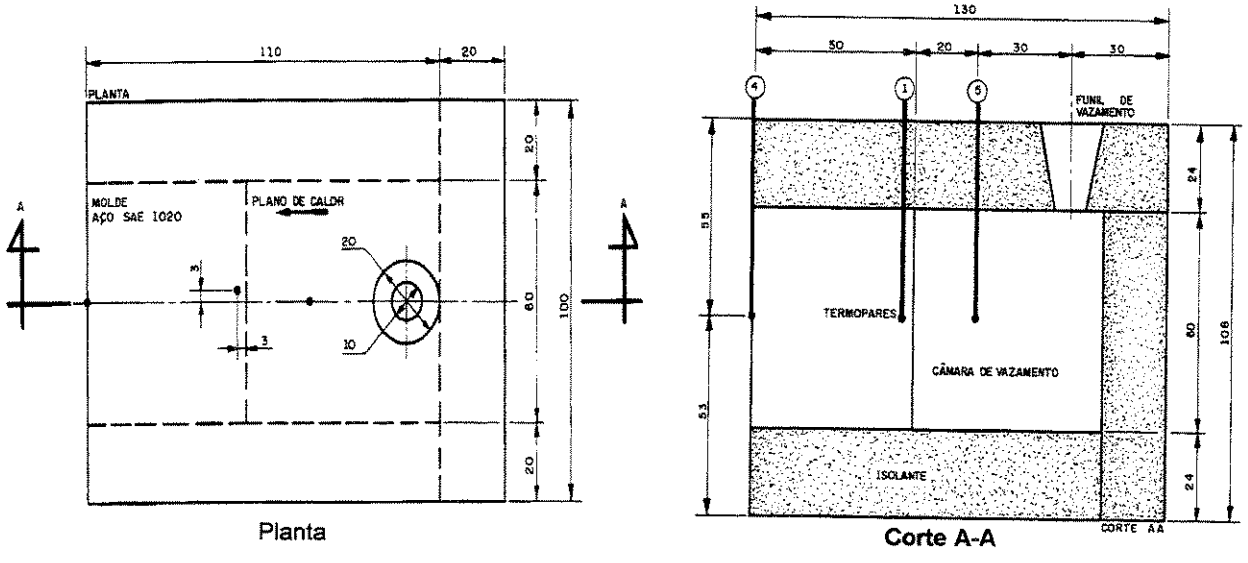


Figura 5.1. Representação esquemática do sistema experimental unidimensional com parede do molde de espessura 50 e 63 mm [medidas em mm].

O sistema experimental consiste de um molde de geometria regular de aço carbono 1010 (espessuras de 50 e 63 mm) e de paredes de material isolante a base de sílica, além de termopares tipo K (cromel-alumel, diâmetros 1,6 mm, bainha de aço inox) posicionados no molde e na cavidade preenchida pelo metal fundido. Todo o procedimento experimental para a realização dos ensaios será descrito adiante.

As fotos da Figura 5.2 permitem visualizar o aparato experimental montado em bancada, destacando a localização da parede de aço e das paredes isoladas. As propriedades termofísicas dos metais fundidos e dos materiais de molde utilizados nas simulações e nos experimentos são apresentadas nas Tabelas 5.1 e 5.2 a seguir.

Tabela 5.1. Propriedades termofísicas dos metais utilizadas para os ensaios ***[Bejan, 1993; Pehlke, 1982]***.

	Alumínio	Eutético (Sn 39%Pb)	Sn 10%Pb	AL 4,5%Cu
k_L (W/mK)	95	31.7	33	85
k_S (W/mK)	217	54.7	63	193
c_L (J/kgK)	1086	212.9	243	1059
c_S (J/kgK)	1158	186.2	209	1092
ρ_L (kg/m^3)	2382	8400	7480	2480
ρ_S (kg/m^3)	2550	8840	7840	2680
L (J/kg)	401950	47560	56140	381900
T_S (^{0}C)			183	548
T_L (^{0}C)			215	645
T_f (^{0}C)	660	183	232	660
α_s (m^2/s)	$7{,}34 \times 10^{-5}$	$3{,}32 \times 10^{-5}$	3.84×10^{-5}	6.67×10^{-5}
α_l (m^2/s)	$3{,}60 \times 10^{-5}$	$1{,}77 \times 10^{-5}$	1.81×10^{-5}	3.24×10^{-5}

Tabela 5.2. Propriedades termofísicas dos moldes utilizados para os *ensaios [Bejan, 1993; Pehlke, 1982]*.

	Aço SAE 1010 (para Al4,5%Cu)	Aço SAE 1020 (para Eutético, Al)	Aço SAE 1040 (para Sn10%Pb)
k_S (W/mK)	46	52.0	54
c_S (J/kgK)	527	469.0	465
ρ_S (kg/m^3)	7860	7860	7854

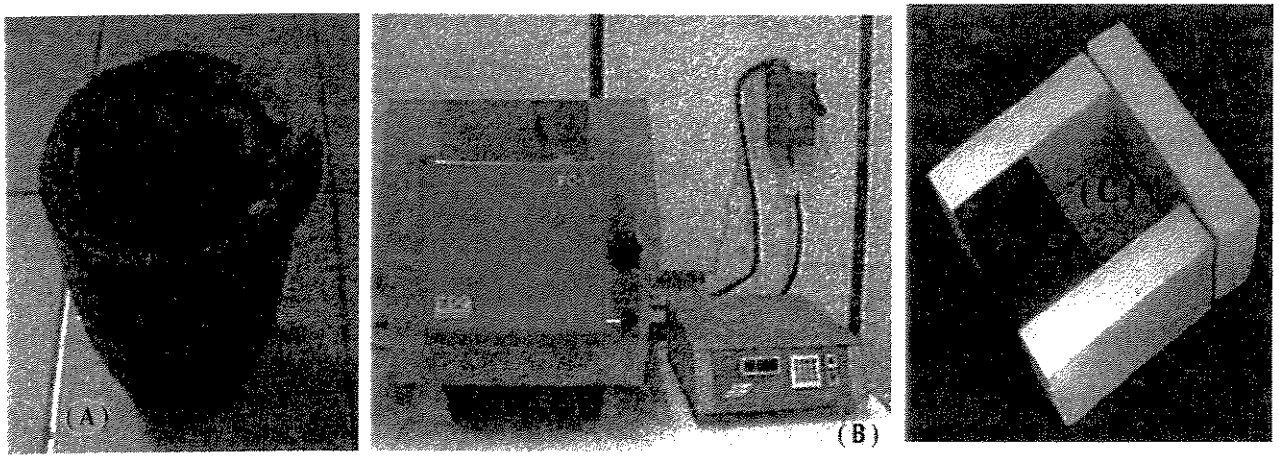


Figura 5.2. Fotos do sistema experimental para o processo de lingotamento contínuo de tarugos.

Lingotamento Contínuo de Tiras:

O aparato experimental de solidificação unidirecional vertical com molde refrigerado, o qual simula as condições de solidificação no equipamento *Twin-Roll*, foi confeccionado com molde de aço carbono, tendo paredes isoladas à base de cimento refratário. Os ensaios realizados utilizaram aço inoxidável AISI 304, o qual após fundido em forno de indução, foi vazado à temperatura de 1650°C. Também para esses casos, foram posicionados termopares em locais estratégicos no molde, na cavidade e no sistema de refrigeração. Esses ensaios objetivaram a determinação do coeficiente de transferência de calor metal/molde por meio da metodologia de comparação entre perfis térmicos obtidos experimentalmente com perfis térmicos obtidos via modelo matemático. A cavidade foi construída com perfil cônico, facilitando a extração do lingote. Na Figura 5.3A é possível visualizar o sistema completo montado e pronto para

vazamento, consistindo de sistema de refrigeração à água, molde de aço com espessura útil de 50 mm, diâmetro de 50 mm e acabamento superficial feito com lixamento até a granulometria 600.

Um sistema de refrigeração inferior à face do aço foi projetado na forma de sulcos numa bolacha de alumínio, proporcionando circulação constante de água, e proporcional à encontrada no equipamento piloto do IPT/SP. A colocação dos termopares foi realizada conforme mostra a Figura 5.3B, sendo utilizados termopares tipo K (cromel-alumel, diâmetro 2,5 mm, bainha de inox) no molde e sistema de refrigeração e Tipo S (platina-platina10%ródio, diâmetro 1,25 mm, bainha de alumina) na cavidade. Foram posicionados termopares na interface metal/molde, e a 5, 10, 15 e 20 mm dessa ao longo da altura. Os furos no molde foram usinados com brocas com pontas cônicas, melhorando assim o contato da ponta quente do termopar com a superfície do metal. O posicionamento dos termopares foi realizado objetivando-se diminuir ao máximo a influência desses nas direções e taxas de transferência de calor, projetando um sistema de solidificação com dimensões bem superiores quando comparadas com as dimensões dos termopares, principalmente na região da interface metal/molde.

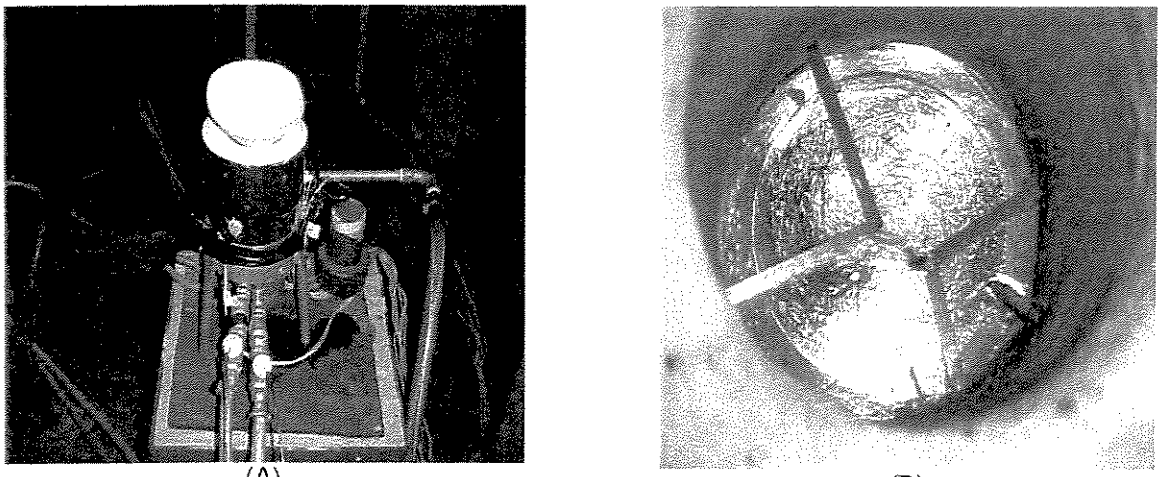
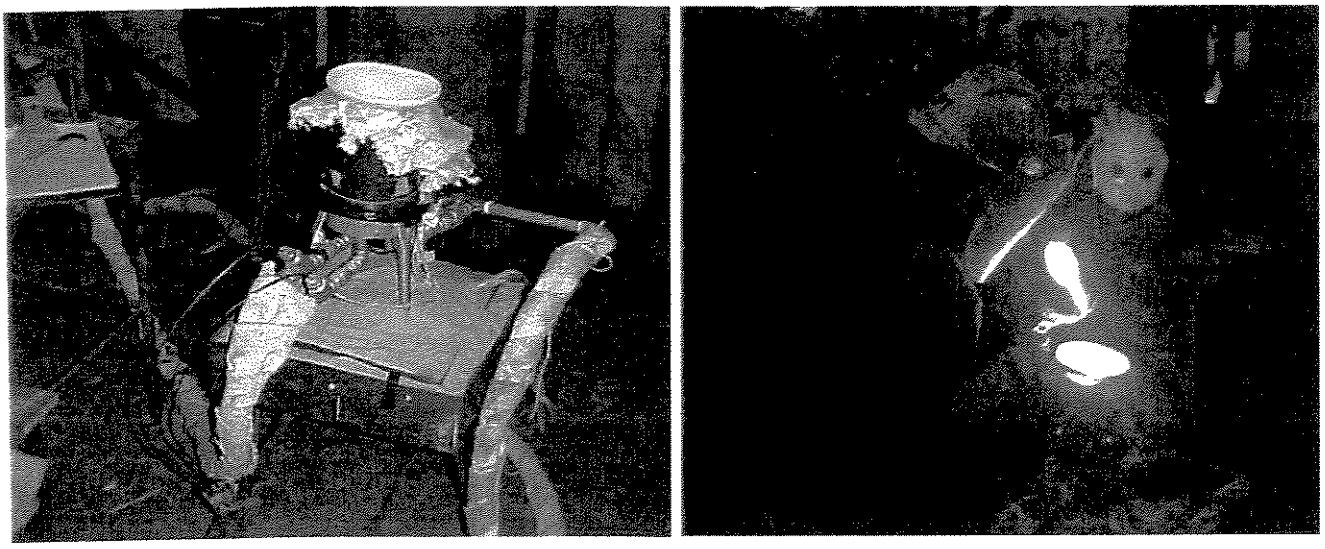


Figura 5.3. (A) esquema do simulador do processo *Twin-Roll* e, (B) vista superior do sistema experimental, destacando o posicionamento dos termopares na cavidade interna.

As fotos da Figura 5.4 mostram detalhes do experimento montado no momento do vazamento, onde pode-se observar a preocupação no que diz respeito a segurança, como

realização do ensaio em bancada de areia, isolação dos dutos de refrigeração de água, colocação de funil de vazamento e utilização de equipamentos de proteção individual.



(A) (B)

Figura 5.4. (A) aparato experimental preparado para o vazamento; (B) momento do vazamento.

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.

5.1.1.2. Procedimentos Experimentais:

Os ensaios experimentais consistiram da obtenção dos perfis de temperatura durante a solidificação do metal nos sistemas de solidificação unidirecional. Vazou-se a liga na cavidade interna do molde e, por meio de termopares estrategicamente localizados, monitorizou-se todo o processo, obtendo curvas do tipo T (temperatura) x t (tempo).

A seguir são descritas as etapas seqüenciais quando da realização dos experimentos:

$\Rightarrow$ montagem dos sistemas experimentais e posicionamento dos termopares;

⇒ fusão do metal em forno (de resistência para o caso dos ensaios para o processo de lingotamento contínuo de tarugos e de indução para o caso do lingotamento contínuo de tiras) a temperaturas maiores que a estipulada para o vazamento;

⇒ agitação da liga fundida, forçando uma melhor mistura dos componentes e a homogeneização da temperatura do banho;

⇒ acompanhamento da temperatura de vazamento com o auxílio de termopares e um indicador digital de temperatura (pirômetro);

⇒ vazamento do metal líquido no interior da cavidade do molde, estando os termopares localizados nas posições de interesse e o registrador devidamente acionado. Para o caso do processo *Twin-Roll*, o molde é refrigerado e necessita-se ligar a água de refrigeração antes do vazamento;

⇒ acompanhamento e obtenção da evolução térmica dos pontos monitorizados;

⇒ fechamento dos ensaios com as curvas de resfriamento da liga e curvas de aquecimento do molde obtidas no registrador.

5.1.1.3. Aquisição de Dados

Durante os experimentos, foram utilizados registradores digitais de temperaturas acoplados a sistemas de aquisição e tratamento dos dados. Para os ensaios do processo de lingotamento contínuo convencional, usou-se um registrador de 5 canais (Alhmeno – Modelo 2290-8) com ajuste independente das faixas de leitura de cada termopar. Isto se torna extremamente útil quando pretende-se monitorizar temperaturas em diferentes posições do sistema, podendo regular faixas diferentes de temperaturas para o sistema de refrigeração, metal e molde, melhorando assim a precisão das leituras realizadas.

No caso do processo de lingotamento de tiras, foi utilizada uma placa registradora com 32 canais, a qual também possibilita a leitura de até 30 termopares simultaneamente, todos com diferentes escalas de temperatura. 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 desses 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 5.5. Em todos os ensaios, observou-se um pequeno tempo de atraso na resposta do termopar em função do processo de vazamento do metal líquido e da própria inércia térmica do termopar (aproximadamente 2 segundos). No entanto, para o caso dos ensaios para o lingotamento contínuo convencional, esse tempo não foi signifivo, já que o processo de solidificação não é tão rápido, mas no caso dos ensaios do processo *Twin-Roll*, esse parâmetros se torna fundamental, já que os tempos envolvidos no processo de solidificação são da ordem de segundos, o que acarreta uma certa imprecisão nos resultados, principalmente nos instante iniciai do processo.

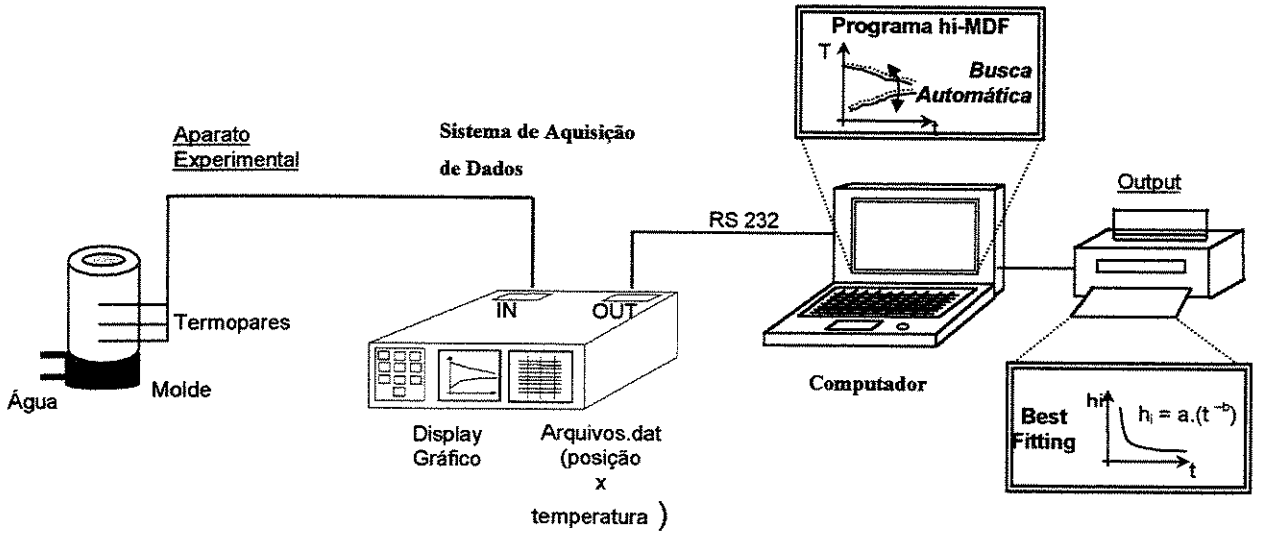


Figura 5.5 – Esquema do processo experimental para determinação de hi para o processo *Twin-Roll*.

As amostras para análise metalográfica foram submetidas a lixamento com lixas de granulação 180 a 600, seguido de polimento em pano com pasta de diamante de granulação 6 e 1 μm. O ataque químico utilizado para revelar a microstrutura consistiu de uma mistura de 10 g de $CuSO_4$, 50 ml de HCl e 50 ml de água destilada, conhecido como Marble (Metals Handbook). Foi realizada microanálise nas amostras no equipamento JEOL JXA - 840 A Electron Probe Micro Analiser.

5.2. Reestruturação da Máquina de Lingotamento Contínuo de Tiras do IPT/SP

Além do desenvolvimento do modelo matemático de solidificação do processo *Twin-Roll* e projeto de um simulador de solidificação unidirecional para determinação do coeficiente de transferência de calor na interface metal/rolos, também foram realizadas tarefas paralelas a essas atividades no equipamento piloto em conjunto com pesquisadores do Laboratório de Processamento Pirometalúrgico/Divisão de Metalurgia/IPT-SP. Essa cooperação pôde ser realizada por meio de uma projeto inserido na Rede Cooperativa de Pesquisas (RECOPE), Área: Near Net Shape, Sub-área: Lingotamento Contínuo de Tiras: Modelagem Matemática da Solidificação (nó: Grupo de Modelagem da Solidificação - UNICAMP), Convênio FINEP. Entre as principais atividades paralelas ao desenvolvimento do modelo matemático do processo, pode-se destacar:

⇒ ***Construção de um Modelo Físico para o Sistema de Alimentação de Metal Líquido no Equipamento***, em escala 1:1, em acrílico e utilizando como corante permanganato de potássio, consistindo de calha de alimentação, distribuidor, válvula tampão, válvula submersa, *tundish* submerso (recipiente intermediário entre distribuidor e rolos) e cavidade entre rolos.

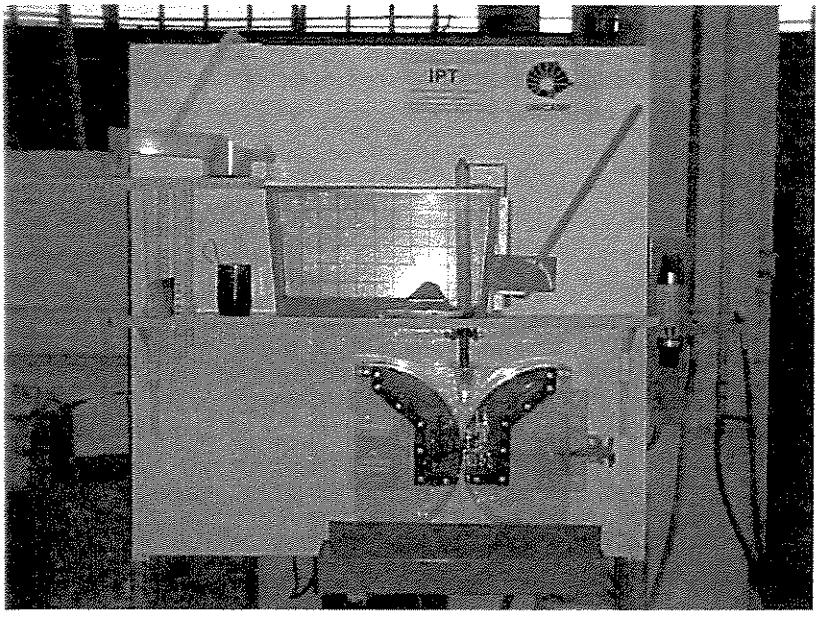


Figura 5.6. Modelo Físico para o Sistema de Alimentação de Metal Líquido no Equipamento.

⇒ ***Projeto de um Recipiente Intermediário entre o Distribuidor e a Cavidades Entre Rolos***, possibilitando um melhor controle da vazão de metal líquido do distribuidor para a cavidade por meio do deslocamento da válvula tampão, além de diminuir a turbulência na superfície da piscina de metal líquida.

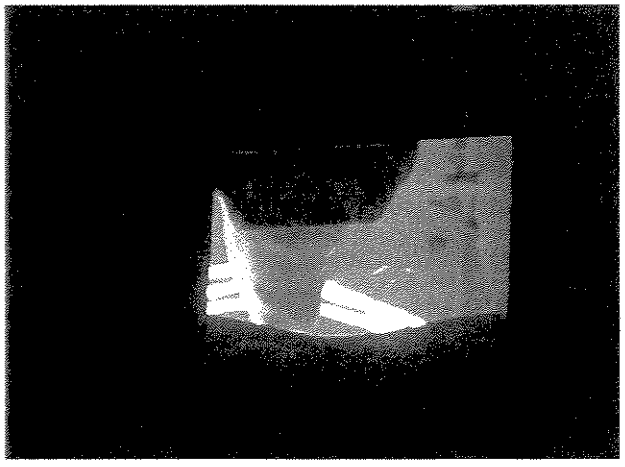


Figura 5.7. Recipiente intermediário entre o distribuidor e a cavidades entre rolos.

⇒ ***Realização de Corridas de Aço Inoxidável 304 no Equipamento***, sendo realizadas um total de cinco corridas na máquina, levantando-se os pontos que ainda necessitavam de melhorias, mudanças ou ajustes para obter o melhor desempenho do equipamento.

Figura 5.8. Corridas de aço inoxidável 304 no equipamento.

⇒ ***Aferição e Operação do Sistema de Automação e Controle da Máquina de Lingotamento Contínuo de Tiras***, incluindo as etapas de aprendizagem da linguagem de desenvolvimento do aplicativo, operação do supervisório, adaptação do supervisório instalado para todo a monitorização e controle da máquina durante as corridas às melhores condições encontradas durante a realização dessas, bem como melhoria dos relatórios finais e sistemas de emergência.

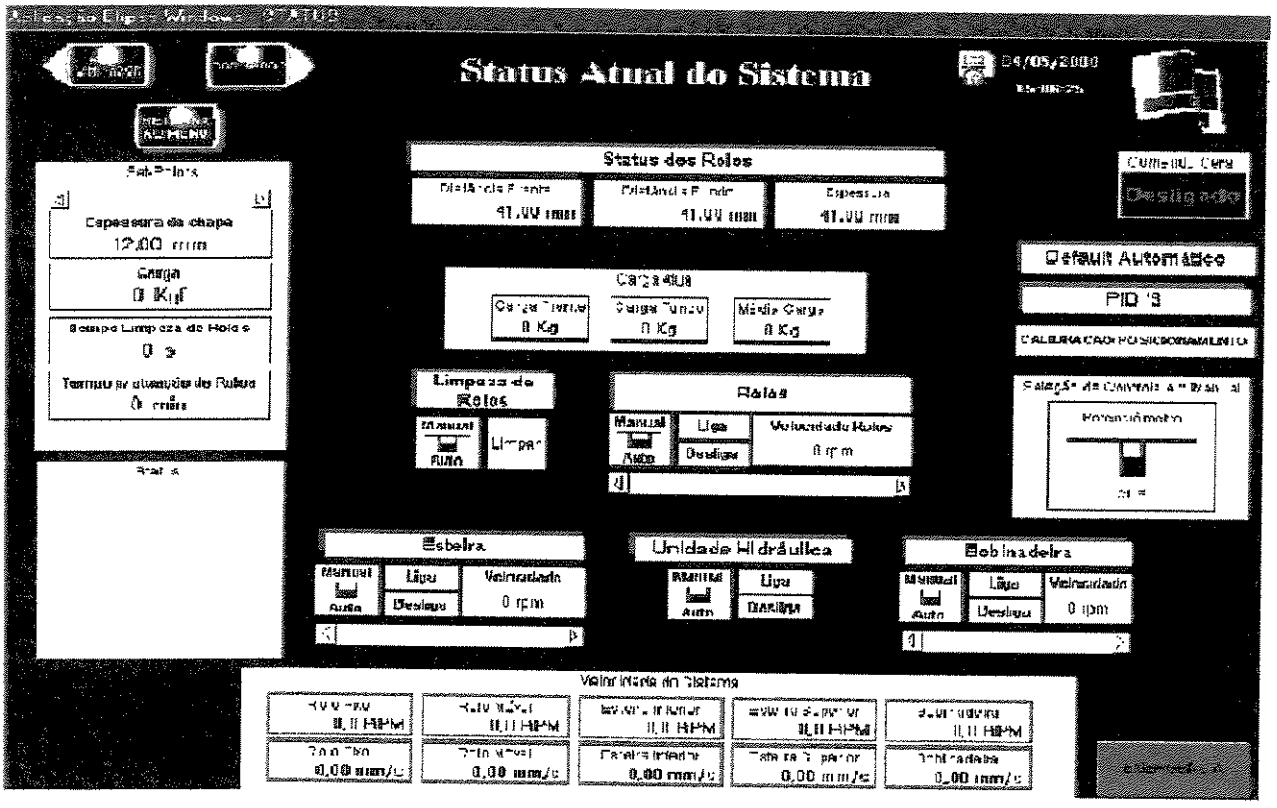


Figura 5.9. Tela *Status* do sistema de automação e controle da máquina de lingotamento contínuo de tiras do IPT/SP.

⇒ ***Reestruturação do Sistema de Acionamento dos Rolos (rotação e deslocamento)***, após a realização dessas corridas, foram realizadas novas modificações no equipamento no sentido de melhorar as discrepâncias observadas entre os valores reais do equipamento e os valores obtidos nos relatórios, consistindo de:

- modificação do sistema de acionamento dos rolos, substituindo o antigo sistema composto por dois motores separados, um para cada rolo, por um sistema de engrenagem e corrente para

sincronizar as rotações;

- eliminação de um dos pistões laterais de deslocamento do rolo móvel, reposicionando o outro na região central do eixo do rolo móvel, eliminando assim diferenças encontradas na espessura da tira, ou melhor, na distância entre rolos;

- eliminação de todo o sistema que continha acionamento hidráulico por um novo sistema de acionamento eletro-mecânico, diminuindo assim o tempo de resposta do atuador, no caso pistões hidráulicos substituídos por fusos de esferas e motor de passo, e melhorando a precisão de deslocamento dos pistões.

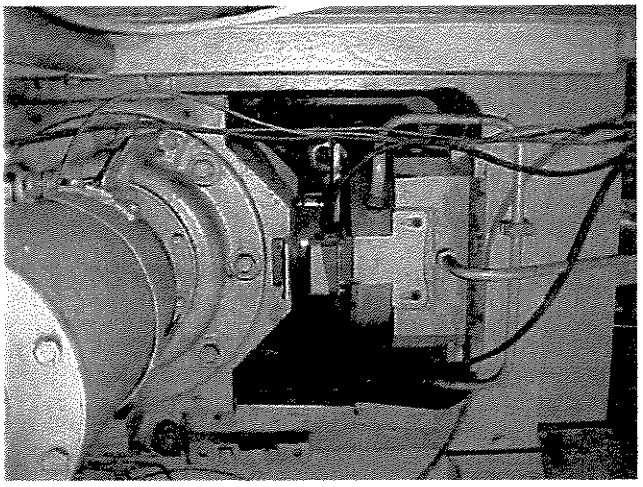


Figura 5.10. Reestruturação do sistema de acionamento dos rolos (rotação e deslocamento).

Capítulo 6

Resultados e Discussões

6.1. Modelo Matemático Proposto para o Lingotamento Contínuo Convencional

6.1.1. Comparações com Resultados Experimentais Obtidos em Aparato Experimental de Solidificação Unidirecional

Os resultados apresentados a seguir correspondem a ensaios preliminares do modelo unidimensional aplicado a sistemas estáticos de solidificação, objetivando a comparação dos resultados gerados pelo modelo de solidificação com resultados obtidos experimentalmente em laboratório, comprovando dessa forma a eficiência e precisão do modelo proposto. Os ensaios foram realizados com diferentes tipos de metais, incluindo ligas binárias e metais puros tais como alumínio puro, liga eutética Sn 39% Pb, Sn 10% Pb e Al 4,5% Cu, todas vazadas em molde de aço carbono e cobre, mas em função da grande quantidade de resultados ***[Santos, 2001]***, optou-se em apresentar apenas alguns. Para o caso de alumínio puro e da liga eutética Sn 39%Pb foi utilizada a proposta de Dusinberre no modelo matemático para tratar a transformação de fase (seção 3.1.1.2), e para o caso das ligas Sn 10%Pb e Al 4,5%Cu, a formulação proposta por Scheil (equação 3.24). A comparação entre os resultados experimentais e os simulados são mostrados nas Figuras 6.1, 6.2, 6.3 e 6.4, onde se observa a ótima concordância entre as curvas de temperaturas para diferentes pontos monitorados no metal e no molde. Os valores dos coeficientes de transferência de calor nas interfaces metal/molde e molde/ambiente para cada situação foram determinados por meio da técnica da comparação entre perfis térmicos simulados e experimentais, e são mostrados nas equações a seguir ***[Santos, 2001]***:

Alumínio Puro $h_i = 12500 * t^{-0,47}$ molde = 50 mm $h_{amb} = 6,4 * t^{0,15}$	Sn 39% Pb(eut) $h_i = 7800 * t^{-0,47}$ molde = 50 mm $h_{amb} = 5,3 * t^{0,15}$
Al 4,5% Cu $h_i = 8650 * t^{-0.17}$ molde = 63 mm $h_{amb} = 5,7 * t^{0.15}$	Sn 10% Pb $h_i = 9600 * t^{-0.47}$ molde = 50 mm $h_{amb} = 5,3 * t^{0.15}$

As condições de vazamento para cada ensaio estão mostradas ao lado dos gráficos correspondentes, sendo comparadas as temperaturas de termopares a 3 mm da interface metal/molde (no molde) e a 20 mm dessa (no metal). Em todos os ensaios adotaram-se temperaturas de vazamento 20% maiores que a temperatura de fusão do metal vazado (ou temperatura Liquidus de cada liga), exceto no caso do Al 4,5%Cu (10% maior). Todas as propriedades termofísicas dos materiais estão listadas nas Tabelas 5.1 e 5.2. A malha numérica utilizada no modelo matemático continha um número de divisões de tal forma que cada elemento apresentasse comprimento de 1mm, tanto para o caso do molde como para as divisões no metal. As condições iniciais das temperaturas do molde e do metal para o instante inicial nas simulações foram aquelas obtidas a partir dos termopares nos instantes antes do vazamento.

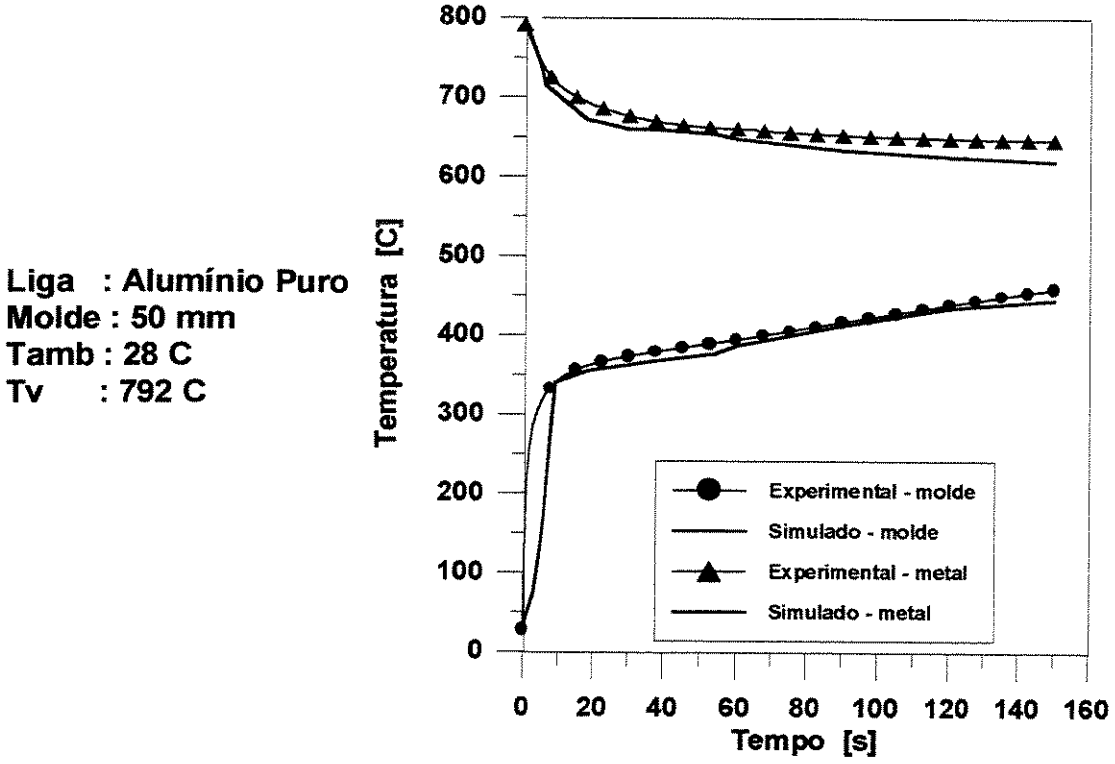


Figura 6.1. Comparação entre os resultados experimentais e simulados para a solidificação de alumínio puro vazado em molde de aço 1020 ($T_V = 1,2\ T_L$).

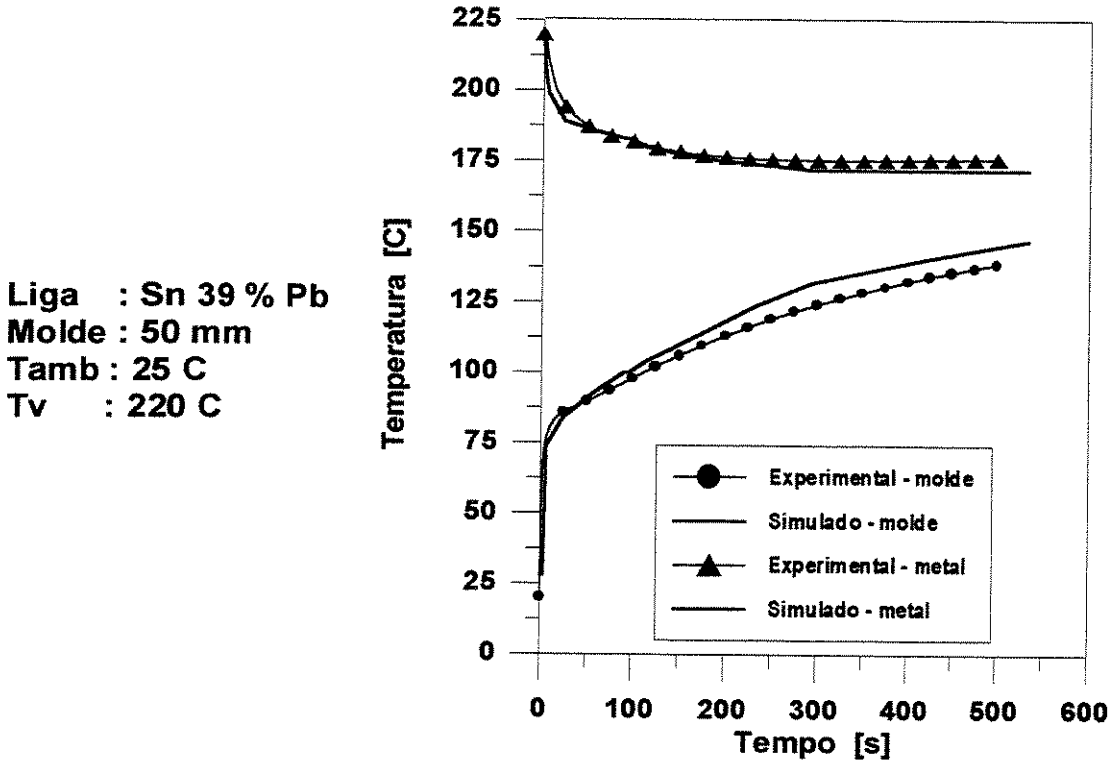


Figura 6.2. Comparação entre os resultados experimentais e simulados para a liga eutética Sn 39% Pb vazada em molde de aço 1020 ($T_V = 1,2\ T_L$).

Para as simulações das ligas Al 4,5%Cu e Sn 10%Pb (gráficos das Figuras 6.3 e 6.4), a formulação empregada foi à proposta por Scheil até o metal atingir a temperatura eutética da liga, sendo que a partir dessa temperatura, emprega-se a formulação de Dusinberre para a transformação da fração de líquido remanescente com composição eutética. Também no caso dos gráficos das Figuras 6.3 e 6.4, utilizou-se uma nova composição para o molde (aço carbono 1010) para o caso de Al 4,5%Cu e aço 1040 para o Sn 10%Pb, além de utilizar-se diferentes espessuras de molde, 63 e 50 mm, e temperaturas de vazamento 10 e 20 % maiores que a temperatura Liquidus das ligas, respectivamente. Como se pode observar, as maiores discrepâncias entre os resultados gerados pelo modelo matemático e os dados experimentais (aproximadamente 5°C) acontecem nos instantes finais do processo, onde a solidificação de todo o lingote já ocorreu, e quando a direcionalidade na extração de calor não mais se mantém.

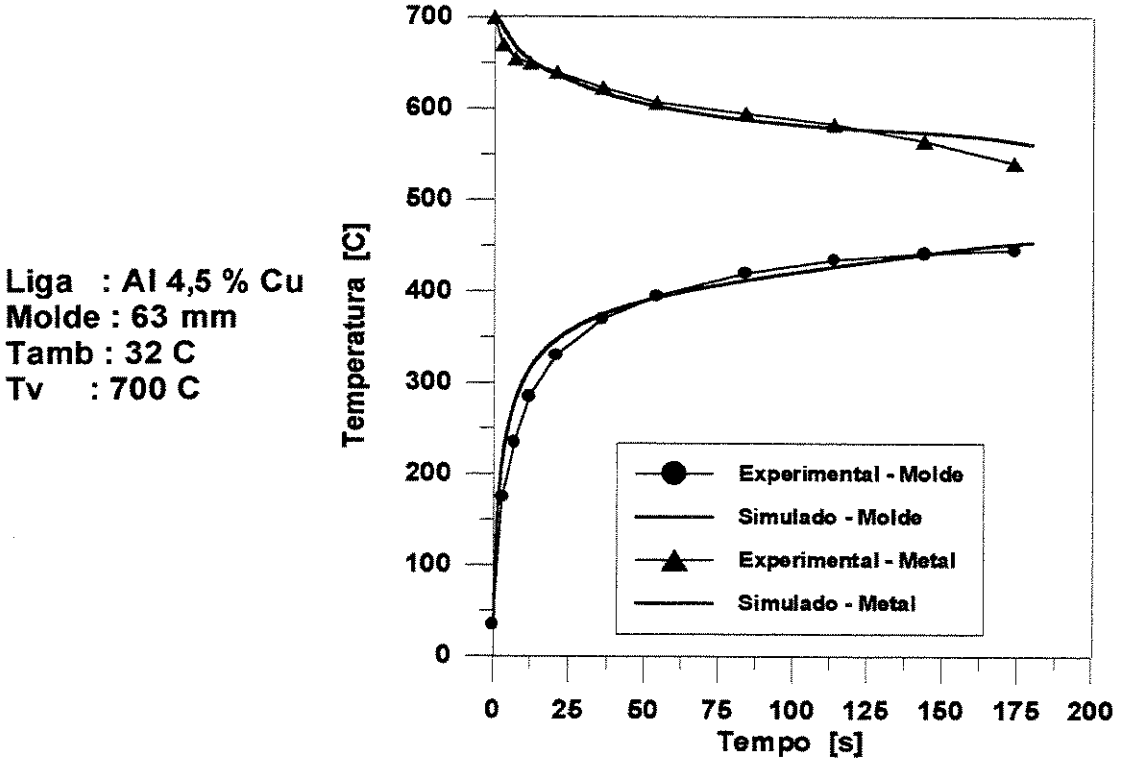


Figura 6.3. Comparação entre os resultados experimentais e simulados para a liga Al 4,5% Cu vazada em molde de aço 1010 ($T_V = 1{,}1\ T_L$).

Diante dos ótimos resultados obtidos e da versatilidade demonstrada pelo modelo matemático, desenvolveu-se um *software* aplicativo para Windows que opera integrado com o modelo matemático de solidificação e um banco de dados para molde e metal, possibilitando o cadastramento de vários materiais e suas respectivas propriedades termofísicas. Também possibilita a simulação dos mais diferentes tamanhos de moldes e cavidades de vazamento, permitindo a realização de várias simulações com diversas condições operacionais e posicionamento dos pontos monitorizados. Os resultados gerados são armazenados em arquivos *.dat*, de fácil manipulação em qualquer aplicativo gráfico.

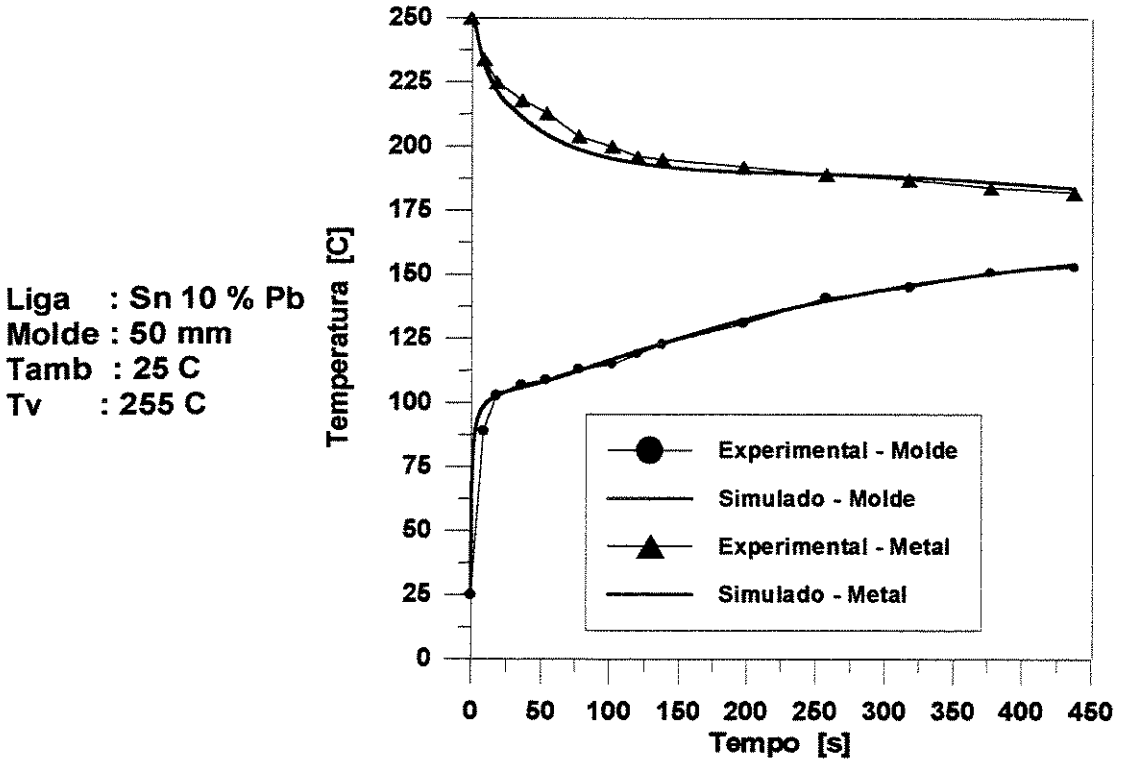


Figura 6.4. Comparação entre os resultados experimentais e simulados para a liga Sn 10% Pb vazada em molde de aço 1040 ($T_V = 1{,}2\ T_L$).

6.1.2. Comparações com Resultados da Literatura

Para validar o modelo proposto desenvolvido para o processo de lingotamento contínuo convencional, foram realizadas simulações utilizando parâmetros operacionais encontrados na literatura. Inicialmente realizou-se simulação para o caso de tarugos de aço 1010 (baixo teor de carbono), empregando a formulação da regra da alavanca, adotando h_{molde} constante ao longo de todo o cumprimento, objetivando, além de validar o modelo proposto, verificar a influência da adoção da condutividade térmica efetiva no metal líquido (seção 2.1.2.1). Os resultados gerados pelo modelo foram comparados com resultados simulados obtidos por Lally ***[Lally, 1990]***. Para essa situação, o autor adotou a consideração de $k_{ef} = 7.\ k_L$, para o metal líquido (não para o *mushy zone*) e $h_g = 2700\ W/m^2 K$. Os dados utilizados podem ser vistos na Tabela 6.1, e o gráfico da Figura 6.5 apresenta a evolução da casca sólida ao longo do molde.

A Figura 6.6 mostra a comparação entre os resultados obtidos para o caso de placas de aço inoxidável 304, adotando $k_{ef} = 3.\ k_L$ e a Tabela 6.2 apresenta os parâmetros de entrada dos modelos. Para esse caso, foi empregada a formulação de Scheil, segundo Brooks ***[Brooks, 1991]***.

Tabela 6.1. Parâmetros de entrada dos modelos matemáticos – Tarugos ***[Lally, 1990]***.

Molde					
Dimensões:	Comprimento [m] = 0,61	Largura [m] = 0,18	Espessura [m] = 0,18		
Refrigeração:	Temp. de Refrigeração [°C] = 25	Coef. de Retirada de Calor [W/m^2.K] = 2700			
Metal: Aço Carbono 1010					
c_S [J/kg.K] = 682	ρ_s [kg/m^3] = 7400	k_S [W/m.K] =36,6	L [J/kg] = 272.000		
c_L = 710	ρ_L = 7000	k_L = 36,6	T_S [°C] = 1477	T_L =1522	T_f = 1535
Parâmetros de Controle					
Velocidade de Produção [m/s] = 0,030					
Temp. de Vazamento do Metal Líquido. [°C] = 1600					

Tabela 6.2. Parâmetros de entrada dos modelos matemáticos – Placas ***[Lally, 1990]***.

Molde					
Dimensões:	Comprimento [m] = 0,76	Largura [m] = 1,32	Espessura [m] = 0,20		
Refrigeração:	Temp. de Refrigeração [°C] = 25	Coef. de Retirada de Calor [W/m^2.K] = 1100			
Metal: Aço Inoxidável 304					
c_S [J/kg.K] = 628	ρ_s [kg/m^3] = 7500	k_S [W/m.K] =34,3	L [J/kg] = 270.000		
c_L = 712	ρ_L = 7500	k_L = 34,3	T_S [°C] = 1399	T_L =1449	T_f = 1535
Parâmetros de Controle					
Velocidade de Produção [m/s] = 0,0144					
Temp. de Vazamento do Metal Líquido. [°C] = 1500					

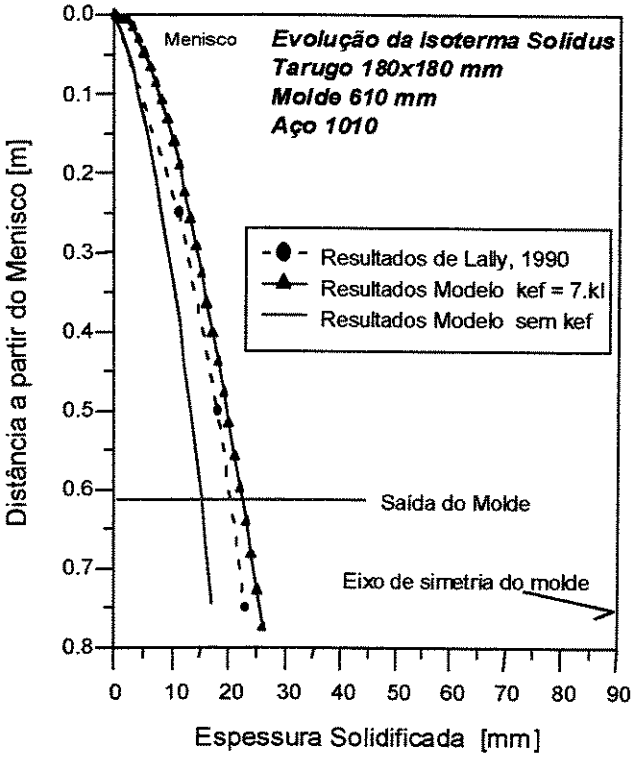


Figura 6.5. Comparação entre os resultados da evolução da casca sólida (tarugos) segundo dados de Lally, 1990.

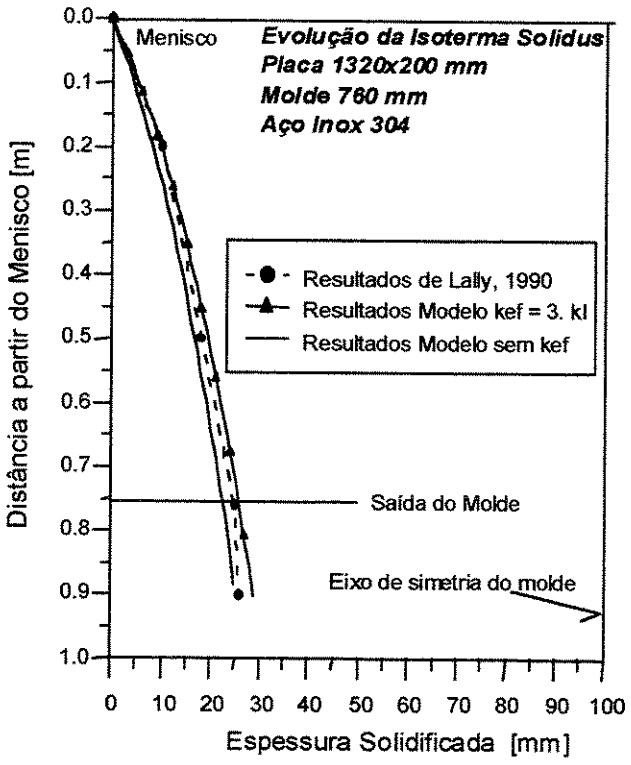


Figura 6.6. Comparação entre os resultados da evolução da casca sólida (placas) segundo dados de Lally, 1990.

Conforme observado pelos resultados, a adoção da condutividade térmica efetiva é uma ferramenta eficiente para aproximar as condições simuladas das condições reais de lingotamento, principalmente pela influência da convecção durante o vazamento de metal líquido no molde, sendo que os valores adotados são os mais recomendados segundo vários pesquisadores ***[Lally, 1990; Brimacombe, 1984; Toledo, 1993; Choudhary, 1993; Tiedje, 1993]***.

O modelo proposto também foi comparado com outro modelo matemático, sendo que nesse caso foi apresentada como resposta à temperatura da superfície do lingote ao longo do equipamento de lingotamento contínuo, incluindo molde, etapas de *sprays* e radiação livre. A Tabela 6.3 apresenta os parâmetros utilizados no modelo matemático desenvolvido por Cheung ***[Cheung, 1999]***, adotando h_g constante no molde e h_{sprays} segundo a formulação proposta por Bolle (Tabela 3.2).

Tabela 6.3. Parâmetros de entrada dos modelos matemáticos – Placas ***[Cheung, 1999]***.

Molde					
Dimensões:	Comprimento [m] = 0,90	Largura [m] = 1,2	Espessura [m] = 0,18		
Refrigeração:	Temp. de Refrigeração [°C] = 25	Coef. de Retirada de Calor [W/m^2.K] = 1800			
Metal: Aço Carbono 1010					
c_S [J/kg.K] = 670	ρ_s [kg/m^3] = 7400	k_S [W/m.K] = 29,36	L [J/kg] = 260.000		
c_L = 679	ρ_L = 7000	k_L = 25,4	T_S [°C] = 1495	T_L =1525	T_f = 1535

Sprays			
Zonas	***Comprimento [m]***	***Vazão [l/s]***	***h [W/m^2.K]***
1	0.7	11,55	1280
2	0.7	6,84	960
3	0.8	4,91	800
4	0.8	3,75	690
5	1.2	2,74	580
6	2.0	1,94	480

Parâmetros de Controle	
Velocidade de Produção [m/s] = 0,01167	
Comprimento Metalúrgico [m] = 10 m	
Coeficiente de Retirada de Calor na Radiação Livre [W/m^2.K] = 180	
Temp. de Vazamento do Metal Líquido [°C] = 1580	

Na Figura 6.7 é possível observar a ótima concordância existente entre as curvas geradas pelos dois modelos matemáticos, sendo as mínimas diferenças notadas explicadas em função do grau de refinamento das malhas numéricas. A Figura 6.8 mostra a comparação dos resultados gerados adotando números de divisões de malha diferentes para o caso do modelo proposto, objetivando determinar o valor necessário para manter a precisão dos resultados gerados e maximizar a tempo de processamento. Adotaram-se comprimentos de elemento de malha iguais a 1 mm e 2 mm, observando que, com esses valores, a diferença não foi significativa. Todavia, quando se trabalha com malhas maiores, os resultados já começam a apresentar discrepância entre si.

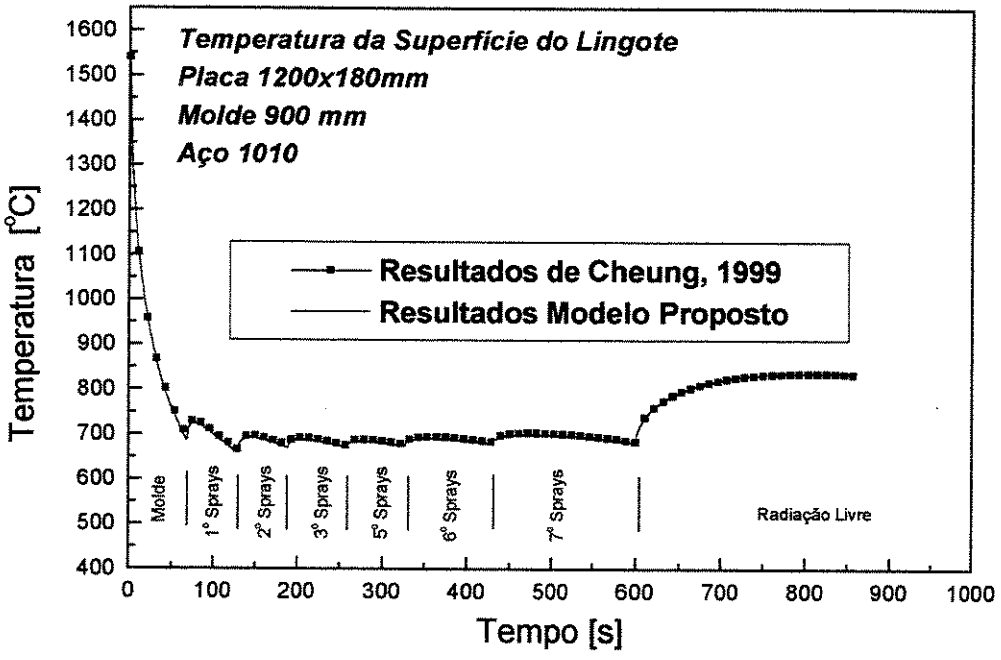


Figura 6.7. Comparação da variação da temperatura da superfície do lingote ao longo do processo entre os modelo proposto e dados da literatura.

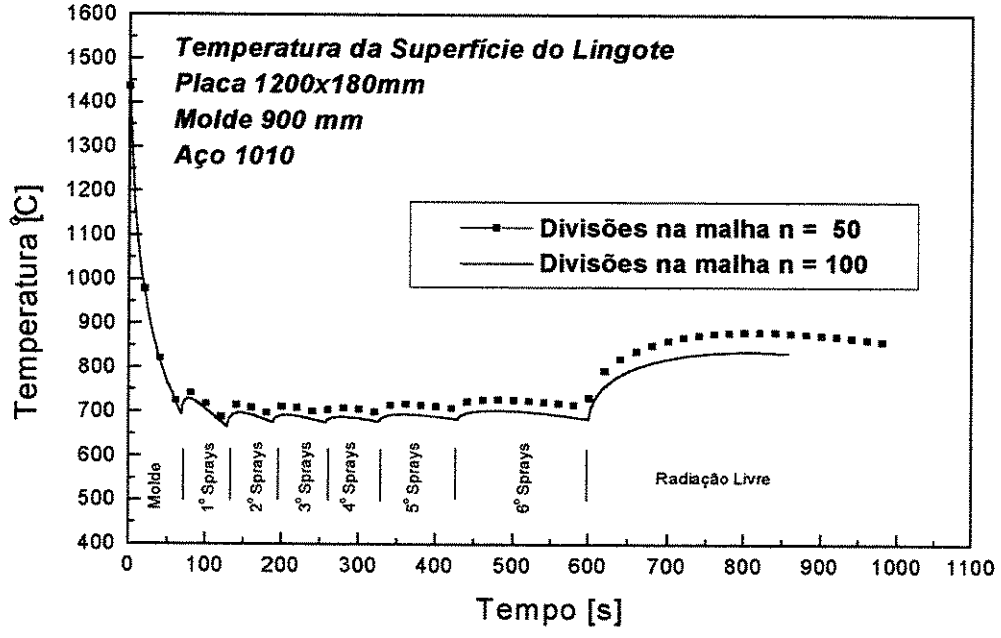


Figura 6.8. Comparação da variação da temperatura da superfície do lingote ao longo do processo para o modelo proposto adotando diferentes números de divisões na malha numérica.

Temperatura da Superfície do Lingote (Industrial - Tarugos)

Para selecionar a melhor formulação de h_{molde} e h_{sprays}, foram realizadas várias simulações empregando as equações das Tabelas 3.1 e 3.2, confrontando-se os resultados com dados de temperatura da superfície do lingote obtidos experimentalmente em equipamentos industriais de tarugos. O comportamento das diferentes formulações, tanto para a região do molde como para a região dos *sprays* pode ser observado nas Figuras 6.9 e 6.10. Os parâmetros de entrada empregados para essas simulações são apresentados na Tabela 6.4.

Tabela 6.4. Parâmetros de entrada de equipamento e aço 1080 (alto teor de carbono) - Tarugos ***[Louhenkilpi, 1994]***.

Molde					
Dimensões:	Comprimento [m] = 0,60	Largura [m] = 0,16	Espessura [m] = 0,16		
Refrigeração:	Temp. de Refrigeração [°C] = 25	vazão = 20,08 l/s			
Metal: Aço Carbono 1080					
c_s [J/kg.K] = 678	ρ_s [kg/m^3] = 7850	k_s [W/m.K] =30,13	L [J/kg] = 260.000		
c_L = 758	ρ_L = 7300	k_L = 34,5	T_s [°C] = 1360	T_L =1458	T_f = 1535

Sprays			
Zonas	Comprimento [m]	Vazão [l/min]	Vazão [l/s]
1	2,80	88	1,47
2	1,80	69	1,15
3	2,70	33	0,55

Parâmetros de Controle	
Velocidade de Produção [m/s] = 0,0245	Comprimento Metalúrgico [m] = 10
Temp. de Vazamento do Metal Líquido. [°C] = 1485	

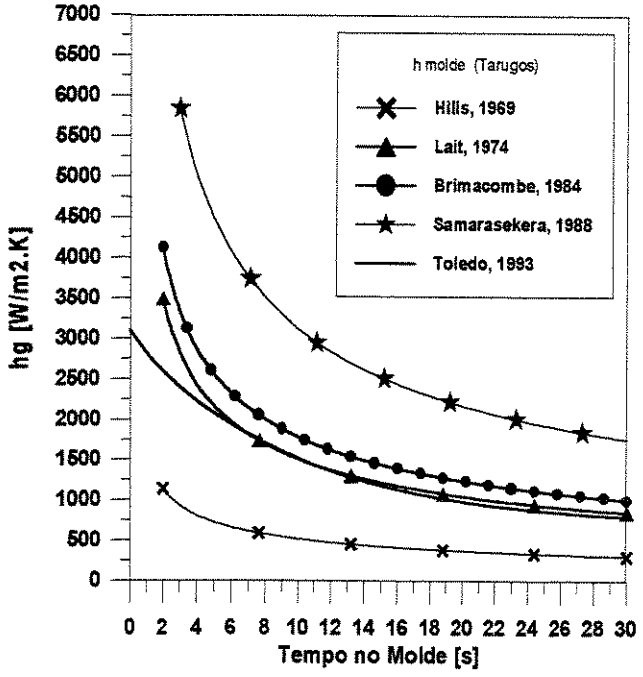


Figura 6.9. Comportamento de h_{molde}.

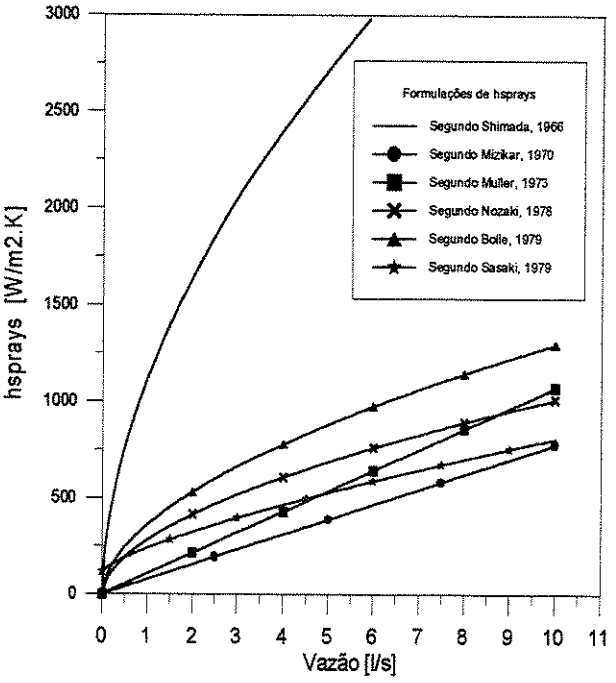


Figura 6.10. Comportamento de s_{prays}.

As equações calculadas pela metodologia da seção 2.1.2 e empregadas no modelo matemático para h_g no molde em função da posição para essa situação em particular são:

Hills, 1969 $h_g = 260 \,.\, (t \,.\, V_{ling})^{-0,489}$ [W/m^2.K];

Lait, 1974 $h_g = 720 \,.\, (t \,.\, V_{ling})^{-0,523}$ [W/m^2.K];

Samarasekera, 1988 $h_g = 1490 \,.\, (t \,.\, V_{ling})^{-0,523}$ [W/m^2.K];

Brimacombe, 1984 $h_g = 850 \,.\, (t \,.\, V_{ling})^{-0,523}$ [W/m^2.K]; e

Toledo, 1993 $h_g = (0,07128\, e^{-t} + 2,328\, e^{-t/9,5} + 0,0698) \,.\, 1000$ [W/m^2.K].

A Figura 6.11 apresenta alguns dos resultados obtidos por simulação matemática. Como foram realizadas várias simulações, e o número de gráficos seria muito grande, estabeleceu-se que seriam apresentados apenas alguns dos resultados mais significativos para o estudo. Para esse caso, os resultados experimentais para comparação foram obtidos no trabalho de Louhenkilpi ***[Louhenkilpi**, 1994]*, e as curvas apresentadas referem-se às formulações de Toledo, Samarasekera, Brimacombe, e um valor constante e igual a 2000 W/m^{2}K para o molde, e Bolle e Shimada para os *sprays*. Isso se deve ao fato da formulação de Hills para o molde apresentar

valores muitos baixos para hg, o que faz com que a temperatura da superfície na saída do molde seja muito alta e a formação de uma casca solidificada pouco espessa. Conforme se pode observar no gráfico para a região do molde, as formulações de Toledo e Brimacombe apresentaram melhores concordâncias, sendo que a formulação proposta por Samarasekera apresenta valores de h_g muito altos. Nota-se, também, que utilizando a formulação de Brimacombe, encontram-se valores mais baixos para a temperatura na saída do molde do que a experimental, enquanto que a adoção de um valor constante e igual a 2000 W/m^2K gera valores de temperatura acima da experimental. Para os *sprays*, utilizaram-se as formulações de Mizikar, Bolle e Shimada, onde se observa que os melhores resultados foram obtidos com a formulação de Bolle, sendo que as outras formulações apresentam valores muito baixos ou muito altos para a temperatura da superfície ao longo das zonas de sprays.

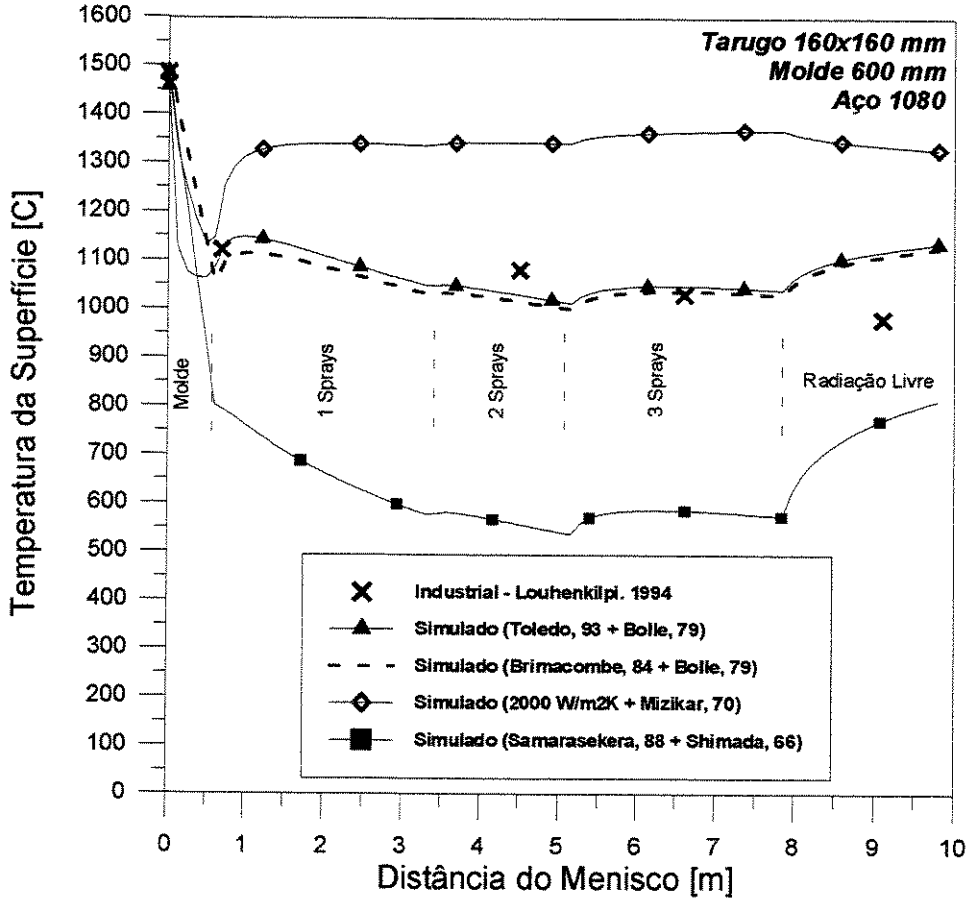


Figura 6.11 – Comparação entre os resultados da temperatura da superfície do lingote para as diferentes metodologias de determinação de h_g no molde para o caso de tarugos.

Diante dos resultados obtidos pelo modelo matemático proposto e suas comparações com resultados de modelo matemáticos encontrados na literatura e dados obtidos experimentalmente em equipamentos de lingotamento contínuo, pode-se concluir que as melhores formulações para abordar o problema da transferência de calor nas regiões do molde e dos *sprays* são, para o caso de tarugos: h_{molde} : Toledo, 1993 ; h_{sprays} : Bolle, 1979, não havendo a necessidade da utilização da adoção de k_{ef}.

Temperatura da Superfície do Lingote (Industrial - <u>Placas</u>)

A Tabela 6.5 apresenta os dados utilizados no modelo para a simulação da temperatura da superfície do lingote (placas) e posterior comparação com curvas industriais para o caso de aço 1012 (baixo teor de carbono), sendo a curva experimental obtida através da monitorização com pirômetros ópticos ***[El-Bealy, 1997]***.

Para a simulação não se empregou a condutividade efetiva no líquido, já que os valores no molde apresentaram ótima concordância. As equações empregadas no modelo matemático para h_g no molde em função do tempo ou da posição são:

Hills, 1969 $h_g = 235 \,.\, (t \,.\, V_{ling})^{-0,514}$ [W/m^2.K];

Lait, 1974 $h_g = 650 \,.\, (t \,.\, V_{ling})^{-0,515}$ [W/m^2.K];

Samarasekera, 1988 $h_g = 860 \,.\, (t \,.\, V_{ling})^{-0,515}$ [W/m^2.K]; e

Toledo, 1993 $h_g = (0,07128\, e^{-t} + 2,328\, e^{-t/9,5} + 0,0698) \,.\, 1000$ [W/m^2.K].

e as formulações para a região dos *sprays* são as mesmas apresentadas na Tabela 3.2, alterando-se apenas as vazões e velocidade de lingotamento.

A Figura 6.12 apresenta o comportamento de h_g no molde em função das diferentes formulações propostas para o caso de placas.

Tabela 6.5. Parâmetros de entrada de equipamento e aço 1012 (baixo teor de carbono) - Placas *[El-Bealy, 1997]*.

Molde					
Dimensões:	Comprimento [m] = 0,70	Largura [m] = 1,68		Espessura [m] = 0,22	
Refrigeração:	Temp. de Refrigeração [°C] = 25	vazão = 20,08 l/s			
Metal: Aço Carbono 1012					
c_S [J/kg.K] = 700	ρ_s [kg/m^3] = 7400	k_S [W/m.K] = 28	L [J/kg] = 260.000		
c_L = 700	ρ_L = 7400	k_L = 28	T_s [°C] = 1471	T_L =1541	T_f = 1535

Sprays			
Zonas	Comprimento [m]	Vazão [l/min]	Vazão [l/s]
1	0,485	230	3,83
2	0,900	215	3,58
3	1,285	160	2,66
4	1,580	200	3,33
5	1,280	123	2,10
6	1,540	100	1,66
7	2,380	280	4,66
8	4,500	118	1,96

Parâmetros de Controle	
Velocidade de Produção [m/s] = 0,0183	Comprimento Metalúrgico [m] = 14
Temp. de Vazamento do Metal Líquido [°C] = 1600	

O gráfico da Figura 6.13 mostra a comparação entre os resultados experimentais com resultados obtidos pelo modelo matemático proposto, sendo que a formulação de Samarasekera foi a que apresentou melhor concordância. Para as regiões de *sprays* a formulação de Shimada foi a melhor aplicada, sendo que as outras formulações apresentaram resfriamento brando, como pode ser visto pela curva que utiliza a formulação de Bolle. Os erros observados entre os valores, principalmente para a zona 6, podem ser atribuído às leituras experimentais obtidas pelos pirômetros ópticos, já que segundo os dados de vazão, essa região tem valores menores que quando comparados com outras regiões, o que não possibilita um resfriamento tão intenso nessa zona.

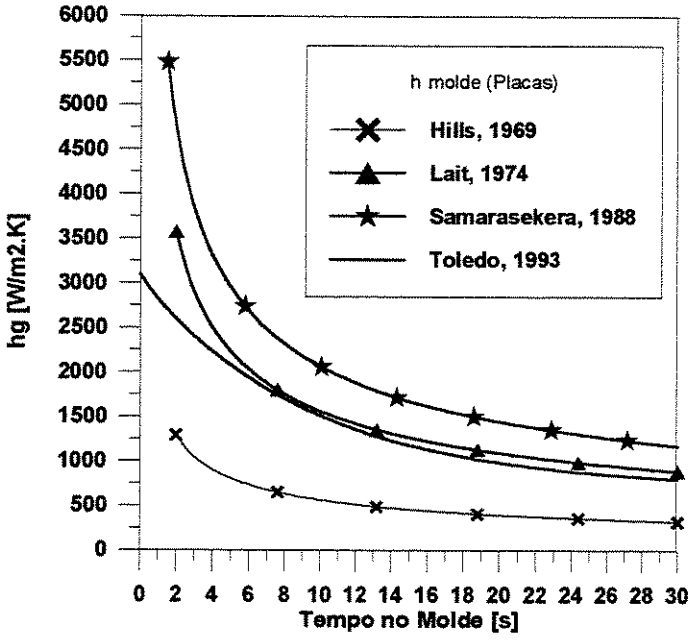


Figura 6.12. Comportamento de h_{molde}.

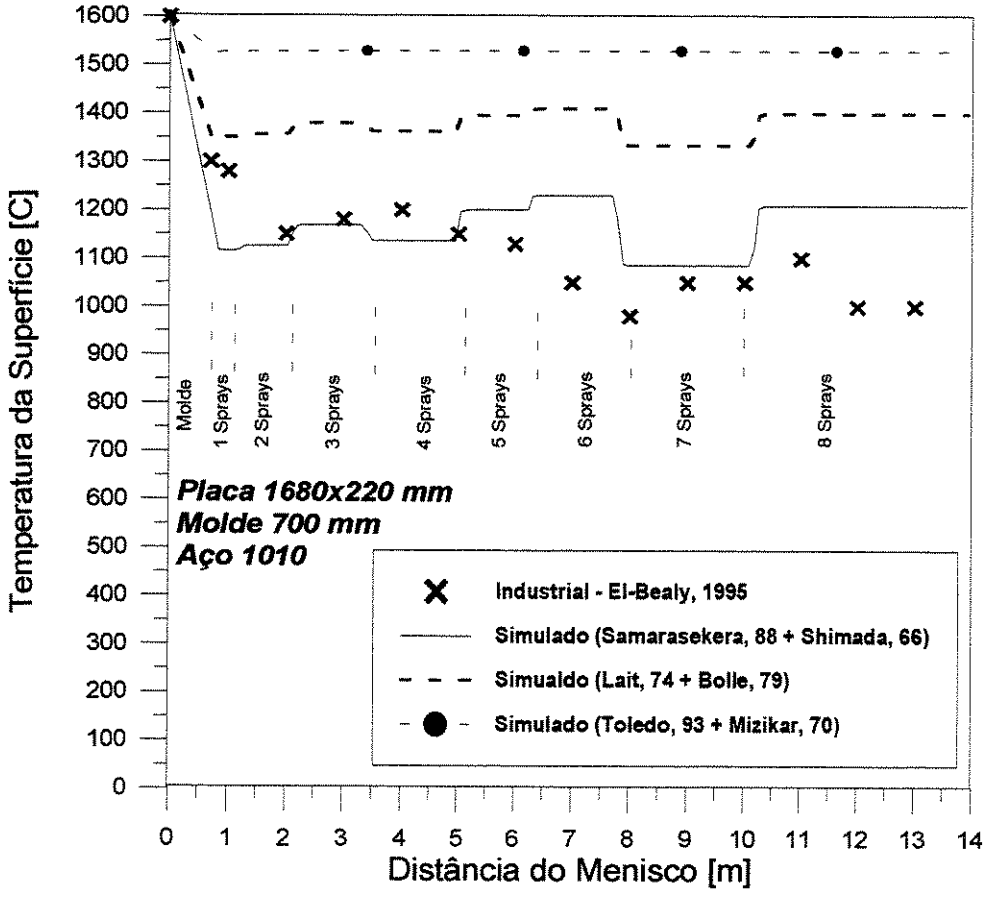


Figura 6.13. Resultados da temperatura da superfície do lingote (placas).

Diante dos resultados obtidos pelo modelo matemático proposto e suas comparações com resultados de modelo matemáticos encontrados na literatura e dados obtidos experimentalmente em equipamento de lingotamento contínuo, pode-se concluir que as melhores formulações para abordar o problema da transferência de calor nas regiões do molde e dos *sprays* são, para o caso de placas: h_{molde}; Samarasekera, 1988 ; h_{sprays}: Shimada, 1966.

6.1.3. Resultados Obtidos com Técnicas de Otimização

Os gráficos das Figuras 6.14 e 6.15 apresentam, respectivamente, os resultados gerados utilizando os valores nominais de vazão para as zonas de resfriamento do equipamento e otimizando as condições de resfriamento para o caso de tarugos segundo dados de Louhenkilpi, 1994 (Tabela 6.4).

O algoritmo busca primeiramente otimizar as condições de refrigeração no molde, objetivando atender às restrições impostas para a etapa, consistindo da mínima espessura da camada solidificada e temperatura mínima da superfície na saída do molde. Atendida essas restrições, o programa busca otimizar as condições da região de *sprays*, onde o perfil térmico do lingote em cada zona é analisado, buscando manter a temperatura da superfície dentro da faixa admissível para o processo. Se alguma restrição for violada, o algoritmo sugere modificação nas condições de refrigeração da etapa, aumentando ou diminuindo a vazão de água, e calculando novamente o perfil térmico. O objetivo principal do algoritmo é manter um comportamento térmico mais homogêneo do lingote na região de resfriamento secundário, bem como proporcionar que o lingote atinja na etapa de desempeno totalmente solidificado e com temperaturas aceitáveis tal operação. Atendidas todas as restrições metalúrgicas, o programa visa aumentar a produção, incrementando a velocidade de lingotamento e analisando novamente os resultados obtidos para que nenhuma das restrições metalúrgicas seja violada. Caso isso não seja possível, o programa retorna os valores encontrados como ótimos para as condições operacionais do processo, fornecendo um relatório com dados do processo de solidificação e das condições operacionais atuais e otimizadas.

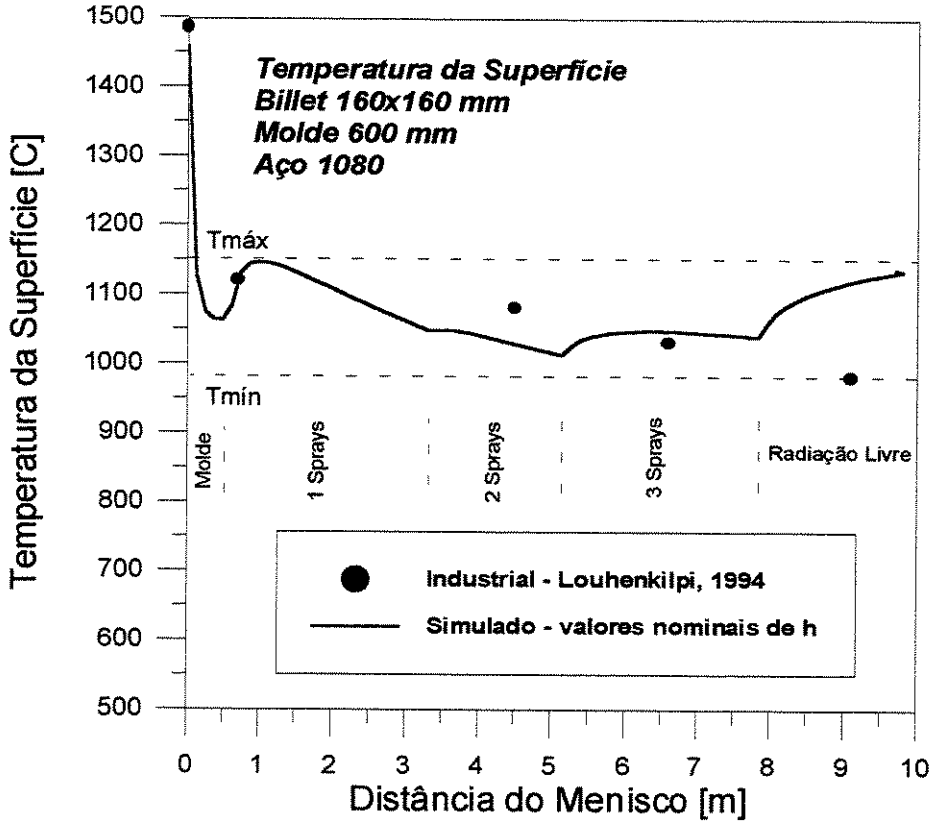


Figura 6.14. Comparação entre resultados experimentais da temperatura de superfície do lingote e resultados simulados obtidos com os valores nominais de vazão de água (formulação de Bolle, 1979).

Adotou-se o valor de 200 $W/m^2.K$ para o coeficiente de transferência de calor, na região de radiação livre. Esse valor foi comparado , analiticamente, com os valores experimentais para a temperatura da superfície do lingote nessa região ***[Santos, 1997]***.

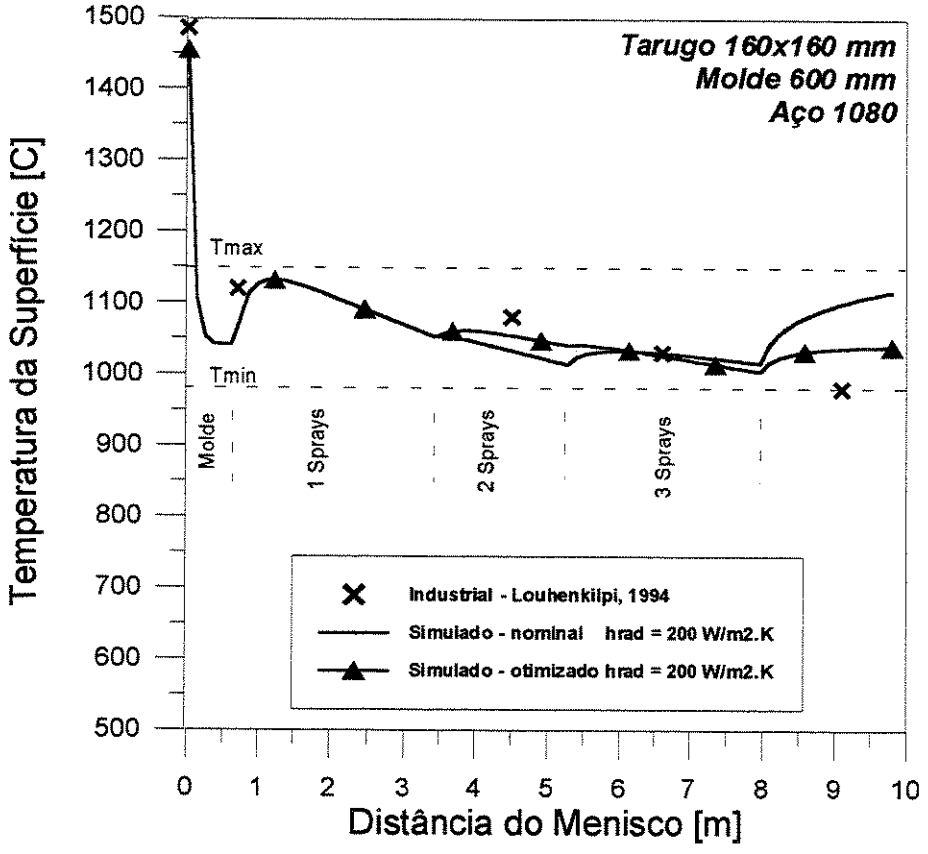


Figura 6.15. Comparação entre resultados experimentais da temperatura de superfície do lingote (tarugo) e resultados simulados obtidos com os valores otimizados de vazão de água.

Como resultados finais para as vazões de água para as diferentes regiões de resfriamento por sprays, obtiveram-se os dados mostrados na seguinte tabela a seguir.

Regiões de *Sprays*	Vazão Nominal [l/s]	Vazão Otimizada [l/s]
1	1,47	1,2
2	1,15	0,8
3	0,55	0,7

Como se pode observar pelo gráfico da Figura 6.15, a concordância do comportamento térmico na região próxima da saída do molde é muito boa, e o perfil térmico obtido ao longo das regiões de *sprays* apresenta-se mais homogêneo, com menores gradientes térmicos, principalmente na saída dos *sprays* e região de radiação livre. Pelos valores de vazão, os

resultados otimizados indicam redução no consumo de água nas regiões 1 e 2 de *sprays* (18,3% para a região 1 e 30% para a região 2), e um aumento na região 3, objetivando diminuir o reaquecimento da temperatura da superfície do lingote na região de desempeno e corte (21,4%). Nesse caso, não foi possível aumentar a velocidade de lingotamento, já que isso implicaria em não atender alguma das restrições metalúrgicas impostas ao processo. Como não se dispõe de dados relativos aos parâmetros operacionais da máquina e do processo, não foi possível realizar a otimização dessas variáveis. No entanto, a base de conhecimento, regras e estratégias para analisar esses parâmetros e sugerir as condições mais recomendadas, segundos as mais recentes pesquisas no tema lingotamento contínuo convencional, se encontram prontas e testadas, restando agora a comprovação com dados reais de alguma empresa siderúrgica do setor, o que vem sendo proposto como trabalho futuro na continuação do *software*.

Para o caso de placas, empregaram-se os dados operacionais da Tabela 6.5, e os resultados otimizados são mostrados no gráfico da Figura 6.16.

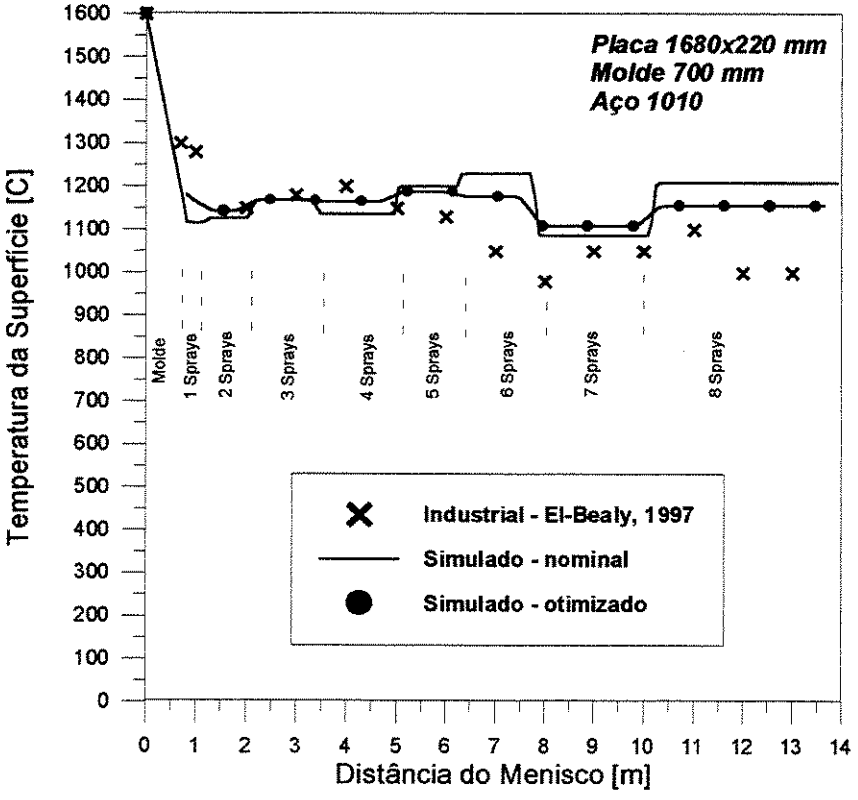


Figura 6.16. Comparação entre resultados experimentais da temperatura de superfície do lingote (placa) e resultados simulados obtidos com os valores otimizados de vazão de água.

Como resultados finais para as vazões de água para as diferentes regiões de resfriamento por sprays, obtiveram-se os dados mostrados na tabela a seguir:

Regiões de *Sprays*	Vazão Nominal [l/s]	Vazão Otimizada [l/s]
1	3,83	2,58
2	3,58	3,20
3	2,66	2,66
4	3,33	2,72
5	2,10	2,30
6	1,66	2,50
7	4,66	4,00
8	1,96	2,92

Como aconteceu para o caso de tarugos, pode-se observar pelo gráfico da Figura 6.16 que a concordância do comportamento térmico na região próxima da saída do molde é muito boa, e o perfil térmico obtido ao longo das regiões de *sprays* apresenta-se mais homogêneo, com menores gradientes térmicos, principalmente na 6ª zona de *sprays* e saída da região de *sprays*. Pelos valores de vazão, os resultados otimizados indicam redução no consumo de água nas regiões 1, 2, 4 e 7 de *sprays* (32% para a região 1; 10% para a região 2; 18% para a região 4, e 14% para a 7), e aumento nas regiões 5, 6 e 8 (8% para a região 5; 33% para a 6, e 32% para a 8), sendo que a região 3 manteve-se inalterada. Nesse caso, também não foi possível aumentar a velocidade de lingotamento, já que isso implicaria em não atender à restrição metalúrgica da espessura da casca sólida na saída do molde. Nos dois casos otimizados, o ponto de fechamento do poço líquido ou ponto de final da solidificação ocorreu antes da região de desempeno e corte, ou seja, dentro do comprimento metalúrgico do equipamento. É importante ressaltar que esses valores foram otimizados em função das formulações adotadas e das condições operacionais de lingotamento, o que limita o processo de otimização dos parâmetros operacionais em função das poucas informações encontradas na literatura. A aplicação do programa em um equipamento real de lingotamento contínuo, onde as temperaturas obtidas durante o processo podem realimentar o modelo matemático, apresenta-se como uma ferramenta versátil na busca do melhor comportamento térmico do lingote ao longo de todas as etapas do processo, permitindo mudanças nas condições de refrigeração durante a corrida.

6.2. Modelo Matemático Proposto para o Lingotamento Contínuo de Tiras

6.2.1. Comparações com Resultados da Literatura

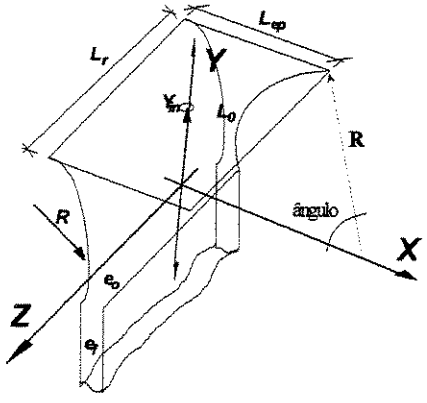
Os resultados apresentados correspondem a simulações realizadas pelo modelo matemático desenvolvido para análise do processo de solidificação no equipamento *Twin-Roll*, gerando-se curvas representativas do posicionamento das isotermas Solidus e Liquidus, bem como curvas que mostram a evolução da temperatura em pontos localizados no metal. Inicialmente, compararam-se os resultados do modelo com resultados obtidos por modelo matemático desenvolvido por Saitoh e outros ***[Saitoh, 1989]***. As propriedades termofísicas dos materiais simulados e os parâmetros de entrada do equipamento e de operação são apresentados nas Tabelas 6.6 e 6.7. As propriedades termofísicas do metal de trabalho, assim como os parâmetros de entrada do modelo numérico pertinentes às simulações geradas são apresentadas nas tabelas que se seguem ***[Santos, 2000A]***.

Tabela 6.6. Propriedades termofísicas da liga Sn 15%Pb ***[Saitoh, 1989]***.

Propriedade Física	Unidade	Sn 15%Pb
Condutividade térmica no sólido (k_S)	W/m.K	50,2
Condutividade térmica no líquido (k_L)	W/m.K	21,0
Calor específico no sólido (c_S)	J/kg.K	230
Calor específico no líquido (c_L)	J/kg.K	250
Densidade no sólido (ρ_S)	kg/m^3	7.200
Densidade no líquido (ρ_L)	kg/m^3	7.200
Calor Latente (L)	J/kg	159.106
Temperatura Liquidus (T_L)	^oC	208
Temperatura Solidus (T_S)	^oC	183

Tabela 6.7. Parâmetros de entrada do modelo numérico *[Saitoh, 1989]*.

Parâmetro de Entrada	Unidade	Valor
Diâmetro dos rolos (cobre)	mm	89
Temperatura de superfície do rolo refrigerado	°C	17
Comprimento da piscina no plano XY (L_{ep})	mm	30
Largura da tira	mm	100
Ângulo entre a superfície da piscina e "*saída*"	o	43
Velocidade dos rolos (V_r)	rpm	
Altura da piscina líquida (Y_{in})	mm	
Espessura das tiras (e_o)	mm	
Temperatura metal líquido no nível da piscina (T_V)	°C	209



As Figuras 6.17 e 6.18 apresentam os resultados da evolução das isotermas solidus e liquidus geradas no modelo proposto e comparadas com os resultados apresentados no modelo sugerido por Saitoh. No ensaio da liga Sn-15%Pb, observa-se boa concordância dos resultados gerados neste trabalho com os apresentados na literatura. Pode-se destacar que o modelo proposto é mais versátil e flexível que o modelo sugerido pelos autores, já que pode ser efetivamente aplicável em sistemas com variações das propriedades térmicas dos materiais processados, bem como a manipulação da equação da condução de calor é mais imediata que a manipulação matemática sugerida pela literatura. Outro detalhe que merece destaque consiste no fato de que o modelo desenvolvido é maleável à aplicação de ligas que sejam melhores representadas por formulações de liberação de calor latente diferentes da linear. No caso das Figuras 6.17 e 6.18, utilizou-se, para a liga em questão, a formulação de Scheil para acompanhar a evolução da faixa de mudança de fase.

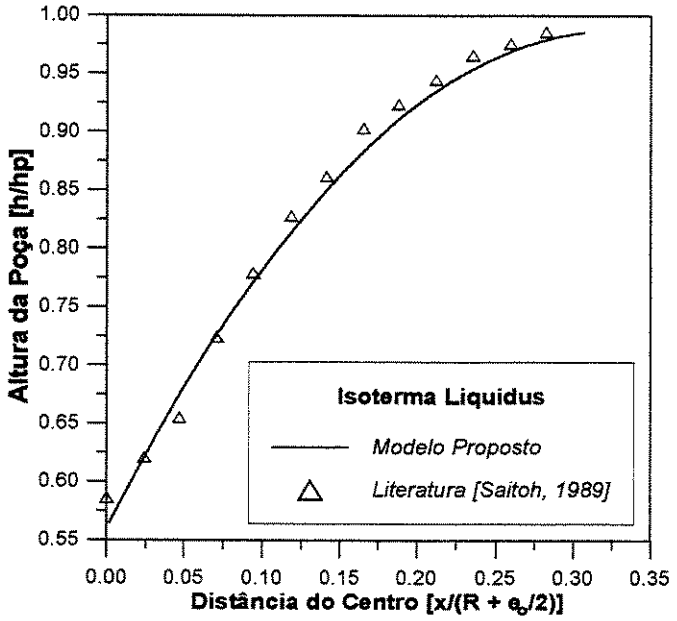


Figura 6.17. Evolução da Isoterma Liquidus: modelo proposto comparado com o modelo sugerido na literatura - Liga Sn-15%Pb.

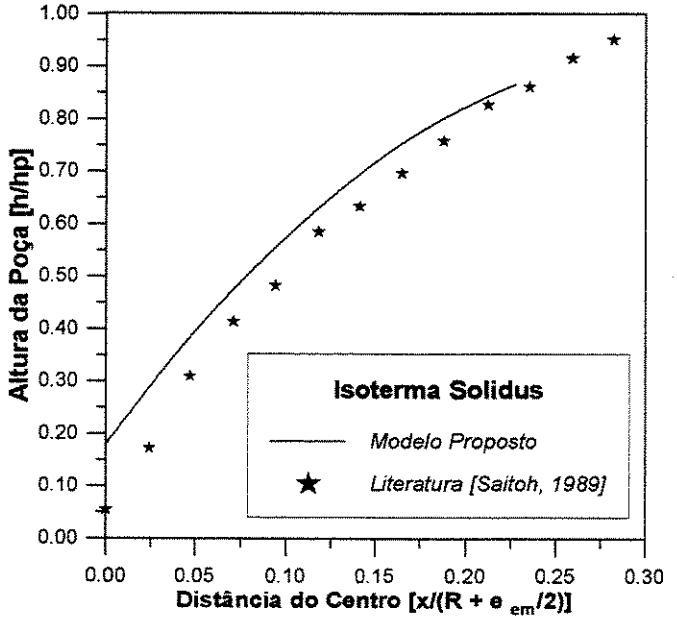


Figura 6.18. Evolução da Isoterma Solidus: modelo proposto comparado com o modelo sugerido na literatura - Liga Sn-15%Pb.

No modelo sugerido na literatura, seus autores trabalham com uma formulação linear de liberação de calor latente através de um ajuste no calor específico da zona pastosa, sendo que este procedimento, desnecessário em métodos numéricos, acumula erros à medida que se evolui dentro do intervalo de solidificação. Pode-se observar a melhor concordância da Figura 6.17, onde se comparou a isoterma Liquidus, sendo que a Figura 6.18 apresenta discrepâncias devido à formulação linear.

Com o objetivo de comprovar que a variação de parâmetros de entrada do modelo numérico, como propriedades termofísicas dos materiais e dimensões do equipamento influenciam nos resultados, uma nova simulação foi realizada para comparar os resultados gerados com resultados obtidos por Ha e colaboradores para a solidificação de aço inoxidável 304 ***[Ha, 1994]***. O modelo matemático utilizado pelos autores para descrever a transferência de calor no sistema emprega a equação geral da condução de calor na sua forma bidimensional e em coordenadas cilíndricas. Os dados utilizados para as simulações estão mostrados nas Tabelas 6.8 e 6.9.

Tabela 6.8. Propriedades termofísicas do aço inoxidável ***[Ha, 1994]***.

Propriedade Física	Unidade	Aço Inox 304
Condutividade térmica no sólido	W/m.K	29,9
Condutividade térmica no líquido	W/m.K	29,9
Calor específico no sólido	J/kg.K	681,45
Calor específico no líquido	J/kg.K	681,45
Densidade no sólido	kg/m^3	7.340,1
Densidade no líquido	kg/m^3	7.340,1
Calor latente	J/kg	260.000
Temperatura Liquidus	^oC	1.451
Temperatura Solidus	^oC	1.399

Como propriedades termofísicas dos rolos de cobre, os autores utilizaram como dados: condutividade térmica = 42,69 W/m.K, calor específico = 488,39 J/kg.K e densidade = 7.811,2 kg/m^3, e o valor constante de 9.000 W/m^2K para coeficiente de transferência de calor metal/rolo.

Tabela 6.9. Parâmetros de entrada do modelo numérico ***[Ha, 1994].***

Parâmetro de Entrada	Unidade	Valor
Diâmetro dos rolos (cobre)	mm	625
Temperatura de superfície do rolo refrigerado	^oC	420
Comprimento da piscina no plano XY	mm	125
Largura tira	mm	10
Ângulo entre a superfície da piscina e "*saída*"	o	53,13
Velocidade dos rolos	rpm	7,8
Espessura das tiras	mm	3,2
Altura da piscina líquida	mm	250
Temperatura do metal líquido no nível da piscina	^oC	1.500

A Figura 6.19 mostra a comparação entre os resultados obtidos pelos dois modelos em análise. Os principais valores a serem comparados com os resultados gerados pelo modelo proposto são mostrados a seguir:

Ponto de Fechamento da Piscina Líquida (P_S):	Modelo de Ha: $P_S = 16$ mm
Posição da Isoterma Solidus	Modelo proposto: $P_S = 20$ mm
Ponto Final da Região de *Mushy Zone* (P_L):	Modelo de Ha: $P_L = 47$ mm
Posição da Isoterma Liquidus	Modelo proposto: $P_L = 45$ mm

É interessante notar que a maior diferença se refere ao caso da posição da Isoterma Solidus (4 mm), o que se deve principalmente ao tratamento para a determinação da fração de

sólido formado com a temperatura, onde os autores utilizaram a regra da alavanca. O modelo proposto trabalha com a formulação de Scheil para o caso de aços inoxidáveis.

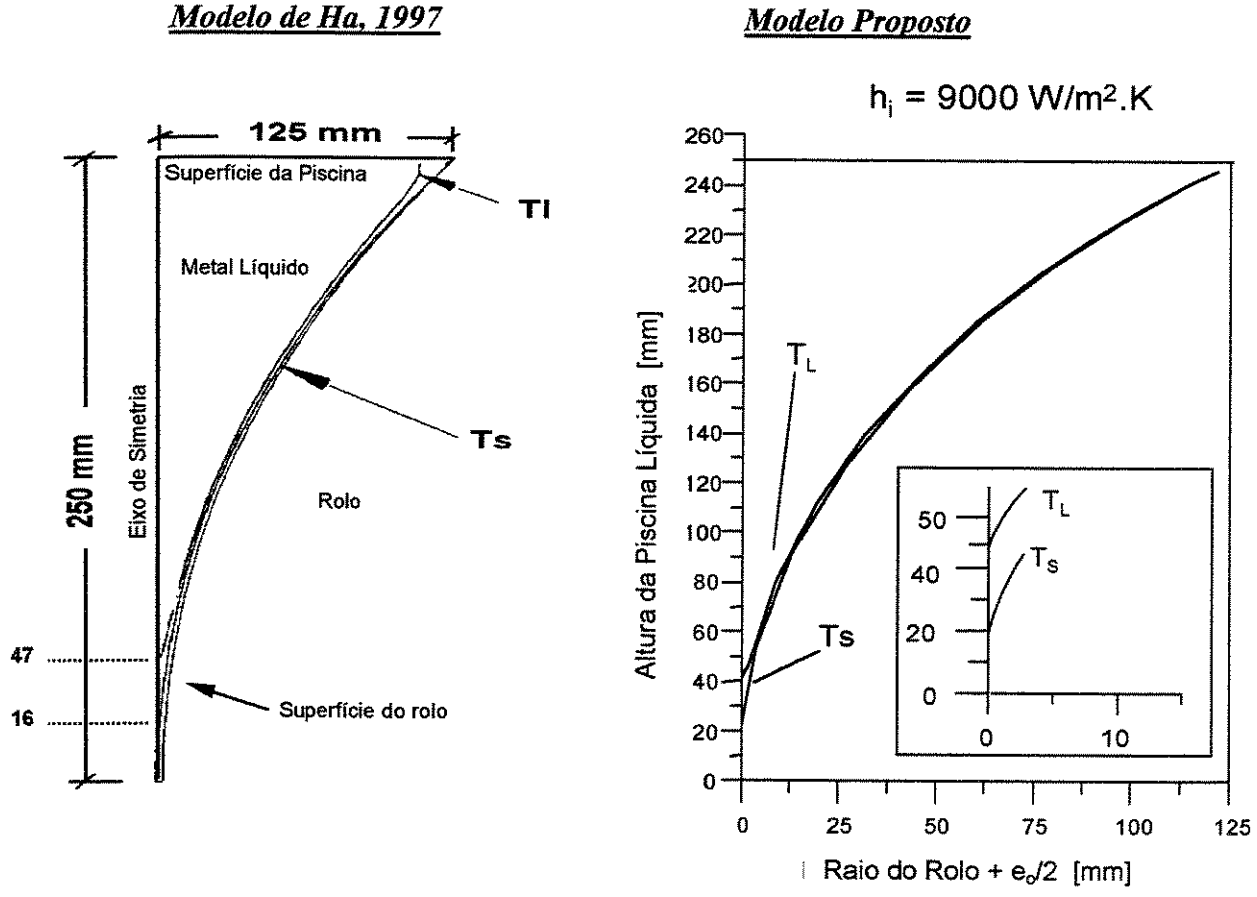


Figura 6.19. Comparação entre a posição das Isotermas Solidus e Liquidus (A) literatura ***[Ha, 1994]***; (B) modelo proposto - aço inoxidável 304.

O número de divisões de elementos de malha utilizado foi de 40 na direção x e 91 na direção y, e os campos térmicos calculados referem-se à situação alcançada após 10 revoluções dos rolos. Para o caso do modelo proposto, foi utilizada uma malha numérica com 390 elementos na região da superfície do metal líquido, e 5 elementos para a região de menor espaçamento entre rolos.

Uma outra análise do comportamento térmico e elasto-plástico dos rolos e do metal solidificado foi feita pelos pesquisadores Kang e Kim ***[Kang, 1997]*** empregando um *software* comercial que trabalha com o método de diferenças e elementos finitos – ANSYS. Para calcular o fenômeno da solidificação, os autores empregaram o MEF para o problema da transferência de calor, adotando um sistema de coordenadas cilíndricas e empregando a metodologia do pseudocalor específico para tratar a transformação de fase líquido-sólido durante a solidificação. No estudo, foi considerado o coeficiente de transferência de calor metal/rolo como 10.000 $W/m^2.K$, e utilizou-se uma grade numérica com 40 e 91 elementos nas direções x e y, respectivamente, para a região da piscina.

Os parâmetros utilizados para os cálculos do modelo matemático são apresentados nas Tabelas 6.10 e 6.11. As Figuras 6.20 e 6.21 comparam os resultados obtidos pelos dois modelos, onde se pode observar a boa concordância entre as curvas geradas, tanto para velocidade de rolos de ω = 1 rad/s como para ω = 1,5 rad/s. Uma observação que deve ser feita é que o modelo proposto trabalha com h_i constante ao longo da superfície dos rolos, e não considera as correntes convectivas no metal líquido.

Tabela 6.10. Propriedades termofísicas do aço inoxidável ***[Kang, 1997]***.

Propriedade Física	Unidade	Aço Inox
Condutividade térmica no sólido	W/m.K	30,3
Condutividade térmica no líquido	W/m.K	30,3
Calor específico no sólido	J/kg.K	696
Calor específico no líquido	J/kg.K	701
Densidade no sólido	kg/m^3	7.266
Densidade no líquido	kg/m^3	7.244
Calor latente	J/kg	260.000
Temperatura Liquidus	^oC	1.451
Temperatura Solidus	^oC	1.399

Para os rolos, utilizaram-se as seguintes propriedades termofísicas adotadas pelos autores: condutividade térmica = 311,25 W/m.K, calor específico = 379,28 J/kg.K e densidade = 9.026,89 kg/m^3.

Tabela 6.11. Parâmetros de entrada do modelo numérico ***[Kang, 1997]***.

Parâmetro de Entrada	Unidade	Valor
Diâmetro dos rolos (Cobre)	Mm	750
Temperatura de superfície do rolo refrigerado	^oC	420
Comprimento da piscina no plano XY	Mm	368
Largura da piscina no plano YZ (largura tira)	Mm	10
Velocidade dos rolos	rpm	9,5
Espessura das tiras	mm	3,2
Altura da piscina líquida	mm	187,5
Temperatura do metal líquido no nível da piscina	^oC	1.500

Resultados referentes a $\omega = 1$ rad/s

Os principais valores a serem comparados com os resultados gerados pelo modelo proposto são mostrados a seguir.

Ponto de Fechamento da Piscina Líquida (P_S):	Modelo de Kang: $P_S = 23$ mm
Posição da Isoterma Solidus	Modelo proposto: $P_S = 22$ mm
Ponto Final da Região de *Mushy Zone* (P_L):	Modelo de Kang: $P_L = 35$ mm
Posição da Isoterma Liquidus	Modelo proposto: $P_L = 30$ mm

Também nesse caso, as diferenças tanto para a isoterma liquidus quanto para a isoterma solidus são similares às apresentadas na situação anterior, sendo que a posição da isoterma

solidus apresenta melhor concordância. Nesse caso, os autores não mencionam como trataram a transformação de fase do metal.

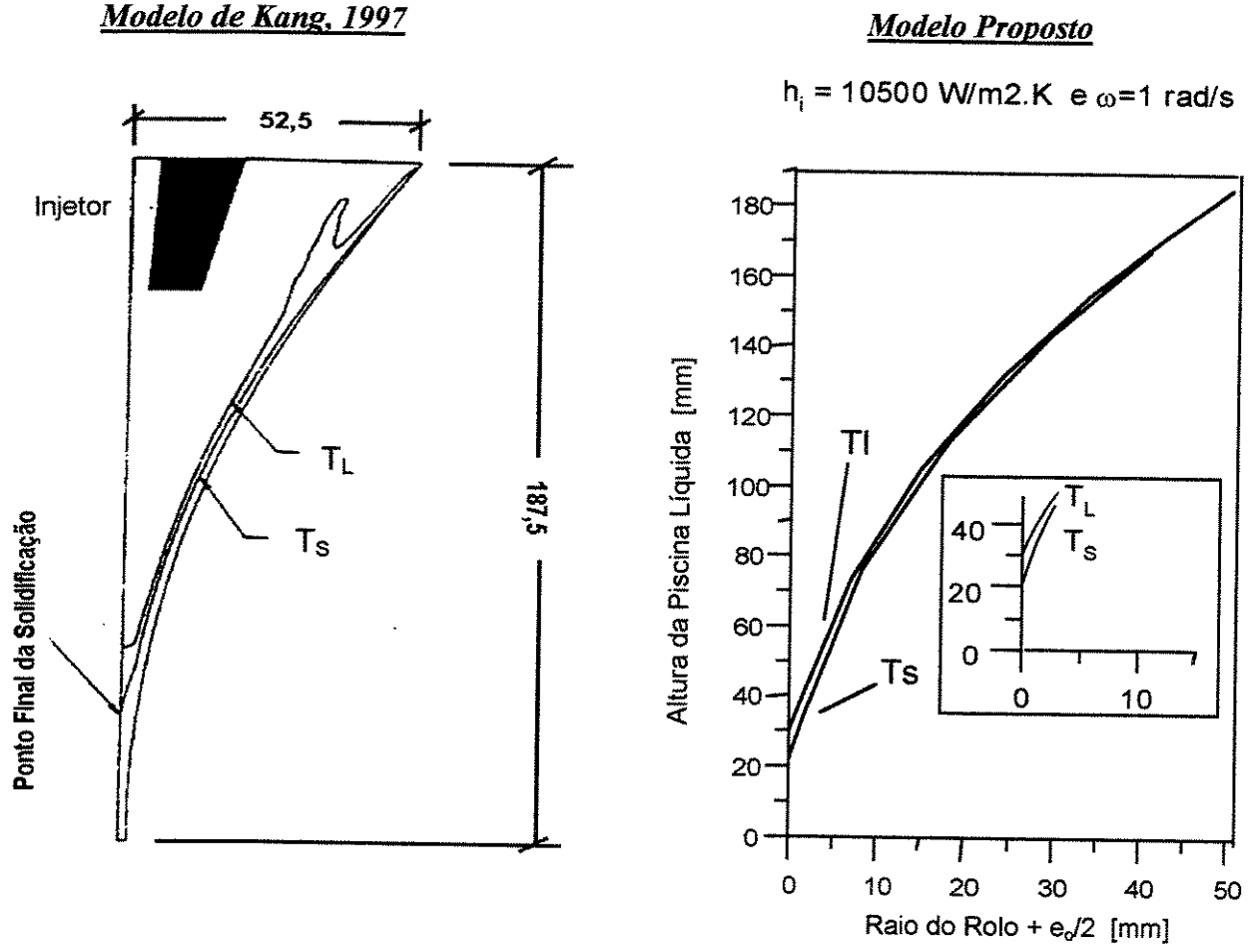


Figura 6.20. Comparação entre a posição da Isotermas Solidus e Liquidus: (A) literatura ***[Kang, 1997]***; (B) modelo proposto - aço inoxidável 304.

Resultados referentes a ω = 1,5 rad/s

Os principais valores a serem comparados com os resultados gerados pelo modelo proposto são mostrados na tabela apresentada a seguir.

Ponto de Fechamento da Piscina Líquida (P_S):	Modelo de Kang: $P_S = 18$ mm
Posição da Isoterma Solidus	Modelo proposto: $P_S = 14$ mm
Ponto Final da região de *Mushy Zone* (P_L):	Modelo de Kang: $P_L = 32$ mm
Posição da Isoterma Liquidus	Modelo proposto: $P_L = 23$ mm

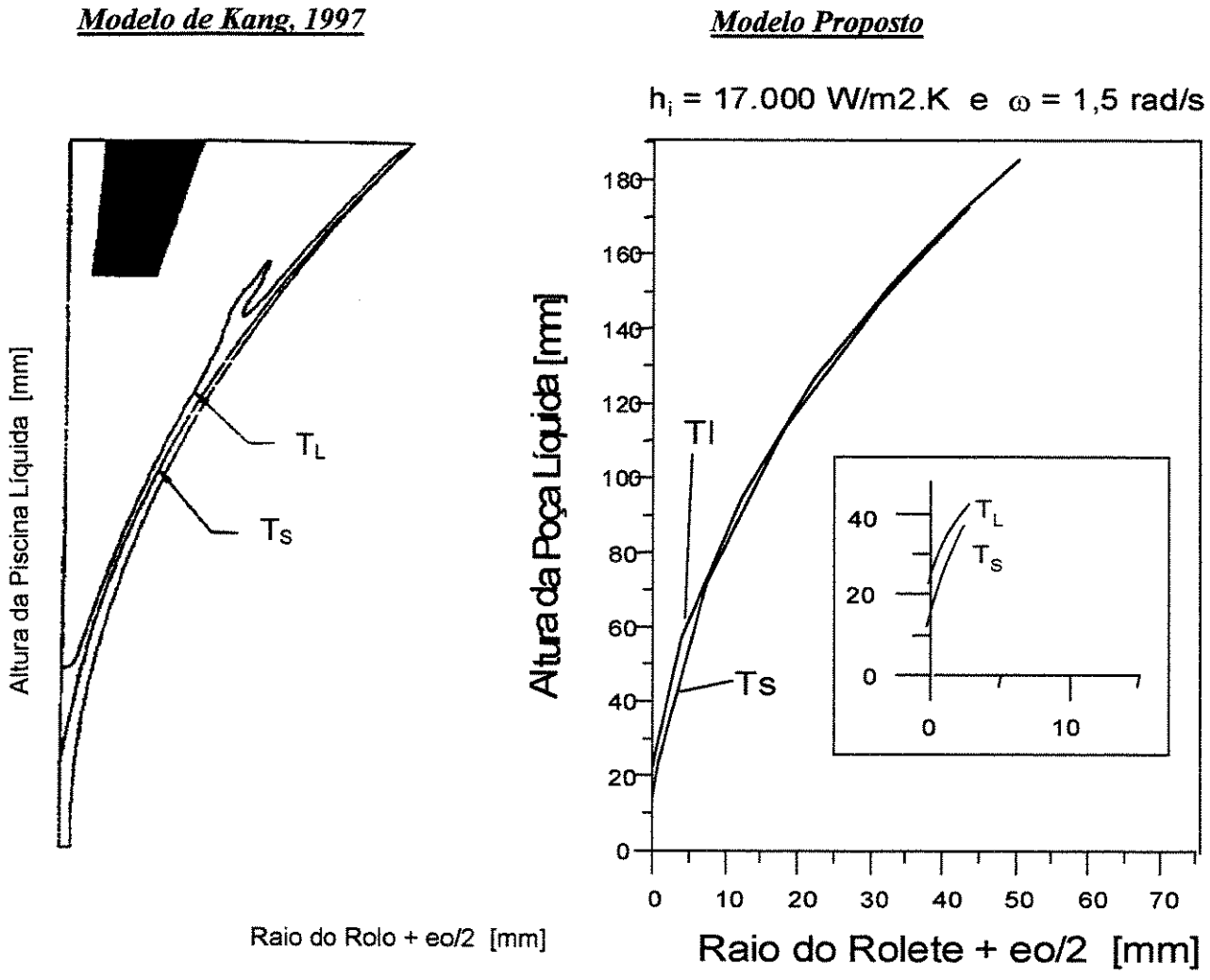


Figura 6.21. Comparação entre a posição das Isotermas Solidus e Liquidus: (A) literatura ***[Kang, 1997]***; (B) modelo proposto - aço inoxidável 304.

6.2.2. Resultados Obtidos com Dados Operacionais do Equipamento do IPT/SP

A seguir serão mostrados os resultados referentes às simulações feitas com os dados do equipamento do IPT e das condições operacionais adotadas para as primeiras corridas realizadas no equipamento (Tabela 6.12 e Tabela 6.13). O coeficiente de transferência de calor metal/molde foi adotado como sendo aquele determinado no simulador desenvolvido para o processo de solidificação do equipamento real ***[Spinelli, 2000D]***, sendo expresso por $h_i = 2.700.t^{-0,1}$ W/m^{2}K.

Tabela 6.12. Propriedades termofísicas da liga e parâmetros de entrada do modelo matemático.

Metal: Aço inoxidável 304			**Modelo**		
Propriedades Físicas			**Parâmetros**		
Condutividade térmica do sólido	[W/m.K]	31,0	Diâmetro do rolo	[mm]	496
Condutividade térmica do líquido		30,3	Temperatura do rolo		30
Calor específico do sólido	[J/kg.K]	679	Comprimento da piscina		100
Calor específico do líquido		670	Largura da piscina		51
Densidade do sólido	[kg/m^3]	7.400	Ângulo (piscina e "*saída*")		77°
Densidade do líquido		7.600	Temperatura do metal líquido no nível da piscina		1.650
Calor latente	[J/kg]	260.000			
Temperatura Liquidus	[°C]	1.460			
Temperatura Solidus		1.399			

Tabela 6.13. Características do equipamento piloto de Twin-Roll instalado no IPT.

Equipamento	**Medidas**
Tipo de máquina	*Duplo Rolo*
Diâmetro dos rolos	496 mm
Material dos rolos	Aço
Capacidade da panela (forno)	500 kg
Capacidade do distribuidor	100 kg
Espessura das tiras	0,5- 10 mm
Largura das tiras	100 mm
Material lingotado	Aço Inox 304
Velocidade de lingotamento	20 – 100 m/min

A Fig. 6.22 apresenta o comportamento térmico para pontos específicos (dentro da cavidade entre rolos), possibilitando a determinação de parâmetros térmicos inerentes ao processo de solidificação, como velocidade de solidificação. Como se pode observar, de acordo com a simulação realizada, a tira não completou sua total solidificação até o ponto de mínima distância entre rolos, já que o ponto monitorado no centro da tira não atingiu a temperatura Solidus, e é interessante notar que a espessura solidificada é extremamente pequena, o que pode levar a tira a sofrer um *breakout*, ou seja, romper na saída dos rolos devido ao peso próprio.

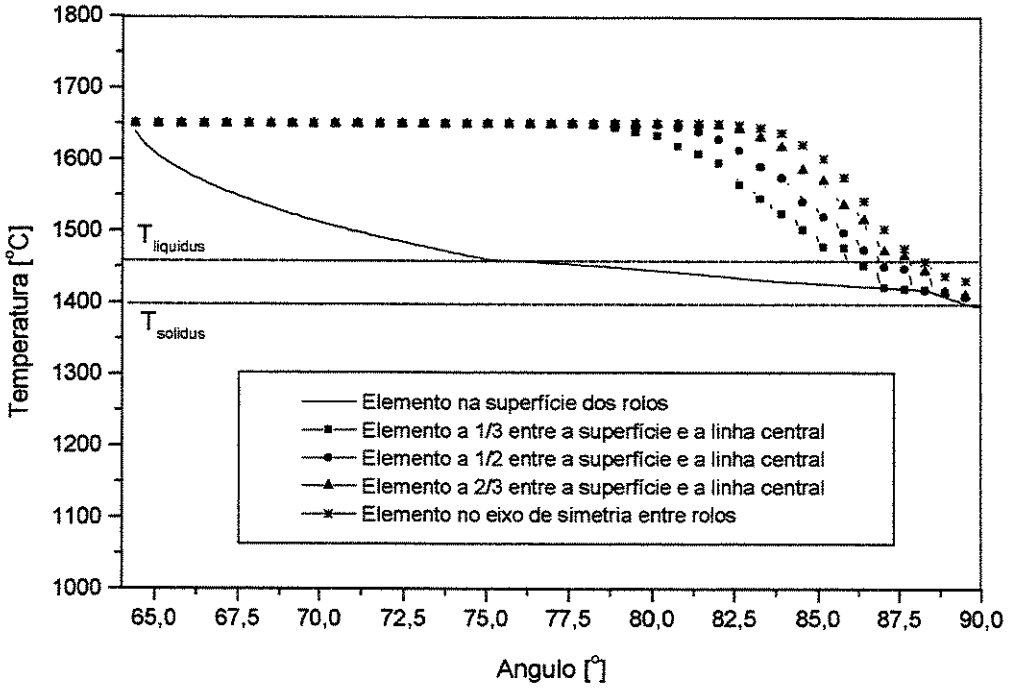


Figura 6.22. Comportamento térmico no metal entre os rolos obtido por simulação numérica.

Determinou-se o ponto de fechamento da piscina líquida, ou seja, o ponto de encontro das frentes de solidificação ou das isotermas Solidus, sendo esse apresentado na Fig. 6.23. Conforme calculado, esse ponto situa-se a aproximadamente 3 mm do ponto de saída da tira. Esses resultados demonstram que a eficiência da retirada de calor do sistema está baixa, o que implica necessidade de melhorias na refrigeração dos rolos ou mudança do material dos rolos, como, por exemplo, cobre. É importante ressaltar que esses resultados foram obtidos utilizando a equação de h_i determinada no simulador de solidificação unidirecional, devendo esse ser o mais representativo possível para o sistema real.

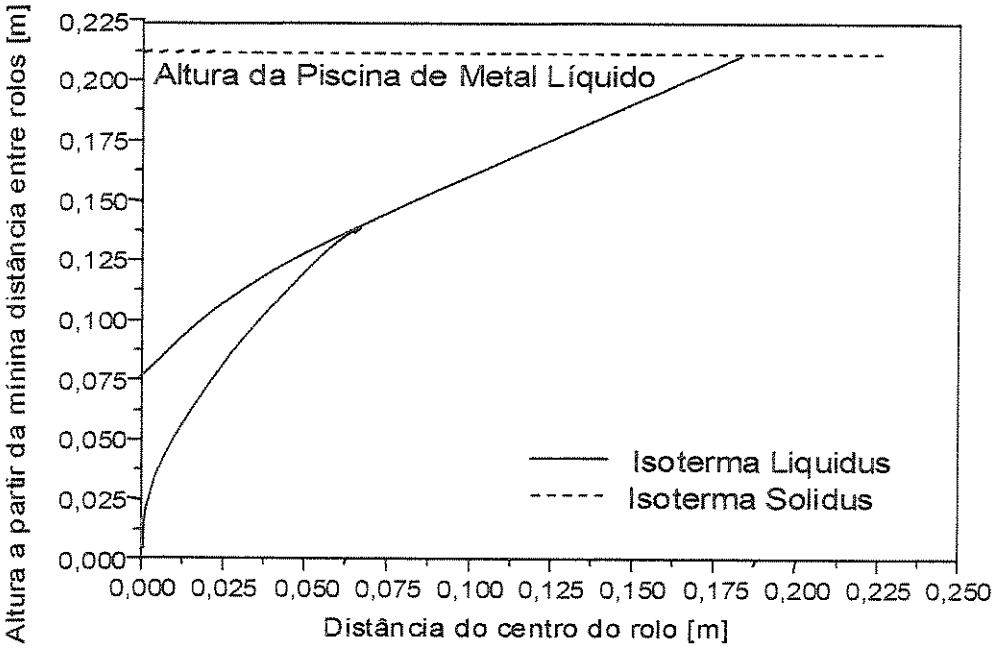


Figura 6.23. Ponto de encontro das isotermas solidus e liquidus.

Como no caso do lingotamento contínuo convencional, nesse processo também podem ser aplicadas estratégias de otimização dos parâmetros operacionais, mais especificamente velocidade dos rolos, temperatura de vazamento, espessura da tira e pressão entre rolos. Todas essas variáveis devem interagir entre si na busca das melhores condições de solidificação e de operação, visando melhoria da qualidade do produto final.

6.3. Ensaios de Fluxo de Metal Líquido em Modelo Físico

Os resultados obtidos pelo modelo físico serviram para determinar o melhor posicionamento da calha de vazamento no distribuidor, projetar a cavidade interna do mesmo com a colocação de barreiras e/ou diques, projetar o assento e da ponteira da válvula tampão, bem como calcular as vazões em função do deslocamento do varão. A Figura 6.24 apresenta a configuração do distribuidor atual sem nenhum dique e apenas uma barreira de 5 cm de altura posicionada junto ao assento da válvula tampão. A foto foi tirada após 1 segundo do início do vazamento de permanganato de potássio na calha, e a seqüência das fotos apresentam um atraso (tempo de disparos) de 0,4 segundos, ou seja, a última foto representa o tempo igual a 3,8 s.

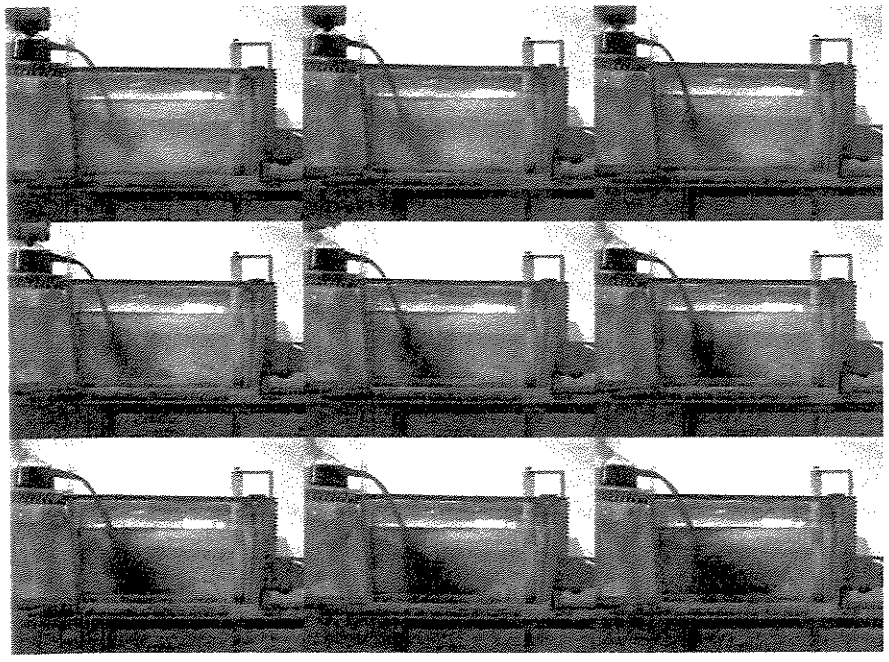


Figura 6.24. Imagem da simulação no modelo físico obtida em câmara fotográfica de múltiplos disparos. Configuração atual do distribuidor utilizado atualmente na MLCT: sem diques e com uma barreira de 5 cm próxima ao assento da válvula tampão.

As fotos da Figura 6.25 mostram as imagens obtidas nas simulações realizadas utilizando diques de 15 e 21 cm de altura posicionados a 5, 10 15 e 20 cm da parede na qual se encontra a bica de vazamento, e barreiras de 5 cm de altura também posicionadas a 5, 10, 15 e 20 cm da mesma parede. Como foram várias imagens, selecionaram-se apenas algumas para serem mostradas. Cada divisão no distribuidor representa um quadrado de 5 cm de lado, permitindo assim a análise das distâncias das barreiras e dos diques da parede referência. Como foram realizados vários ensaios e obteve-se grande quantidade de fotos, que foram devidamente analisadas e discutidas, concluindo-se que a configuração mais indicada para o distribuidor da MLCT seria: fluxo de metal líquido alimentando o distribuidor a uma distância de aproximadamente 150 mm da parede, colocação de uma barreira de 5 cm de altura e posicionada a 15 cm da parede (Figura 6.25 D). Essa é a configuração que está atuando no equipamento hoje. Isso implica em uma melhor distribuição do fluxo do fluido no distribuidor, proporcionando uma homogeneização mais rápida e um arraste de impurezas para superfície do banho mais eficaz.

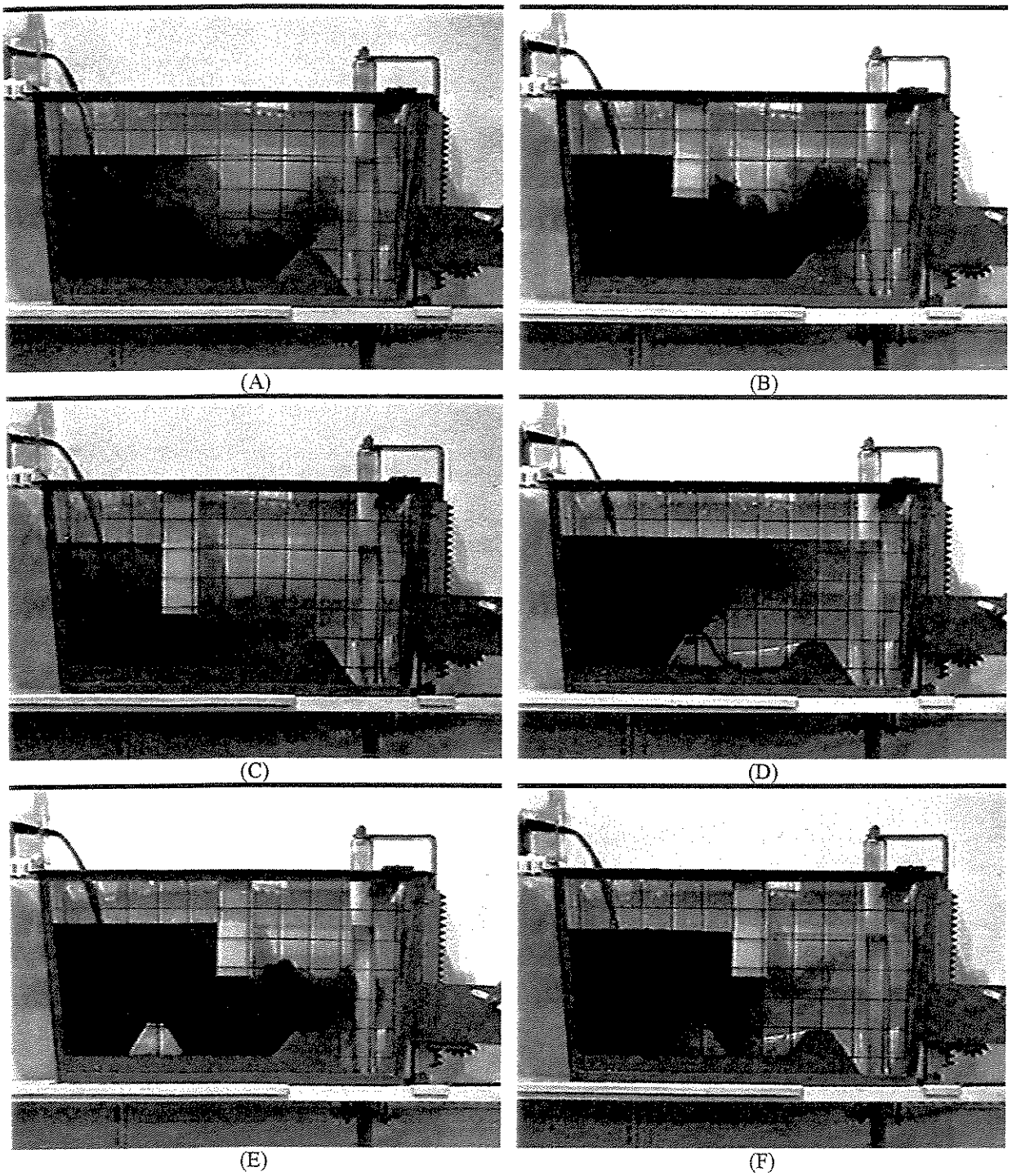


Figura 6.25. Imagem da simulação no modelo físico obtida em vídeo e selecionada por placa de aquisição de imagens no computador (permite análise do tempo do processo – todas as fotos referem-se a 5 segundos após o vazamento): (A) Configuração atual, (B) Dique 17 cm a 15 cm, (C) Dique 21 cm a 15 cm, (D) Barreira 5 cm a 15 cm, (E e F) Conjuntos barreira e dique.

6.4. Ensaio de Vazamento em *Tundish* Submerso

Visando controlar o fluxo de metal líquido do distribuidor para a cavidade formada entre os rolos, foi projetado e construído um recipiente intermediário entre essas duas partes do equipamento. O *tundish* submerso foi construído em cimento refratário a base de alumina, e na sua parte inferior foram feitos três furos de cada lado para a vazão do metal líquido. Antes da utilização do *tundish* submerso na MLCT, foram realizados ensaios preliminares para verificar a confiabilidade, segurança e a vazão, bem como analisar os efeitos causados pelo aço líquido quando em contato com o material. A principal função do *tundish* submerso é garantir um fluxo contínuo de metal líquido para a cavidade entre rolos, além de diminuição da turbulência na superfície da piscina. Como conclusões desses ensaios, pode-se afirmar que o material apresentou resistência ao ataque do metal líquido, resistência mecânica durante o vazamento e condições de controle de fluxo adequadas à operação de lingotamento no equipamento e a vazão média, de acordo com as leituras da balança sob a lingoteira, foi de 1,8 kg/s.

As fotos da Figura 6.26 mostram o processo de pré-aquecimento do *tundish* submerso e o momento de vazamento, detalhando os jatos formados pela vazão do metal líquido. É interessante comentar que esses jatos são direcionados para a superfície dos rolos e que o *tundish* submerso permite que se estabeleça um controle da altura da piscina formada na cavidade entre os rolos, causando menor turbulência e menor oscilação no nível de metal líquido nessa região.

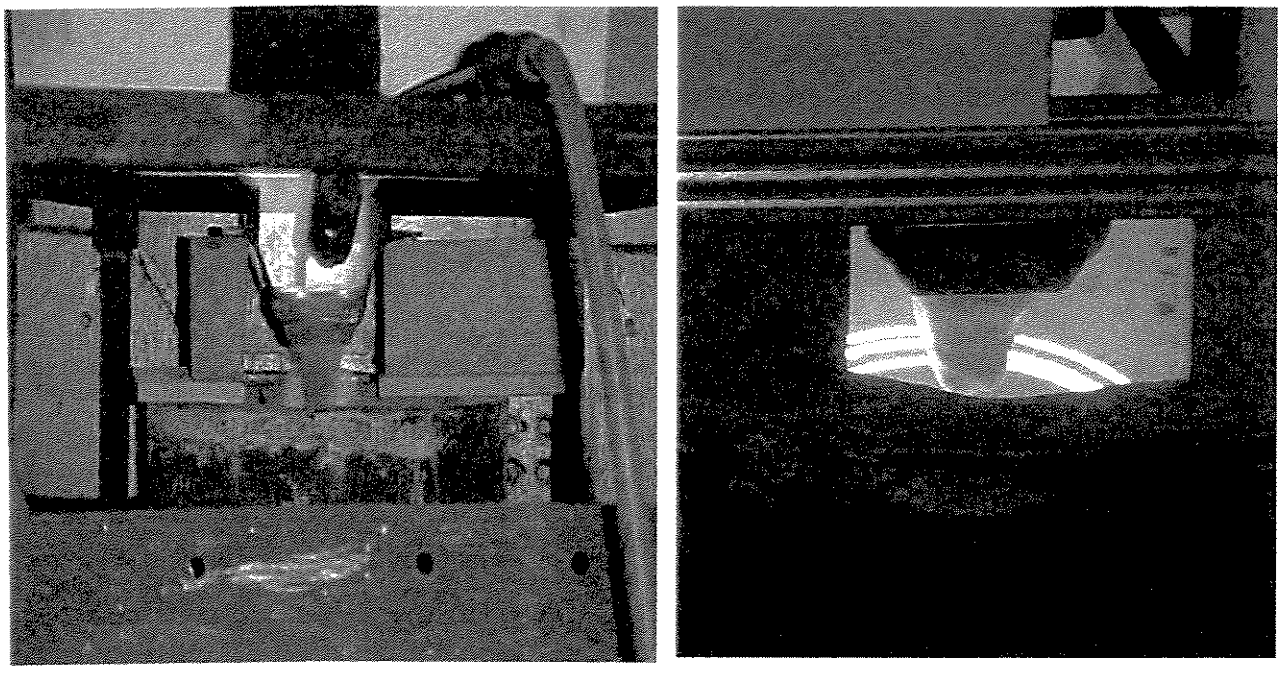


Figura 6.26. Pré-aquecimento do *tundish* submerso antes dos ensaios de vazão e detalhe dos jatos de metal líquido na operação de lingotamento.

6.1.5. Ensaios na MLCT

Foram realizados cinco ensaios na máquina de lingotamento de tiras do IPT, formando-se uma equipe de operação, constituída de: um forneiro, uma pessoa responsável pelas medidas das temperaturas no distribuidor, um responsável pela remoção da camada de escória formada no *tundish* submerso, uma pessoa que controla a velocidade de rotação dos rolos, uma pessoa que controla a válvula tampão e conseqüentemente o vazamento (o autor), uma pessoa responsável pelo direcionamento da tira para a região da esteira, uma pessoa que controla a velocidade da esteira e um responsável pelo controle do computador e das partes automatizadas da máquina. Nessas corridas, foi utilizado como metal o aço inoxidável 304 e rolos de aços, sendo esses retificados antes de cada ensaio, objetivando assim a eliminação de qualquer defeito superficial, além da melhoria do contato entre o metal e os rolos. Vazou-se o metal líquido do forno de indução a temperaturas próximas de 1700 °C e, durante a operação de lingotamento, foram realizadas medidas da temperatura do metal no interior do distribuidor por meio de um pirômetro

de imersão, observando-se uma temperatura média de 1650 °C. Resumidamente, pode-se dizer das cinco corridas realizadas:

1ª corrida: ocorreu congelamento do fluxo de metal líquido na válvula submersa, não havendo o contato do metal com os rolos. Provavelmente, acredita-se que isto ocorreu devido às falhas no sistema de pré-aquecimento da calha, do distribuidor e das válvulas, o que ocasionou uma grande perda de temperatura durante o transporte do metal líquido.

2ª corrida: ocorreu vazamento do metal líquido pelas placas de contenção lateral, o que ocasionou a interrupção da operação de lingotamento. No entanto, nessa corrida não ocorreu o congelamento durante o vazamento devido às mudanças que foram realizadas no sistema de pré-aquecimento no que diz respeito à disposição e intensidade das chamas.

3ª corrida: nessa corrida, obtiveram-se as primeiras tiras produzidas na máquina após sua completa reestruturação. Percebeu-se que o sistema de aquecimento e a utilização de novas placas de contenção lateral melhoraram o desempenho da operação, mas observou-se que seriam necessárias mudanças na região localizada abaixo dos rolos, já que parte das tiras que se formaram acabaram aderindo no sistema de fixação das facas que serve para evitar a adesão das tiras na superfície dos rolos. Nessa corrida, obtiveram-se aproximadamente 45 centímetros de tiras.

4ª corrida: realizadas as devidas mudanças no sistema abaixo dos rolos, os quarto ensaio foi o que apresentou os melhores resultados, possibilitando a obtenção de aproximadamente 15 metros de tiras, das quais algumas apresentaram bom aspecto superficial e dimensional. No entanto, ainda não foi possível obter uma tira contínua de boa qualidade, mas nessa corrida conseguiu-se a introdução das tiras na esteira, fato que nunca tinha sido realizado.

5ª corrida: nesse ensaio, observou-se que os rolos travaram com níveis de carga bastante baixos, causando a paralisação da corrida logo nos instantes iniciais. Assim, optou-se em parar as corridas e reformar o sistema de acionamento dos rolos e o sistema de deslocamento dos mancais dos rolos, bem como melhorar todo o sistema de automação e controle do equipamento.

As Figuras 6.27 e 6.28 apresentam algumas fotos representativas da realização das corridas, destacando o forno de indução utilizado na fusão da liga de inox, o sistema de alimentação formado pelo distribuidor, válvula tampão, válvula submersa e *tundish* submerso, o

sistema de pré-aquecimento do equipamento, momentos durante o vazamento, um dos problemas encontrados em uma das corridas e algumas tiras produzidas nas corridas.

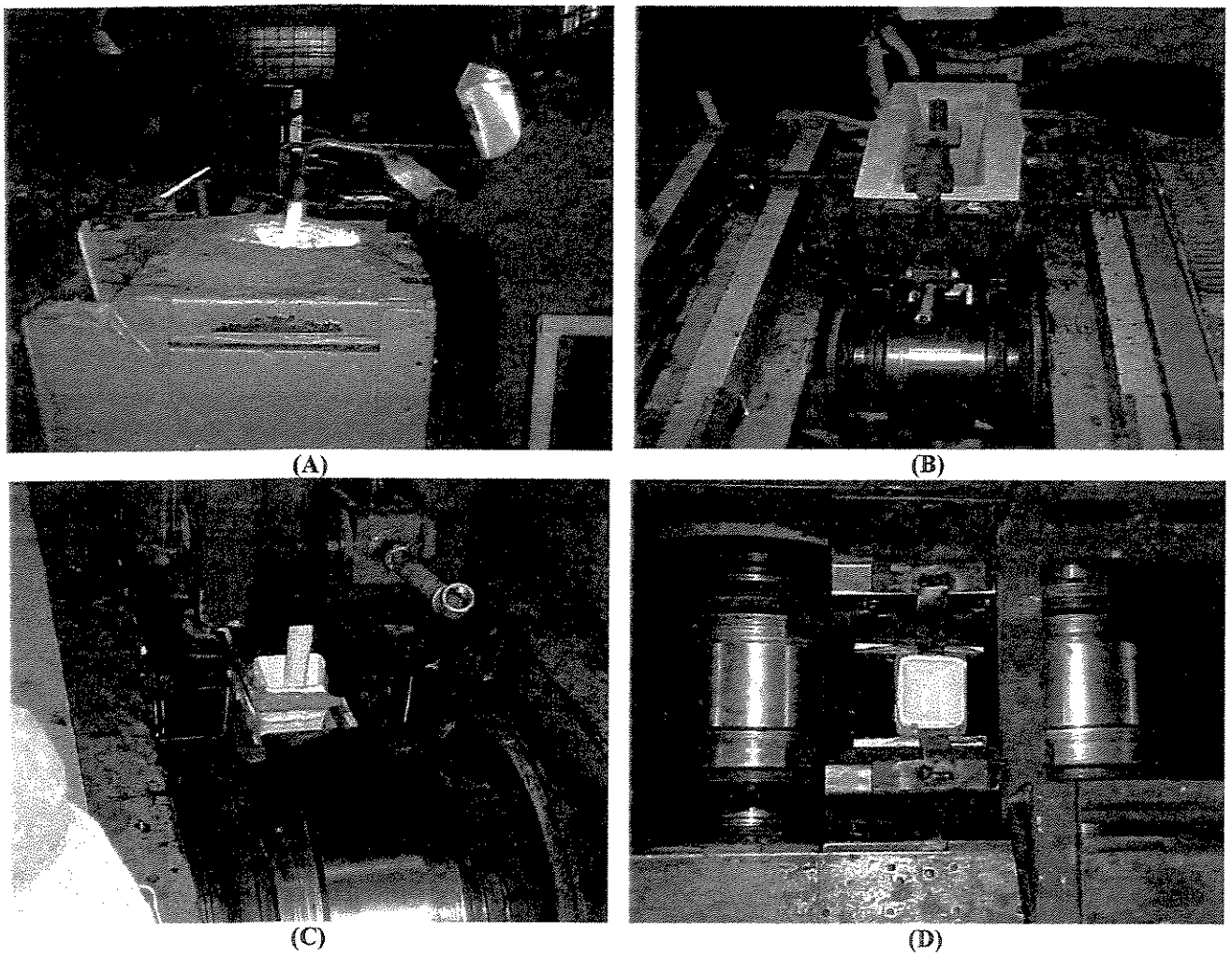


Figura 6.27. Fotos referentes às primeiras corridas realizadas na máquina de lingotamento de tiras do IPT: (A) forno de indução e medida de temperatura para o vazamento; (B) vista do distribuidor posicionado sobre os rolos; (C) sistema de acionamento da válvula tampão e destaque da válvula submersa; (D) colocação do *tundish* submerso e do suporte do distribuidor.

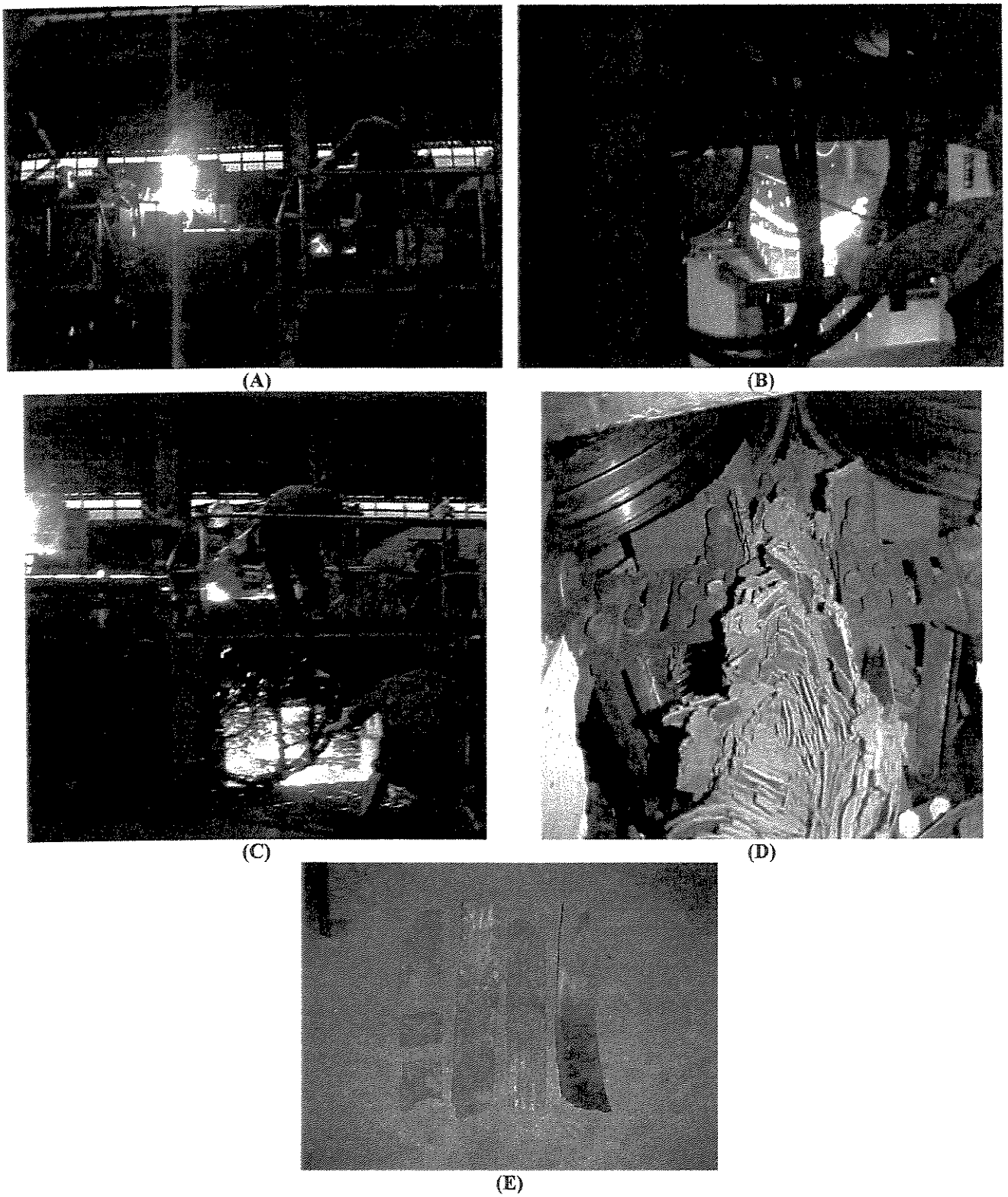


Figura 6.28. (A) vazamento de metal líquido; (B) e (C) momento do direcionamento da tira para a esteira, (D) detalhe do problema encontrado na corrida 3, (E) produzidas na corrida 4.

6.6. Análise Metalográfica das Tiras Produzidas

A Fig. 6.29 apresenta as microestruturas obtidas ao longo da espessura das tiras, observando-se uma região central correspondente ao encontro das frentes de solidificação que partem das superfícies em contato com os rolos, e formação de uma região equiaxial 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. Os valores obtidos para os espaçamentos das tiras foram comparados com aqueles obtidos no simulador de solidificação unidirecional, objetivando atingir a similaridade nas taxas de transfeência de calor nos sistemas.

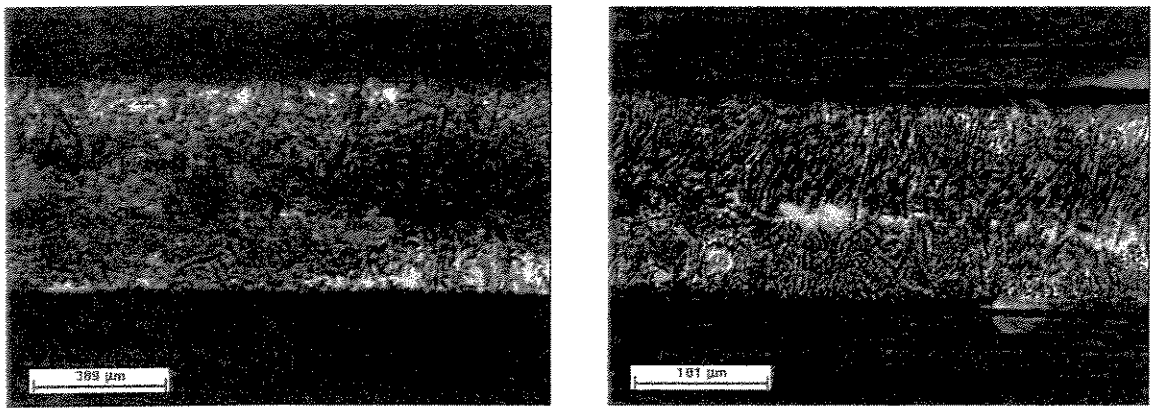
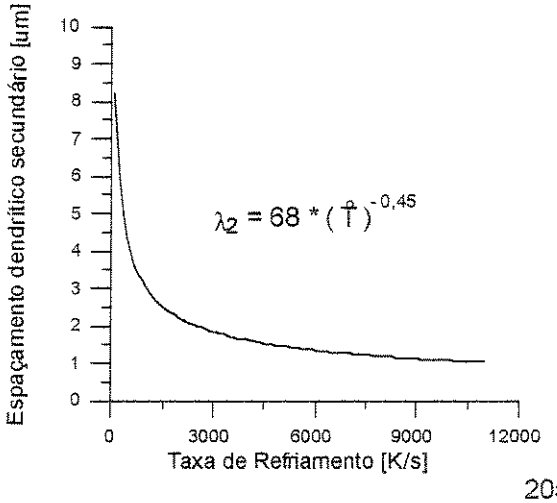


Figura 6.29. Micrografias das seções longitudinais das tiras de aço inoxidável 304.

A Tabela 6.14 apresenta os valores médios para os espaçamentos dendríticos secundários (λ_2) e os valores das taxas de resfriamento calculadas por meio da equação 2.44 e dos coeficientes apresentados na Tabela 2.24. O gráfico ao lado apresenta essa variação.

Tabela 6.14. Média dos valores de λ_2 e das taxas de resfriamento calculadas.

λ_2 [µm]	$\dot{T}$ [K/s]
1	11809
4	542.4
5,5	269.4
10	70,6



Capítulo 7

Conclusões

Os resultados obtidos decorrentes dos modelos matemáticos desenvolvidos, seja para o lingotamento contínuo convencional ou para o lingotamento contínuo de tiras, e suas comparações com dados obtidos experimentalmente ou obtidos da literatura técnica permitem que sejam extraídas as seguintes conclusões:

1. O modelo matemático desenvolvido em sua forma unidirecional demonstrou-se bastante eficiente e preciso quando comparado com dados experimentais obtidos em laboratório, permitindo a simulação de diferentes metais e ligas em função das características da transformação de fase líquido-sólido, bem como possibilita o acompanhamento de pontos no metal e no molde;

2. O método utilizado para a determinação do coeficiente de transferência de calor metal/molde em função do tempo, que emprega o confronto teórico/experimental de perfis de temperatura, demonstrou-se confiável e extremamente versátil;

3. As formulações que abordam a transferência de calor nas diversas etapas do equipamento de lingotamento contínuo de aços são fundamentais no estudo do comportamento térmico durante a solidificação do lingote, e as simulações desenvolvidas com o modelo proposto mostraram que as formulações apresentadas a seguir são as mais indicadas:

Tarugos:

Molde: $h_g = (0{,}07128.e^{-tempo} + 2{,}328.e^{-tempo/9{,}5} + 0{,}698).1000$ [W/m^2.K] **[Toledo, 1993]**

Sprays: $h_{sprays} = (0{,}36.\dot{m}_o^{0{,}556}).1000$ [W/m^2.K] **[Bolle, 1979]**

Placas:

Molde: $\bar{h}_g = \frac{\dot{m}.c_{fl}.(T_{flsai} - T_{flent})}{A.(T_{iS} - T_{água})}$ [W/m².K] **[Samarasekera, 1988]**

Sprays: $h_{sprays} = [1{,}57.\dot{m}^{0{,}55}.(1 - 0{,}0075.T_{água})].1000$ [W/m².K] **[Shimada, 1966]**

4. A aplicação de técnicas de inteligência artificial no modelo matemático do processo de lingotamento contínuo convencional apresentou-se como uma ferramenta versátil, permitindo que se estabeleça a melhor condição operacional para se obter boa qualidade, visando redução do custo e aumento de produção. A interação entre o modelo matemático e as estratégias de otimização, empregando um algoritmo genético e técnicas de busca em profundidade, permite que o programa se torne uma ferramenta capaz de tomar decisões sobre mudanças nas diversas condições de resfriamento do equipamento, interagindo com uma base de conhecimento que deve sofrer atualizações contínuas;

5. Os resultados obtidos por meio das simulações com o modelo matemático desenvolvido para o processo de lingotamento contínuo de tiras mostraram boa concordância quando comparados com dados da literatura obtidos por outros modelos matemáticos. Esses resultados permitem que o modelo se constitua em ferramenta essencial na programação de condições de operação em equipamentos *Twin-Roll*, em particular para o ajuste das condições iniciais de operação no equipamento piloto de lingotamento contínuo de tiras do Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT/SP). As técnicas de otimização dos parâmetros do processo são igualmente aplicáveis a esse processo.

6. Todas as atividades realizadas paralelamente ao desenvolvimento do modelo matemático no que diz respeito ao equipamento piloto do IPT/SP permitiram: reestruturação da máquina, melhorando as condições do sistema de alimentação de metal líquido, projeto de um recipiente intermediário entre o distribuidor e a cavidade entre rolos, modificação do sistema de deslocamento e rotação dos rolos, adaptação e complemento do sistema supervisório que controla o equipamento;

7. A utilização de um simulador do processo de solidificação possibilitou a determinação de uma expressão para o comportamento do coeficiente de transferência de calor na interface metal/rolo, sendo dada por:

$$h_i = 2700 \cdot t^{-0,1} \qquad [W/m^2.K],$$

e esse resultado permitiu que fosse desenvolvida simulação específica para análise das condições operacionais do equipamento do IPT/SP.

8. O modelo matemático do processo de lingotamento contínuo de aços foi desenvolvido e adaptado na forma de um aplicativo final para computadores pessoais que trabalham com a plataforma Windows, contendo uma interface amigável usuário/computador. Isso possibilita que empresas que trabalham com a tecnologia de lingotamento contínuo possam empregá-lo como uma ferramenta alternativa de programação e controle do processo.

6.1 - Propostas para Trabalhos Futuros

- Investigar mais detalhadamente a dependência do coeficiente de transferência de calor metal/molde com as condições de operação do processo de lingotamento contínuo, bem como desenvolver metodologias para determinar esse parâmetro em função de condições operacionais particulares de cada corrida;

- Aprimorar o algoritmo de busca e otimização, melhorando a interação entre modelo matemático e algoritmo, visando reduzir tempo de processamento e precisão dos resultados;

- Inserir técnicas de lógica *Fuzzy* no sentido de controlar as condições de resfriamento das zonas de *sprays* no resfriamento secundário em função dos resultados obtidos pelo modelo matemático;

- Continuar o desenvolvimento do *software* para o processo de lingotamento contínuo de tarugos, blocos e placas em parceria com siderúrgicas nacionais, o que já vem sendo realizado;

- Utilizar os resultados obtidos pelo modelo do processo de lingotamento de tiras na realização de novas corridas no equipamento piloto do IPT/SP, além de desenvolver um modelo matemático que englobe os principais parâmetros do processo, como velocidades dos rolos, espessura da tira e pressão entre rolos.

Bibliografia

Artigos Técnicos

[1] APELIAN, D.; Meystel, A.; Knowledge Based Control in Materials Processing. Proceeding of a Symposium sponsored by The Process Control Committee of the Materials Design and Manufacturing Division. The Minerals, Metals and Materials Society. Intelligent Processing of Materials, Indiana, Oct. (1990).

[2] ARRIFANO, N.S.D.; Nascimento, R.R.; Santos, J.; Oliveira, V.A.; Gesualdo, E.; Hybrid Control Design for Twin-Roll Strip Casting. 10th IFAC Symposium on Automation in Mining, Mineral and Metal Processing, Tokyo, Japan, Sept (2001).

[3] ASANO, K.; Aoki, H.; Ibaraki, M.; Moriwaki, S.; Robust Molten Steel Level Control for Continuous Casting. Proceedings of the 35th Conference on Decision and Control, IEEE Transactions, Japan, Dec (1996).

[4] BAGSHAW, M.J.; Hunt, J.D.; Jordan, R.M.; Heat Line Formation in a Roll Caster. Applied Scientific Research, v. 44, pp. 161-174, (1987).

[5] BAKSHI, I.A.; Brendzy, J.L.; Walker, N.; Chandra, S.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Mould –Strand Interaction in Continuous Casting of Steel Billets – Part 1 Industrials Trials. Ironmaking & Steelmaking, v. 20, n. 1, pp. 54-62, (1993).

[6] BARTELT, P.F.; Moberly, J.; Applying Artificial Intelligence to the Modern Foundry. Modern Casting, pp. 52-55, Feb (1996).

[7] BENOIT, P.; Pithois, P.; Continuous-Casting Machines: Part 2. Cooling Slabs or Billets with Water Atomizer in a Jet of Compressed Air. In: Solidification and Casting of Metals - The Metals Society, London, (1979).

[8] BERG, B. S.; Hansen, V.; Zagierski, P.T.; Nedreberg, M. L.; Olsen, A.; Gjonnes, J.; Gauge Reduction in Twin-Roll Casting of an AA5052 Aluminum Alloy: The Effects on Microstructure. Journal of Materials Processing Technology, v. 53, pp. 65-74, (1995).

[9] BERRYMAN, R.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Cooling Water Flow in Continuous-Casting Billet Molds. Iron & Steel Society Transactions, v. 10, pp. 19-27, (1989).

[10] BESSEMER H.; U.S. Patent, n° 49053, July 25, (1865).

[11] BILLANI, T.J.H.; Normanton, A.S.; Mills, K.C.; Grieveson, P.; Surface Cracking in Continuously Cast Products. Ironmaking and Steelmaking, v. 18, n. 6, pp. 403-410, (1991).

[12] BIRAT, J.P.; Manufacture of Flat Products for 21st Century. Ironmaking & Steelmaking, v. 14, n. 2, pp. 84-92, (1987).

[13] BIRAT, J.P.; Continuous Casting for Tomorrow: Near-Net-Shape Casting. La Revue de Mettalurgie - CIT, pp. 317-334, (1989).

[14] BIRAT, J.P.; Recent Advances in Near-Net Shape Flat Steel Manufacturing. La Revue de Mettalurgie - CIT, pp. 1387-1399, (1998).

[15] BHADESHIA, H.K.D.H.; Neural Networks in Materials Science. ISIJ International, v. 39, n. 10, pp. 966-979, (1999).

[16] BOBADILLA, M.; Jolivet, J.M.; Lamant, J.Y.; Larreq, M.; Continuous Casting of Steel: a Close Connection Between Solidification Studies and Industrial Process Development. Materials Science and Engineering A, v. 173, pp. 275-285, (1993).

[17] BOLLE, E. and Moureau, J.C.; Spray Cooling of Hot Surfaces: a Description of the Dispersed Phase and a Parametric Study of Heat Transfer Results. Proceedings of Two Phase Flows and Heat Transfer, v. III, NATO Advanced Study Institute, pp. 1327-1346, (1979).

[18] BOMMARAJU, R.; Optimum Selection and Application of Mold Fluxes for Carbon Steels. Mold Operation for Quality and Productivity. Iron & Steel Society, pp. 95-110, (1991).

[19] BRANION, R.V.; Mold Fluxes for Continuous Casting. Iron & Steelmaker, pp. 41-50, Sept, (1986).

[20] BRENDZY, J.L.; Bakshi, I.A.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Mould-Strand Interaction in Continuously Casting of Steel Billets Part 2. Lubrification and Oscillation Mark Formation, v. 20, n. 1, pp. 63-74, (1993).

[21] BRIMACOMBE, J.K.; Lait, J.E.; Weinberg, F.; Application of Mathematical Models to Predict Pool Profiles in Continuously Cast Steel. Proceedings of the Conference on Mathematical Process Models in Iron and Steelmaking, Iron & Steel Society, pp. 174-186, (1973 A).

[22] BRIMACOMBE, J.K.; Design of Continuous Casting Machines Based on a Heat Flow Analysis: State of the Art Review. Canadian Metallurgical Quartely, v.15, pp. 1-13, (1973 B).

[23] BRIMACOMBE, J.K.; Sorimachi, K.; Crack Formation in the Continuous Casting of Steel. Metallurgical Transactions B, v. 8, pp. 489-505, (1977).

[24] BRIMACOMBE, J.K.; Weinberg, F.; Hawbolt, E.B.; Formation of Longitudinal, Midface Cracks in Continuously-Cast Slabs. Metallurgical Transactions B, v. 10, pp. 279-292, (1979).

[25] BRIMACOMBE, J.K.; Baptista, L.A.; Spray Cooling in the Continuous Casting of Steel, (1980).

[26] BRIMACOMBE, J.K.; Samarasekera, I.V.; Lait, J.E.; Continuous Casting – Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Iron & Steel Society of AIME, (1984).

[27] BRIMACOMBE, J.K.; Samarasekera, I.V.; Bommaraju, R.; Optimum Design and Operation of Moulds for the Continuous Casting of Steel Billets. Fifth International Iron and Steel Congress, Washington, D.C.; Steelmaking Proceedings, v. 69, pp. 409-423, (1986).

[28] BRIMACOMBE, J.K.; Samarasekera, I.V.; Fundamental Aspects of the Continuous Casting of Near-Net-Shape Steel Products. The Metallurgical Society, pp. 3-24, (1988).

[29] BRIMACOMBE, J.K.; Samarasekera, I.V.; Mahapatra, R.B.; Basic Knowledge and the Achievement of Quality in Continuous Casting. Proceedings of the Sixth International Iron & Steel Congress, Iron & Steel Institute of Japan, Nagoya, (1990).

[30] BRIMACOMBE, J.K.; Empowerment with Knowledge – Toward the Intelligent Mold for the Continuous Casting of Steel Billets. Iron & Steelmaker, pp. 35-47, Nov, (1993).

[31] BRIMACOMBE, J.K.; Samarasekera, I.V.; The Challenge of Thin Slab Casting. Iron & Steelmaker, pp. 29-39, Nov (1994).

[32] BRIMACOMBE, J.K.; The Challenge of Quality in Continuous Casting Processes. Metallurgical Transactions A, v. 30, pp. 1899-1912, Aug (1999).

[33] BRIMACOMBE, J.K.; Software comercial CRACK–X – Expert System for Billet Quality, (2000).

[34] BRINKMEYER, L.; Melville, S.D.; Factors Affecting Cleanliness of Continuously Cast Steel. Ironmaking & Steelmaking, v. 22, n. 6, pp. 502-507, (1995).

[35] BROOKS, J.A.; Baskes, M.I.; Greulich, F.A.; Solidification Modeling and Solid-State Transformations in High-Energy Density Stainless Steel Welds. Metallurgical Transactions A, v. 22, pp. 915-926, (1991).

[36] BUCHNER, A.R.; Schmitz, W.; A1-P16 Thin Strip Casting of Steel with a Twin-Roll Caster: Interpretation of the Structure of 1-mm Fe 6%Si Strips. Proceedings of the 2nd European Conference on Advanced Materials and Processes, Cambridge, pp. 109-114, (1991).

[37] BUCHNER, 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, pp. 7-11, (1992).

[38] BUCHNER, A.R.; Schmitz, W.; Thin Strip Casting of Steel with a Twin-Roll Caster – Correlations Between Process Parameters. Steel Research, v. 68, n. 6, pp. 247-257, (1997).

[39] CAMPLIN, J.M.; Herbertson, J.; Holl, H.; Whitehouse, P.; Guthrie, R.I.L.; Han, J.W.; Hansan, M.; The Application of Mathematical and Water Modeling in the Selection of

Tundish Design for the Proposed Combicaster at BHP Whyalla. Proceeding of the 6th International Iron & Steel Congress, ISIJ, Nagoya, (1990).

[40] CARAM, R.; Garcia. A.; The Use of Dendritic Microstructure Growth to Evaluate the Metal/Mould Heat Transfer Coefficient in Foundry Proccess. IMechE Conference Transactions, The Institution of Mechanical Engineers, London, pp. 555-560, (1995).

[41] CAU, E.; Santos, C.A.; Spim Jr., J.A.; Garcia, A. Modelagem Matemática do Lingotamento Contínuo de Tiras Pelo Processo Twin- Roll. Anais do II Congresso Internacional de Tecnologia Metalúrgica e de Materiais: ABM 97 - São Paulo, (1997).

[42] CHANDRA, S.; Brimacombe, J.K.; Samarasekera, I.V.; Mould –Strand Interaction in Continuous Casting of Steel Billets – Part 3: Mould Heat Transfer and Taper. Ironmaking & Steelmaking, v. 20, n. 2, pp. 104-112, (1993).

[43] CHONG, H.G.; Walley, W.J.; Rule-Based versus Probabilistic Approaches to the Diagnosis of Faults in Wastewater Treatment Processes. Artificial Intelligence in Engineering, v. 1, pp. 265-273, (1996).

[44] CHOUDHARY, S.K.; Mazumdar, D.; Ghosh, A.; Mathematical Modelling of Heat Transfer Phenomena in Continuous Casting of Steel. Iron & Steel Institute of Japan, v. 33, n. 7, pp. 764-774, (1993).

[45] CLYNE, T.W.; Kurz, W.; Solute Redistribution During Solidification with Rapid Solid State Diffusion. Metallurgical Transactions A, v. 12A, pp. 965-971, (1981).

[46] 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, pp.76-84, (1995).

[47] DILELLIO, J.A.; Young, G.W.; An Asymptotic Model of the Mold Region in a Continuous Steel Caster. Metallurgical and Materials Transactions B, v. 26, pp. 1225-1240, (1995).

[48] DUSSUD, M.; Galichet, S.; Foulloy, L.P.; Application of Fuzzy Logic Control for Continuous Casting Mold Level Control. IEEE Transactions on Control Systems Technology, v. 6, n. 2, pp. 246-256, Marc (1998).

[49] EL-BEALY, M.; Leskinen, N.; Frediksson, H.; Simulation of Cooling Conditions in Secondary Cooling Zones in Continuous Casting Process. Ironmaking & Steelmaking, v. 22, n. 3, pp. 246-255, (1995A).

[50] EL-BEALY, M.; On the Mechanism of Halfway Cracks and Macro-Segregation in Continuously Cast Steel Slabs. Scandinavian Journal of Metallurgy, n. 24, pp. 63-80, (1995B).

[51] EL-BEALY, M.; Fluctuated Cooling Conditions and Solid Shell Resistance in Continuously Casting Steel Slabs. Canadian Metallurgical Quartely, v. 36, n. 3, pp. 203-222, (1997).

[52] ETIENNE, A.; Palmaers, A.; Secondary Cooling and Product Quality in Continuous Casting. In: Solidification and Casting of Metals - The Metals Society, pp. 295-299, London, (1979).

[53] FERNANDES, M.N.; Cheung, N.; Garcia, A.; Estudo Termodinâmico da Previsão de Inclusões Não-Metálicas ao Longo do Processo de Lingotamento Contínuo de Aços. Anais do 54° Congresso da ABM, São Paulo, CD ROM, (1999).

[54] FILIPIC, B.; Sarler, B.; Continuous Casting Simulator – a Tool for Improved Quality and Productivity. Proceedings of the 2nd International Metallurgical Conference Continuous Casting of Billets, Trinec, Czech Republic, pp. 161-168 (1997).

[55] FILIPIC, B.; Sarler, B.; Evolving Parameter Setting for Continuous Casting of Steel. Proceedings of the 6th European Congress on Intelligent Techniques and Soft Computing – EUFIT'98, Aachen, Germany, v. 1, pp. 444-449, Sept (1998).

[56] FUJII, H.; Ohashi, T.; Hiromoto, T.; On the Formation of Internal Cracks in Continuously Cast Slabs. Transactions of Iron & Steel Institute of Japan, v. 18, pp. 510-518, (1978).

[57] FUKUDA, N.; Marukawa, Y.; Abes, K.; Ando, T.; Development of Mold (HS Mold) for High Speed Casting. Canadian Metallurgical Quartely, v. 38, n. 5, pp. 337-346, (1999).

[58] GARCIA, A.; Prates, M.; The Application of a Mathematical Model to Analyze Ingot Thermal Behavior During Continuous Casting. Automation in Mineral and Metal Processing – Proceedings of the 4th IFAC Symposion, 8, pp. 273-279, (1983).

[59] GASTÓN, A; Laura, R.; Medina, M.; Model for Predicting Steel Temperature and Thermal State of Casting Tundishes. Ironmaking & Steelmaking, v. 18, n. 5, pp. 370-373, (1991).

[60] GRAEBE, S.F.; Goodwin, G.C.; Elsley, G.; Control Design and Implementation in Continuous Steel Casting. IEEE Control Systems, pp. 64-71, Aug (1995).

[61] HA, 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, pp. 2059-2068, (1994).

[62] 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, pp. 170-177, (1995).

[63] HEARD, R.; Kaell, N.; Technological Developments for High Speed Casting of Sensitive Steel Grades. Canadian Metallurgical Quartely, v. 38, n. 5, pp. 331-335, (1999).

[64] HILLS, A W.D.; A Generalized Integral-Profile Method for the Analysis of Unidirectional Heat Flow During Solidification. Transactions of the Minerals, Metals and Materials Society – AIME, vol. 2445, pp. 1471-1479, (1969).

[65] ICHIKAWA, H.; Kobayashi, T.; Yamazaki, I.; Tokuda, M.; No-Man Control of the Continuous-Casting Operation at Kashima Steel Works. In: Solidification and Casting of Metals - The Metals Society, pp. 295-299, London (1979).

[66] IRVING, W.R.; On Line Quality Control for Continuously Cast Semis. Ironmaking and Steelmaking, v. 17, n. 3, pp. 197-202, (1990).

[67] IRWING, W.R.; Continuous Casting of Steel. The Institute of Materials, (1993).

[68] JAFFUEL, A.; Robyns, J.P.; FLO COM Slide Nozzles. In: Solidification and Casting of Metals - The Metals Society, pp. 295-299, London, (1979).

[69] JOO, S.; Guthrie, R. I. L.; Inclusion Behavior and Heat Transfer Phenomena in Steelmaking Tundish Operations: Part I. Aqueous Modeling. Metallurgical Transactions B, v. 24, pp. 755-765, Oct (1993 A).

[70] JOO, S.; Guthrie, R. I. L.; Inclusion Behavior and Heat Transfer Phenomena in Steelmaking Tundish Operations: Part II. Mathematical Model for Steel in Tundishes. Metallurgical Transactions B, v. 24, pp. 767-777, Oct (1993 B).

[71] JOO, S.; Guthrie, R. I. L.; Inclusion Behavior and Heat Transfer Phenomena in Steelmaking Tundish Operations: Part III. Applications - Computational Approach to Tundish Design. Metallurgical Transactions B, v. 24, pp. 779-788, Oct (1993 C).

[72] KANG, C.G. & Im, 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, pp. 1213-1225, (1997).

[73] KARR, C.L.; Weck, B.; Computer Modelling of Mineral Processing Equipment Using Fuzzy Mathematics. Minerals Engineering, v. 9, no. 2, pp. 183-194, (1996).

[74] KEQIANG, K.; Langer, E.W.; Influence of Secondary Cooling on Liquid Pool Depth and Surface Temperature of Strand in Continuous Casting of Steel. Scandinavian Journal of Metallurgy, v. 21, pp. 260-265, (1992).

[75] KIM, Y.; Farouk, B.; Keverian, J.; A Mathematical Model for Thermal Analysis of Thin Strip Casting of Low Carbon Steel. Journal of Engineering for Industry, v. 113, pp. 53-58, Feb (1991).

[76] KOMINAMI, H. et all; Neural Network System for Breakout Prediction in Conditions Casting Process. Nippon Steel Technical Report. n. 49, Apr. (1991).

[77] 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, pp. 458-462, (1998).

[78] KRAUS, H. G.; Finite Element and Feasibility Study of Thin Strip Continuous Casting of Steel. Numerical Heat Transfer, v.10, pp. 63-77, (1986).

[79] KUMAR, S.; Meech, J.A.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Knowledge Engineering an Expert Systems to Troubleshoot Quality Problems in the Continuous Casting of Steel Billets. Iron & Steelmaker, pp. 29-36, Sep (1993).

[80] KUMAR, S.; Walker, B.N.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Chaos at the Meniscus – The Genesis of Defects in Continuously Cast Steel Billets. 13Th PTD Conference Proceedings, pp. 119-141, (1995).

[81] KUMAR, S.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Mold Thermal Response and Formation of Defects in the Continuous Casting of Steel Billets – Laps and Bleeds. Iron & Steelmaker, pp. 53-69, June (1997).

[82] KUMAR, S.; Meech, J.A.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Rakocevic, V.; Development of Intelligent Mold for On-Line Detection of Defects in Steel Billets'. Ironmaking & Steelmaking, v. 26, n. 4, pp. 269-284, (1999).

[83] LAIT, J.E.; Brimacombe, J.K.; Weinberg, F.; Mathematical Modelling of Heat Flow in the Continuous Casting of Steel. Ironmaking and Steelmaking (Quartely), n. 2, pp. 90-97, (1974).

[84] LALLY, B.; Biegler, L.; Henein, H.; Finite Difference Heat-Transfer Modeling for Continuous Casting. Metallurgical Transactions B. v. 21, pp. 761-770, Aug. (1990).

[85] LALLY, B.; Biegler, L.T.; Henein, H.; Optimization and Continuous Casting: Part I . Problem Formulation and Solution Strategy. Metallurgical Transactions B, v. 22, pp. 641-648, (1991 A).

[86] LALLY, B.; Biegler, L.T.; Henein, H.; Optimization and Continuous Casting: Part II. Application to Industrial Caster. Metallurgical Transactions B, v. 22, pp. 649-659, (1991 B).

[87] LARREQ, M.; Birat, J.P.; Optimization of Casting and Cooling Conditions on Steel Continuous Casters – Implementation of Optimal Strategies on Slab and Bloom Casters. Application of Mathematical and Physical Models in the Iron and Steel Industry, Iron and Steel Society of ASME, pp. 273-282, (1982).

[88] LEE, D.; Lee, J.S.; Kang, T.; Adaptive Fuzzy Control of the Molten Steel Level in a Strip-Casting Process. Control Engineering Practice, v. 4, n. 11, pp. 1511-1520, (1996).

[89] LEGEARD, K.; Dalby, M.; High Speed SBQ Casting at Chaparral Steel. Canadian Metallurgical Quartely, v. 38, n. 5, pp. 323-329, (1999).

[90] LEGRAND, H. Vendeville, L., Damasse, J.M., Simon, R.W., Senk, D., Mollers, C.; Myosotis: Coulée Continue de Bandes Minces. La Revue de Mettalurgie - CIT, pp. 769-775, (1997).

[91] LI, B.Q.; Producing Thin Strips by Twin-Roll Casting - Part I: Process Aspects and Quality Issues. Journal of Metals, pp. 29-33, May (1995A).

[92] LI, B. Q.; Producing Thin Strips by Twin-Roll Casting - Part II: Process Modeling and Development. Journal of Metals, pp.13-17, Aug (1995B).

[93] LI, G.; Thomas, B.G.; Transient Thermal Model of the Continuous Single-Wheel Thin-Strip Casting Process. Metallurgical & Materials Transactions B, v. 27, pp. 509-525, (1996).

[94] 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, pp. 788-791, (1997).

[95] LOSER, W.; Thiem, S.; Jurish, M.; Solidification Modeling of Microstructures in Near-Net-Shape Casting of Steels. Materials Science and Engineering A, v. 173, pp. 323-326, (1993).

[96] LOUHENKILPI, S.; Study of Heat Transfer in a Continuous Billet Casting Machine. Scandinavian Journal of Metallurgy, v. 23, pp. 9-17, (1994).

[97] MAHAPATRA, R.B.; Brimacombe, J.K.; Samarasekera, I.V.; Walker, N.; Paterson, E.A.; Young, J.D.; Mold Behavior and its Influence on Quality in the Continuous Casting of Steel Slabs: Part I. Industrial Trials, Mold Temperature Measurements, and Mathematical Modeling. Metallurgical Transactions B, v. 22, pp. 861-874, Dec (1991 A).

[98] MAHAPATRA, R.B.; Brimacombe, J.K.; Samarasekera, I.V.; Walker, N.; Paterson, E.A.; Young, J.D.; Mold Behavior and its Influence on Quality in the Continuous Casting of Steel Slabs: Part II. Mold Heat Transfer, Mold Flux Behavior, Formation of Oscillation Marks, Longitudinal Off-Corner Depressions, and Subsurface Cracks. Metallurgical Transactions B, v. 22, pp. 875-888, Dec (1991 B).

[99] MARINGER, R.E. Casting of Near Net Shape Products. The Metallurgical Society, p. 351, 1988.

[100] MATSUMIYA, T. et all; Mathematical Analysis of Segregations in Continuous Casting Slabs. Transactions ISIJ, v. 24, pp. 873-882, (1984).

[101] MEHRABIAN, R; Relationship of Heat Flow to Structure in Rapid Solidification Processing. I International Conference in Rapid Solidification Processing, USA, pp. 9-27, (1977).

[102] METALURGIA E MATERIAIS, v. 55, n. 493, pp. 554-556, Dez (1999).

[103] METALURGIA E MATERIAIS, v. 56, n. 503, pp. 594-606, Out (2000).

[104] MILLS, K.C.; Billany, T.J.H.; Normanton, A.S.; Walker, B.; Grieveson, P.; Causes of Sticker Breakout During Continuous Casting. Ironmaking and Steelmaking, v. 18, n. 4, pp. 253-265, (1991A).

[105] MILLS, K.C.; The Performance of Casting Powders and Their Effect on Surface Quality. Mold Operation for Quality and Productivity, Iron & Steel Society, pp. 85-93, (1991B).

[106] MIZIKAR, E.A.; Spray Cooling Investigation for Continuous Casting of Billets and Blooms. Iron and Steel Engineer, pp. 53-60, Jun (1970).

[107] MIYAKE, S., Yamane, H., Yukumoto, M., Ozawa, M.; Strip Quality of Highly Alloyed Metals by Twin Roll Casting. ISIJ, v. 31, n. 7, pp. 689-695, (1991).

[108] MUKHERJEE, A. et alii; Artificial Neural Networks for the Prediction of Mechanical Behavior of Metal Matrix Composites. Acta Metallurgica, v. 43, n. 11, pp. 4083-4091, Feb. (1995).

[109] NOZAKI, T. et al.; A Secondary Cooling Pattern for Preventing Surface Cracks of Continuous Casting Slab. Transactions ISIJ, v. 18, pp. 330-338, (1978).

[110] NYSTRON, R., Burström, E., Reichelt, W., Uriau, U.; DSC - A High Productivity Concept for Strip Production of Steel. In: Proceedings of the METEC Congress; 2° European Continuous Casting Conference; 6° International Rolling Conference, Dusseldorf, pp. 1-8, (1994).

[111] PEHLKE, R.D.; Continuous Casting. The Iron and Steel Society, pp. 308-316, (1983).

[112] PINHEIRO, C.A.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Mold Flux for Continuous Casting of Steel. Iron & Steelmaking, pp. 41-43, Aug (1995).

[113] PINHEIRO, C.A.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Mold Flux for Continuous Casting of Steel. Iron & Steelmaking, pp. 51-52, Jan (1996).

[114] PINHEIRO, C.A.M.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Walker, B.N.; Mold Heat Transfer and Continuously Casting Billet Quality with Mold Flux Lubrification. Part 1: Mold Heat Transfer. Ironmaking & Steelmaking, v. 27, n. 1, pp. 37-54, (2000).

[115] QUARESMA, J.M.V.; Santos, C.A.; Spim Jr., J.A.; Garcia, A. Determinação Experimental da Condutância Térmica da Interface Metal /Molde Durante a Solidificação em Sistemas Estáticos de Fundição. Anais do 12° Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais: CBECIMAT - Águas de Lindóia, (1996).

[116] QUARESMA, J.M.V.; Santos, C.A.; Spim Jr., J.A.; Garcia, A.; Coeficiente de Transferência de Calor Metal/Coquilha na Solidificação de Ligas do Sistema Al-Cu. Anais do 13° Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais: CBECIMAT - Curitiba, (1998A).

[117] QUARESMA, J.M.V.; Santos, C.A.; Cheung, N.; Garcia, A.; Correlação entre Microestrutura de Solidificação com Propriedades Mecânicas em Ligas Al-Cu. Anais do 53° Congresso de Tecnologia Metalúrgica e de Materiais: ABM 98 – Belo Horizonte, (1998B).

[118] 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. Anais do 7° Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências Térmicas: Encit 98 – Rio de Janeiro, (1998C).

[119] QUARESMA, J.M.V.; Santos, C.A.; Garcia, A., Correlation Between Unsteady-State Solidification Conditions, Dendrite Spacings and Mechanical Properties of Al-Cu Alloys. Metallurgical and Materials Transactions A, v. 31, n. 12 , pp. 3167-3178, (2000).

[120] RAIHLE, C.M.; Fredriksson, H.; On the Formation of Pipes and Centerlines Segregates in Continuous Casting Billets. Metallurgical Transactions B, v. 25, pp. 123-133, (1994).

[121] RASHEED, K.; Hirsh, H.; Gelsey, A.; A Genetic Algorithm for Continuous Design Space Search. Artificial Intelligence in Engineering, vol. 11, pp. 295-305, (1997).

[122] READAL, G.J.; Controlling a Continuous Casting Operation. Automation in the Iron and Steel Industry, AIME, pp. 157-173, (1977).

[123] REARDON, B.J.; Fuzzy Logic Versus Niched Pareto Multiobjective Genetic Algorithm Optimization. Modelling Simulation in Materials Science Engineering, pp. 717-734, (1998).

[124] RIDLEY. A.; Experience of First Six Months of Slide Gate Submerse Casting at Inland Steel's N^0 1 Billet Caster. Metacon Convention, Inland Steel, (1991).

[125] SAITOH, H. et all; Two-Dimensional Model for Twin-Roll Continuous Casting. Metallurgical Transactions, v. 208, pp. 381-390, (1989).

[126] SAMARASEKERA, I.V.; Brimacombe, J.K.; The Influence of Mold Behavior on the Production of Continuous Cast Steel Billets. Metallurgical Transactions B, v. 13, pp. 105-116, March (1982A).

[127] SAMARASEKERA, I.V.; Anderson, D.L.; Brimacombe, J.K.; The Thermal Distortion of Continuous-Casting Billets Molds. Metallurgical Transactions B, v. 13, pp. 91-104, March (1982B).

[128] SAMARASEKERA, I.V.; Brimacombe, J.K.; Thermal and Mechanical Behavior of Continuous Casting Billets Molds. Ironmaking & Steelmaking, n. 1, pp. 1-15, (1982 C).

[129] SAMARASEKERA, I.V.; Brimacombe, J.K.; Heat Extraction Capability of Continuous Casting Billet Molds. W.O. Phillbrook Memorial Symposium Conference Proceedings, pp. 157-171, (1988).

[130] SAMARASEKERA, I.V.; Brimacombe, J.K.; Wilder, K. ; The Pursuit of Steel Billet Quality. Iron & Steelmaker, pp. 53-63, March (1994).

[131] SAMARASEKERA, I.V.; Brimacombe, J.K.; Evolution or Revolution: A New Era in Billet Casting. Canadian Metallurgical Quartely, v. 38, n. 5, pp. 347-362, (1999).

[132] SANTOS, C.A.; Spim Jr., J.A.; Garcia, A. Mathematical Modeling of heat Transfer in the Twin-Roll Continuous Casting Process. Proceedings of the 1998 AIAA/ASME Joint Thermophysics and Heat Transfer Conference, v. 4 – Novo Mexico – USA, (1998A).

[133] SANTOS, C.A.; Spim Jr., J.A.; Garcia, A. Processo Near-Net-Shape Aplicado ao Lingotamento Contínuo de Tiras Finas: Twin-Roll. Anais do XXIX Seminário sobre Fusão, Refino e Solidificação dos Metais: ABM - São Paulo, (1998B).

[134] SANTOS, C.A.; Quaresma, J.M.V.; Tosetti, J.P.V.; Spim Jr., J.A., Garcia, A., Correlação entre Microestrutura e Parâmetros Térmicos no Lingotamento Contínuo de Tiras de Aços. 54° Congresso de Tecnologia Metalúrgica e de Materiais: ABM 99 – São Paulo, (1999A).

[135] SANTOS, C.A.; Spim Jr., J.A.; Garcia, A. Modeling of Solidification in the Twin-Roll Strip Casting. Journal of Materials Processing Technology, v. 102, pp. 33-39, (2000A).

[136] SANTOS, C.A.; Cheung, N,; Sotelo, M.O.; Spim Jr., J.A., Garcia, A., Comparação entre as Diferentes Formulações para a Transferência de Calor no Lingotamento Contínuo de Aços, Anais do I Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica – CONEM 2000, Natal, (2000B).

[137] SANTOS, C.A.; Cheung, N.; Sotelo, M.O.; Spim Jr., J.A., Garcia, A., Estratégias de Otimização e Modelagem Matemática Aplicados ao Lingotamento Contínuo de Aços (Programação Inteligente no Lingotamento Contínuo), Anais do $55^{\underline{0}}$ Congresso Anual da ABM, 16-20 julho, (2000C).

[138] SANTOS, C.A.; Quaresma, J.M.V., Garcia, A.; Determination of Transient Interfacial Heat Transfer Coefficients in Chill Mold Castings, Journal of Alloys and Compounds, vol. 319, pp. 174-186, Apr (2001).

[139] SAUCEDO, I.G., Blazek, K.E.; Development of an Eletromagnetic Edge Dam (EMD) for Twin Roll Casting. In: Proceedings of the METEC Congress; 2° European Continuous Casting Conference; 6° International Rolling Conference, Dusseldorf, pp. 457-462, (1994).

[140] SCHEIL, E.; Solute Redistribution of Solute. Zeitschrift fur Metalkunde, v. 34, pp. 70-72, (1942).

[141] SCHWERDTFEGER, K. Benefits, Challenges and Limits in New Routes for Hot Strip Production. ISIJ, v. 38, n. 8, pp. 852-861, (1998).

[142] 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. in press, (1999).

[143] SHIN, Y. K., Kang, T., Reynolds, T., Wright, L.; Development of Twin Roll Strip Caster for Sheet Steels. Ironmaking & Steelmaking, v. 22, n. 1, pp. 35-44, (1995).

[144] SHYY, W.; Pang, Y.; Hunter, G.B.; Wei, D.Y.; Chen, M.H.; Effect of Turbulent Heat Transfer on Continuous Ingot Solidification. Transactions of the ASME, v. 115, pp. 8-16, (1993).

[145] 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, pp. 485-492, (1993).

[146] SIVENSSON, P.; Raihle, C.M.; Thermal Soft Reduction in Continuously Casting Slabs. Materials Science and Engineering A, v. 173, pp. 299-304, (1993).

[147] SIVENSSON, P.; Ortlund, T.; Widell, B.; Improvement of Inner Quality in Continuously Cast Billets Through Thermal Soft Reduction and Use of Multivariate Analysis of Saved Process Variables. Ironmaking & Steelmaking, v. 23, n. 6, pp. 504-511, (1996).

[148] SOWKA, E.; Dikhoff, P.S.; Harder, J.; Munscher, F.; Beirer, G.; Breakout Avoidance System, BASYS, for Continuous Slab Casting. Iron & Steel Engineer, pp. 30-35, May (1999).

[149] SPIM Jr., J.A.; Santos, C.A.; Cau, E.; Garcia, A.; Modelagem Matemática do Lingotamento Contínuo de Tiras pelo Processo Twin-Roll. Anais do 2^0 Congresso Internacional de Tecnologia Metalúrgica e de Materiais - ABM, São Paulo, (1997A).

[150] SPIM Jr, J.A.; Santos, C.A.; Ierardi, M.C.; Garcia, A.; The Use of Artificial Intelligence Techniques in a Heat Transfer Model for the Control of Solidification During Continuous Casting. Proceedings of the 4th Decennial International Conference on Solidification Processing - SP 97, pp. 166-169, Jul (1997B).

[151] SPIM, J.A.; Garcia, A.; An Optimization of the Finite Difference Method for Modeling Solidification of Complex Shaped Domains. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences, v. XIX, n. 3, pp. 392-409, (1997C).

[152] SPIM, Jr., J.A; Santos, C.A; Garcia, A; Modeling of Solidification in the Continuous Casting of Cylindrical Steel Billets. Trabalho apresentado no 4th World Congress on Computational Mechanics– Buenos Aires, (1998).

[153] SPINELLI, J.E.; Alves, R.A.; Tosetti, J.P.V.; Santos, C.A.; Spim, J.A.; Garcia, A.; Implementação de um Sistema de Controle Automático na Máquina de Lingotamento Contínuo de Tiras (Twin-Roll) do IPT/SP. XXXI Seminário sobre Fusão, Refino e Solidificação dos Metais, Vitória, (2000A).

[154] SPINELLI, J.E.; Tosetti, J.P.V.; Santos, C.A.; Spim, J.A.; Garcia, A.; Aplicação de um Modelo Físico para o Projeto do Distribuidor da Máquina de Lingotamento Contínuo de Tiras Twin-Roll do IPT, Anais do I Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica – CONEM 2000, Natal, (2000B).

[155] SPINELLI, J.E.; Tosetti, J.P.V.; Santos, C.A.; Beneducce, F.; Spim, J.A.; Garcia, A.; Correlação entre Parâmetros Térmicos e Microestrutura de Solidificação em Tiras Produzidas pelo Processo Twin-Roll/IPT-SP, Anais do ENCIT 2000 – 3 a 6 de Outubro, Porto Alegre – Brasil, (2000C).

[156] SPITZER, K. H.; Review on Present State of Near Net Shape Casting Processes. Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Process V, Ed. by The Minerals, Metals & Materials Society, pp. 555-567, (1991).

[157] SPITZER, K. H., Schwerdtfeger, K.; Production of Steel Strip with a Single-belt Process. In: Proceedings of the METEC Congress; 2nd European Continuous Casting Conference; 6th International Rolling Conference, Dusseldorf, pp. 1-8, (1994).

[158] STONE, D.T.; Thomas, B.G.; Measurement and Modeling of Heat Transfer Across Interfacial Mold Flux layers. Canadian Metallurgical Quartely, v. 38, n. 5, pp. 363-375, (1999).

[159] STREZOV, L.; Herbestson, J.; Experimental Studies of Interfacial Heat Transfer and Initial Solidification Pertinent to Strip Casting. ISIJ International, pp. 959-966, (1998).

[160] SZEKELY, J.; Some Perspectives on Mathematical Modelling of Metals Processing Operation. Ironmaking & Steelmaking, v. 16, n. 3, pp. 183-193, (1989).

[161] TAKEUCHI, E.; Brimacombe, J.K.; The Formation of Oscillation Marks in the Continuous Casting of Steel Slabs. Metallurgical Transactions B, v. 15, pp. 493-508, (1984).

[162] TAKEUCHI, E.; Brimacombe, J.K.; Effect of Oscillation-Mark Formation on the Surface Quality of Continuous Casting Steel Slabs. Metallurgical Transactions B, v. 16, pp. 605-625, Sep (1985).

[163] TAKEUCHI, H.; Stainless Steel Production by Prototype Twin Drum Casting Machine. International Conference in New Smelting Reduction and Near-Net-Shape Casting Technologies for Steel, Korea, (1990).

[164] TAKEUCHI, S.; Miki, Y.; Itoyama, S.; Kobayashi, K.; Sorimachi, K.; Sakuraya, T.; Control of Oscillation Mark Formation During Continuous Casting. Mold Operation for Quality and Productivity, Iron & Steel Society, pp. 37-41, (1991).

[165] THOMAS, B.G.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Mathematical Model of the Thermal Processing of Steel Ingots: Part 1. Heat Flow Model. Metallurgical Transactions B, v. 18, pp. 119-130, Marc (1987).

[166] THOMAS, B.G.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Investigation of Panel Crack Formation in Steel Ingots: Part I. Mathematical Analysis and Mid-Face Panel Cracks. Metallurgical Transactions B, v. 19, pp. 277-287, Apr (1988 A).

[167] THOMAS, B.G.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Investigation of Panel Crack Formation in Steel Ingots: Part II. Off-Corner Panel Cracks. Metallurgical Transactions B, v. 19, pp. 289-2301, Apr (1988 B).

[168] TIEDJE, N.; Langer, E.W.; Numerical Modelling of Heat Transfer and Solidification of Continuously Cast Billets. Scandinavian Journal of Metallurgy, v. 22, pp. 55-60, (1993).

[169] TOLEDO, G.A.; Lainez, J.; Cirión, J.C.; Model Optimization of Continuous Casting Steel Secondary Cooling. Materials Science & Engineering A, v. 173, pp. 287-291, (1993).

[170] TOLVE, P.; Ghersi, M.; Capotosit, R.; Development of the Strip Casting Technology in Italy and Possible Industrial Application Scenarios. International Conference in New Smelting Reduction and Near-Net-Shape Casting Technologies for Steel, Korea, pp. 653-666, (1990).

[171] UETA, H.; Saito, T.; Kimura, T.; Mine, T.; Nakata, N.; Development of Uniform Secondary Mist Cooling Technology for Slab Continuous Casting. La Revue de Métallurgie - CTI; pp. 573-580, Juin (1990).

[172] US PATENT n° 4421570; Making Molds for Continuous Casting, Dec (1983).

[173] US PATENT n° 4589930; Casting Metal Mold and Method of Producing the Same, May (1986).

[174] VAN DRUNEN, G.; Brimacombe, J.K.; Weinberg, F.; Internal Cracks in Strand-Cast Billets. Ironmaking & Steelmaking (Quartely), n. 2, pp. 125-133, (1975).

[175] VISKANTA, R.; Heat Transfer During Melting and Solidification of Metals. Journal of Heat Transfer; v. 110, pp. 1205-1219, Nov (1988).

[176] ZAPUSKALOV, N.; Vereschagin, M.; Effect of Technological Factors on Strip Profile in Twin-Roll Casting Process. ISIJ International, v. 38, n. 10, pp. 1107-1113, (1998).

[177] ZIETSMAN, J.H.; Kumar, S.; Meech, J.A.; Samarasekera, I.V.; Brimacombe, J.K.; Taper Design in Continuous Billet Casting Using Artificial Neural Networks. Ironmaking & Steelmaking, v. 25, n. 6, pp. 476-483, (1998).

[178] YAMAUCHI, A.; Sorimachi, K.; Sakuraya, T.; Fuji, T.; Heat Transfer Between Mold and Strand Through Mold Flux Film in Continuous Casting of Steel. ISIJ International, v. 33, n. 1, pp. 140-147, (1993).

[179] YANG, G.; Osakada, K.; A Review of Expert System for Process Planning of Cold Forging. Manufacturing Review, v. 6, n. 2, pp. 101-113, (1993).

[180] YORK, R.; Spitzer, K.H.; Heat Transfer in the Secondary Cooling Region on Continuous Casting Machines. Proceedings of the 4th Decennial International Conference on Solidification Processing - SP 97. 163-165, Jul (1997).

[181] WANG, G. X.; Matthys, E.F.; Numerical Modelling of Phase Change and Heat Transfer During Rapid Solidification Processes: Use of Control Volume Integrals with Element Subdivision. International Journal of Heat and Mass Transfer, v.35, pp.141-153, (1992).

[182] WATANABE, T.; Omura, K.; Konishi, M.; Watanabe, C.; Furukawa, K.; Mold Level Control in Continuous Casting by Neural Network Model. ISIJ, v. 39, n. 10, pp. 1053-1060, (1999).

[183] WEINBERG, F.; Continuous Casting. In: Solidification and Casting of Metals - The Metals Society, pp. 235-243, London, (1979).

[184] WILLIAMSON, C.Q.; Process Control in Continuous Casting: a Trend or Must. Continuous Casting, v. 4, pp. 281-287, (1988).

[185] WOODYATT, L.R. et all; Using Fuzzy Sets to Assign Metallurgical Grades to Steel. The Journal of the Minerals Metals & Materials Society (JOM), pp. 28-31, Feb (1992).

[186] WOLF, M.; Kurz, W.; The Effect of Carbon Content on Solidification of Steel in the Continuous Casting Mold. Metallurgical Transactions B, v. 12, pp. 85-93, Marc (1981).

[187] www.newsteel.com/features/ns9812f3.htm

Livros

BEJAN, A.; Heat Transfer. New York: Ed. John Wiley & Sons, Inc., (1993).

BOLC, L.; Cytowski, J.; Search Methods for Artificial Intelligence. Ed. Academic Press Inc., California, (1992).

CHAKRABORTI, N.; Inteligência Artificial e Algoritmo Genético. Apostila do Curso na Escola de Minas – UFOP, Ouro Preto, (2000).

DUSIMBERRE, G.M.; Numerical Analysis of Heat Flow. 1st Ed, New York: Ed. McGraw-Hill Book Company, Inc., (1949).

GARCIA, A.; Apostila de Lingotamento Contínuo de Metais. Apostila do Curso de Pós-Graduação do DEMA/FEM/UNICAMP, 1986.

GOLDBERG, H.; Genetic Algorithms in Search, Optimization, and Machine Learning. Ed. Addison-Wesley Publishing Company Inc., (1989).

HANSEN, M.; Constituition of Binary Alloys. New York: Ed. McGraw-Hill Book Company, (1958).

INCROPERA, F.P.; Witt, D.P.; Fundamentals of Heat and Mass Transfer, 3rd Ed., New York: Ed John Wiley & Sons, (1981).

KURZ, W., Fisher, D.J.; Fundamentals of Solidification. Ed. Trans Tech Publications, (1984).

METALS HANDBOOK – Metallography, Structures and Phase Diagrams, v. 8, 8th Ed., ASM, (1973).

METALS HANDBOOK – Properties and Selections Irons, Steel and High-Performance, vol. 1, 9th Ed, ASM

METALS HANDBOOK – Aluminum Alloys, 8th Ed., v. I, p. 948, (1989).

MICHALEWICZ, Z.; Genetic Algorithms + Data Structures = Evolution Programs, 3rd. Ed, Ed. Springer-Verlag, (1996).

OSMAN,I.H.; Kelly, J.P.; Meta-Heuristics: an Overview. In: Meta-Heuristics: Theory & Applications, Ed. Kluwer Academic Publishers, (1996).

PEHLKE, R.D.; Jeyarajan, A.; Wada, H.; Summary of Thermal Properties for Casting Alloys and Mold Materials. The University of Michigan, December (1982).

POIRIER, D.R.; Poirier, E.J.; Heat Transfer Fundamentals for Metals Casting. The Minerals, Metals and Materials Society, (1994).

RICH, E.; Artificial Intelligence. New York: Ed. McGraw-Hill Book Company, (1988).

RUSSEL, S.J.; Norvig, P.; Artificial Intelligence: A Modern Approach. New Jersey: Ed. Prentice Hall, (1998).

SCHWERDTFEGER, K.; Apostila do Curso de Lingotamento Contínuo de Aços – USP/POLI/Metalurgia, (2000).

SHIRAI, Y.; Artificial Intelligence. New York: John Wiley & Sons, Inc., (1985).

SILVA, A.L.C.; Mei, P.R.; Tecnologia dos Aços. Gráfica Editora Hamburg Ltda, (1981).

SMITH, G.D.; Numerical Solutions of Partial Differential Equations. 3ª Ed., Ed. Clarendon Press–Oxford, (1985).

TAKEFUJI, Y.; Neural Network Parallel Computing . Ed. Kluwer Academic Publishers, (1992).

WANG, L.X.; Adaptive Fuzzy Systems and Control : Design and Stability Analysis. New Jersey: Ed. Prentice Hall, (1993).

WATERMAN, D. A.; A Guide to Expert Systems . New York: Ed. Addison-Wesley Publishing Company Inc., (1986).

WINSTON, P. H.; Artificial Intelligence. New York: Ed. Addison-Wesley Publishing Company Inc., 3rd Ed., (1992).

WELTY, J. R.; Engineering Heat Transfer. New York: J. Wiley & Sons, Inc., (1976).

Teses

CHEUNG, N., Interação entre uma Base de Conhecimento e um Modelo Matemático de Solidificação na Análise da Qualidade no Lingotamento Contínuo de Aços. Dissertação de Mestrado, UNICAMP/FEM/DEM, (1999).

COSTA NETO, J.G.; Otimização do Fluxo de Aço no Distribuidor do Lingotamento Contínuo. Tese de Doutorado, UNICAMP/FEM/DEMA, (1997).

GARCIA, A.; Transferência de Calor e Solidificação na Lingotamento Contínuo de Aços. Tese de Livre Docência, FEM/DEMA/UNICAMP, (1982).

MEDEIROS, M. D.; Influência do Superaquecimento no Comportamento Térmico de Sistemas Metal/Molde Durante a Solidificação. Dissertação de Mestrado, UNICAMP/FEM/DEMA, (1979).

QUARESMA, J.M.V.; Correlação entre Parâmetros Térmicos, Microestrutura e Propriedades Mecânicas das ligas Al-Cu. Tese de Doutorado, UNICAMP/FEM/DEMA, (1998).

SANTOS, C.A.; Influência das Taxas Direcionais de Resfriamento na Evolução da Solidificação em Sistemas Metal/Molde. Dissertação de Mestrado, UNICAMP/FEM/DEM, (1997).

SPIM Jr., J. A.; Aplicação da Modelagem Matemática da Solidificação no Controle Ótimo do Lingotamento Contínuo de Aços. Dissertação de Mestrado, UNICAMP/FEM/DEMA, (1993).

SPIM Jr, J.A.; Aplicação da Modelagem Matemática na Definição Integral da Solidificação para Projeto ou Reprogramação de Sistema de Fundição. Tese de Doutorado, UNICAMP/FEM/DEMA, (1996).

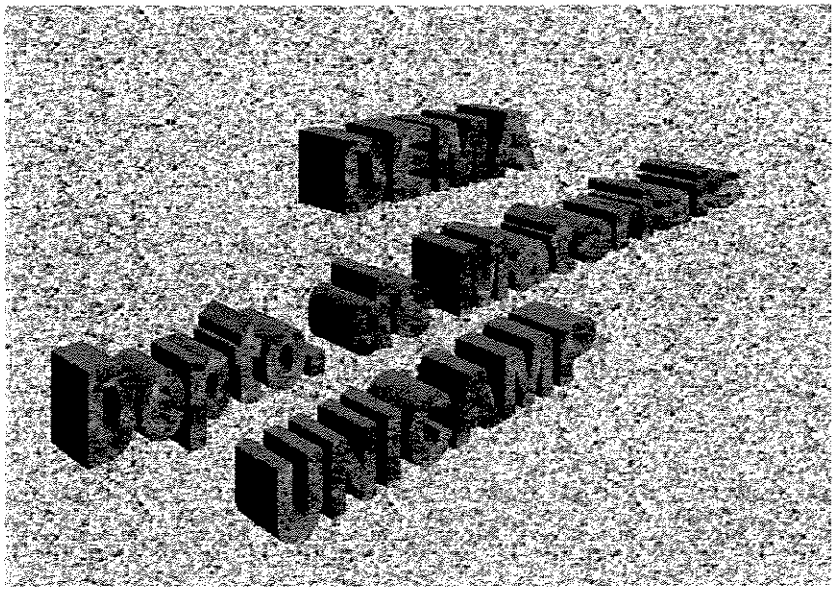
SPINELLI, J.E., Simulador do Processo de Lingotamento Contínuo de Tiras. Dissertação de Mestrado, UNICAMP/FEM/DEMA, (2000D).

Apêndice A

Tutorial do Programa Wingote 1.0

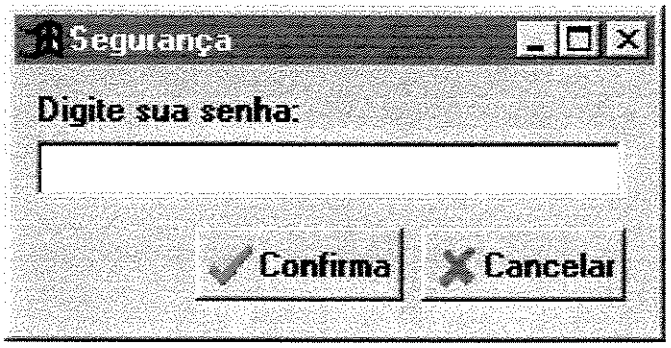
TELA DE ABERTURA:

Tela que carrega ao se iniciar o Programa *WINGOTE 1.0* apresentando o departamento e a instituição a que pertence o grupo de desenvolvimento do *software*.



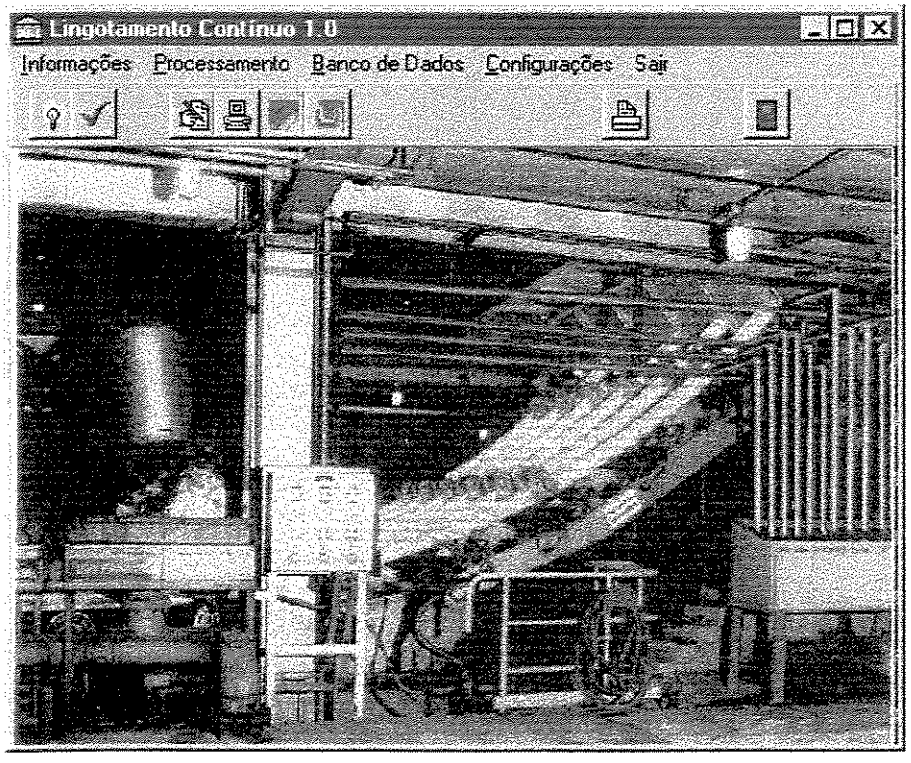
TELA DE ACESSO:

Permite acesso ao programa por meio do cadastramento de uma senha. Como formatação padrão, a senha que está configurada como *default* é **teste,** bastando digitá-la e clicar no botão confirma (as letras serão substituídas por * e a senha deve ser digitada em letra minúscula). Essa tela também permite a opção de se alterar a senha de acordo com a vontade do usuário.



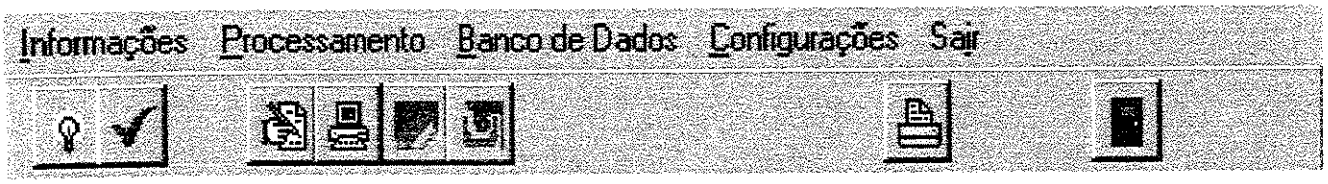
TELA PRINCIPAL:

Tela Principal de Apresentação das Rotinas do Programa. Essa tela permite que se visualizem as informações do programa, carregue as fichas de entrada de dados, banco de dados de materiais, configuração de impressora, e saída do programa.



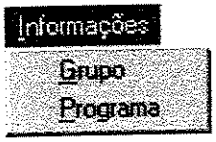
Menu e Barra de ferramentas:

As funções do programa podem ser acessadas via *Menu* de opções ou botões da barra de ferramentas. É possível fazer a navegação pelos itens com o mouse ou teclado (basta utilizar a tecla *ALT* + a letra sublinhada no *Menu*).



As principais funções do programa são:

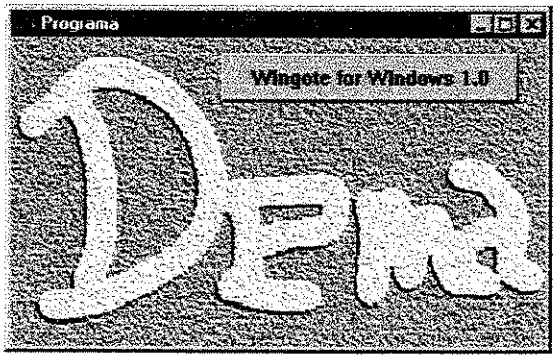
Informações:



A opção *INFORMAÇÕES* possui dois itens.

Informações equivalentes ao item *GRUPO* no *Menu*, exibindo informações gerais da equipe responsável pelo *software* e agradecimentos.

Informações equivalentes ao item *PROGRAMA* no *Menu*, exibindo a versão do *software*.



Processamento:

A opção *PROCESSAMENTO* possui dois itens.

Equivalente ao item *ENTRADA DE DADOS* no *Menu*, permite a entrada de dados operacionais do equipamento e dos materiais necessários para a simulação.

Todas as telas que apresentam o preenchimento de fichas de dados mostram na parte superior da tela uma barra de navegação entre as fichas iguais à mostrada a seguir:

Barra de navegação de dados:

Posiciona-se no primeiro registro do arquivo (1ª ficha em ordem alfabética).

Posiciona-se no registro anterior ao atual, a menos que o atual seja o primeiro registro do arquivo.

Posiciona-se no registro posterior ao atual, a menos que o atual seja o último registro do arquivo.

Posiciona-se no último registro do arquivo.

Inclui um novo registro no arquivo.

Remove o registro atual do arquivo.

Alteração do registro atual do arquivo.

Confirma a operação atual.

Cancela a operação atual.

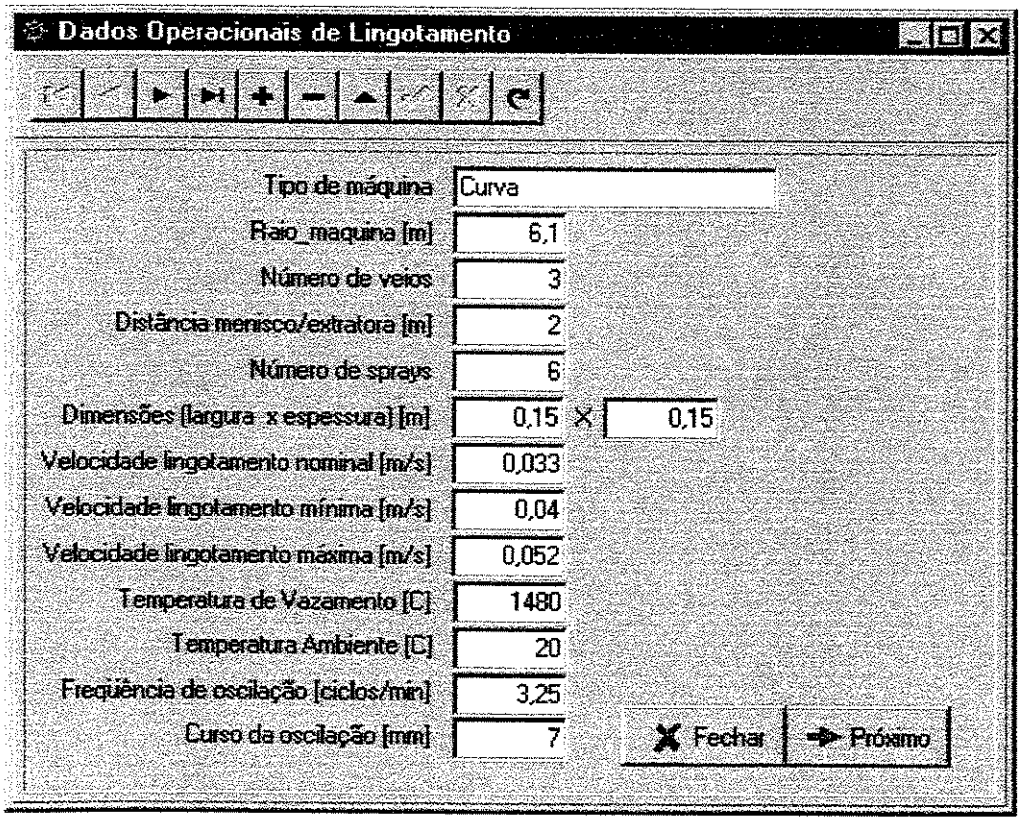
Reorganiza o arquivo, limpeza do *buffer*.

TELAS DE ENTRADA DE DADOS:

Esta opção trabalha em cadeia, ou seja, o preenchimento é seqüencial.

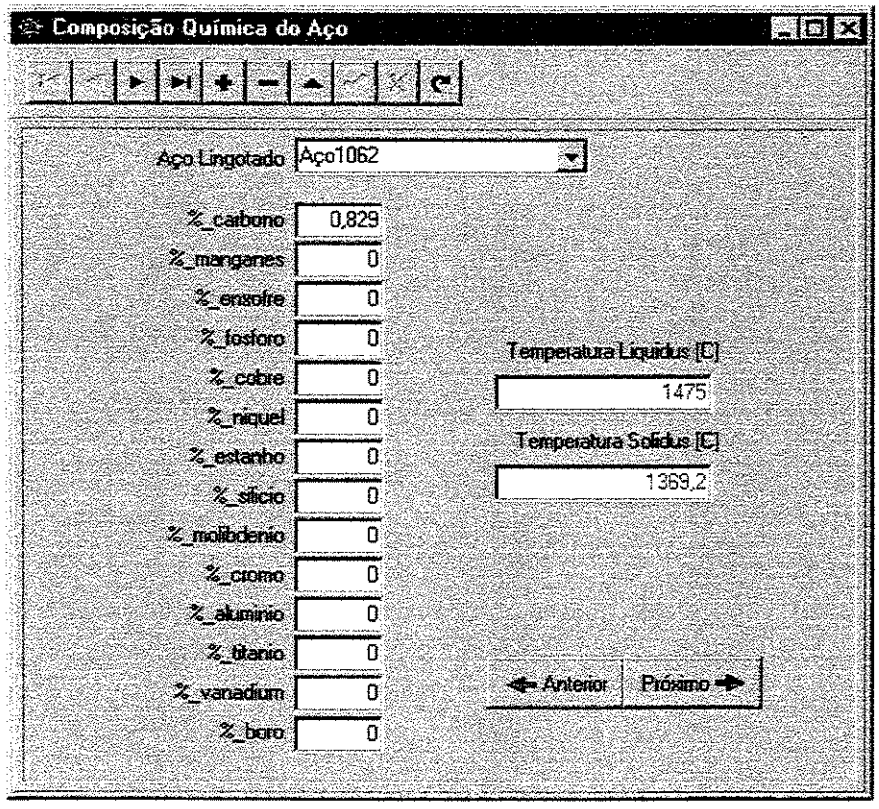
Tela de dados operacionais de lingotamento:

Equivalente ao item ENTRADA DE DADOS no *Menu Processamento*, permite a entrada dos dados como dimensões do molde, velocidades de lingotamento e características da máquina. Após o preenchimento completo dessa tela, seguir para a próxima tela.



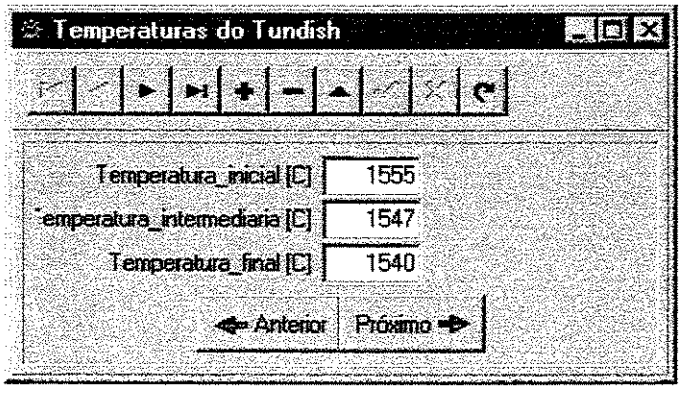
Tela da composição química do aço:

Permite especificar a quantidade, em percentual, dos elementos que compõem a liga. As temperaturas de transformação do metal (liquidus e solidus) são calculadas assim que for fornecido o último valor da composição química, baseado em formulação proposta por Brimacombe, 1984. Esta tela também permite que os valores das temperaturas Solidus e Liquidus sejam introduzidas pelo usuário. Em função da composição química do metal lingotado, também se realiza uma análise objetivando a qualidade final do lingote.



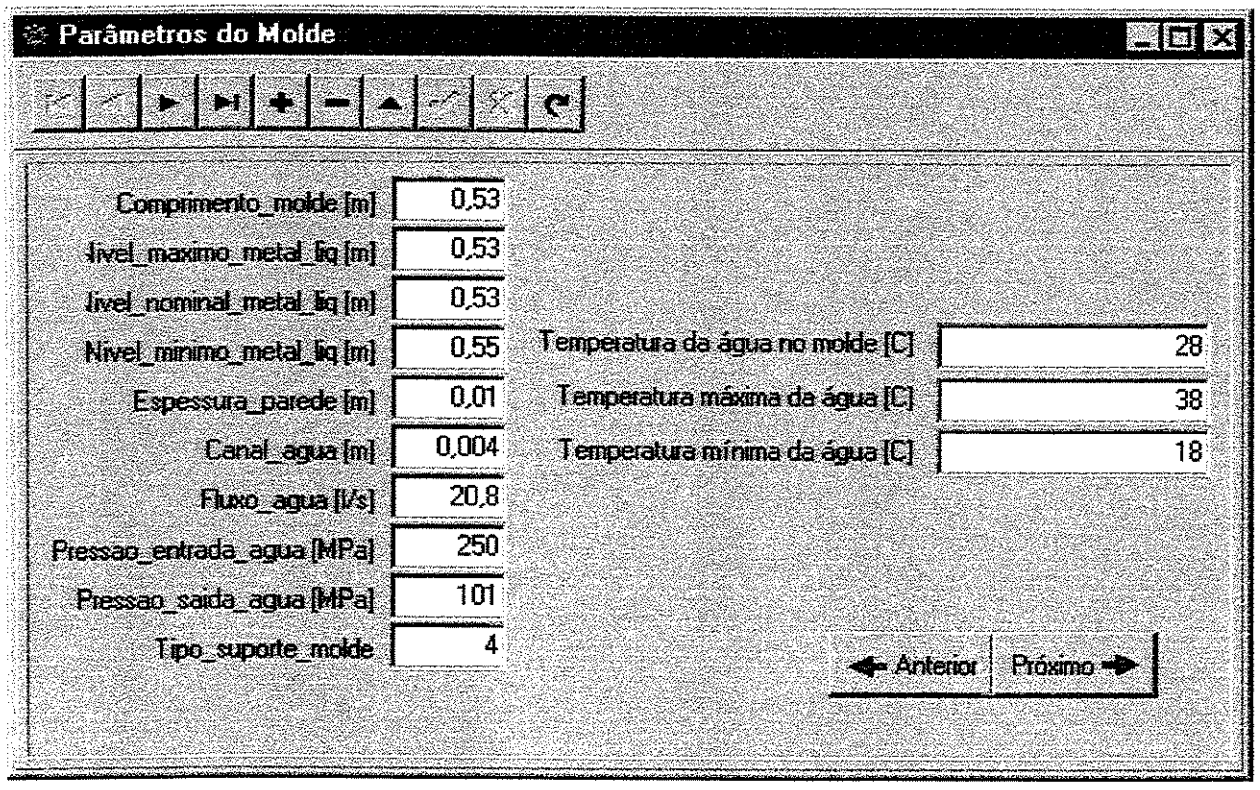
Tela de temperaturas do tundish:

Permite a entrada das temperaturas inicial, intermediária e final do metal líquido no *tundish* durante a corrida, as quais serão consideradas como as temperaturas de vazamento no modelo matemático, permitindo a simulação do processo de solidificação do lingote nos instantes iniciais, intermediários e finais do processo.



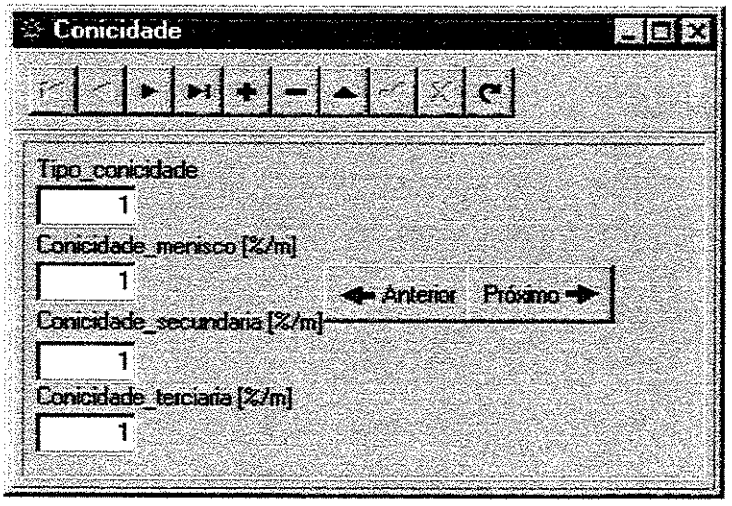
Tela de parâmetros do molde:

Permite a entrada dos dados específicos do molde, como comprimento, nível de metal líquido na região do menisco, sistema de refrigeração, entre outros. Estes dados, juntamente com todos os outros dados das outras fichas, serão fundamentais para a análise das condições de lingotamento segundo o que sugere a literatura, e suas influências na qualidade dos produtos.



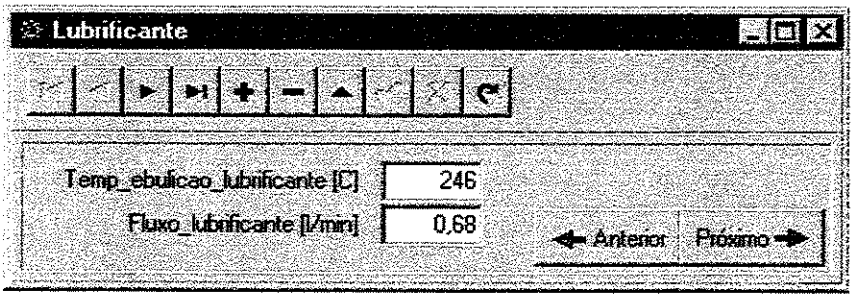
Tela de conicidade:

Permite a seleção de conicidade para o molde, além da definição desta ao longo do comprimento do molde. Este é outro fator importante que deve ser analisado para melhorar a qualidade do produto final (baseado em dados obtidos da literatura especializada).



Tela de lubrificante:

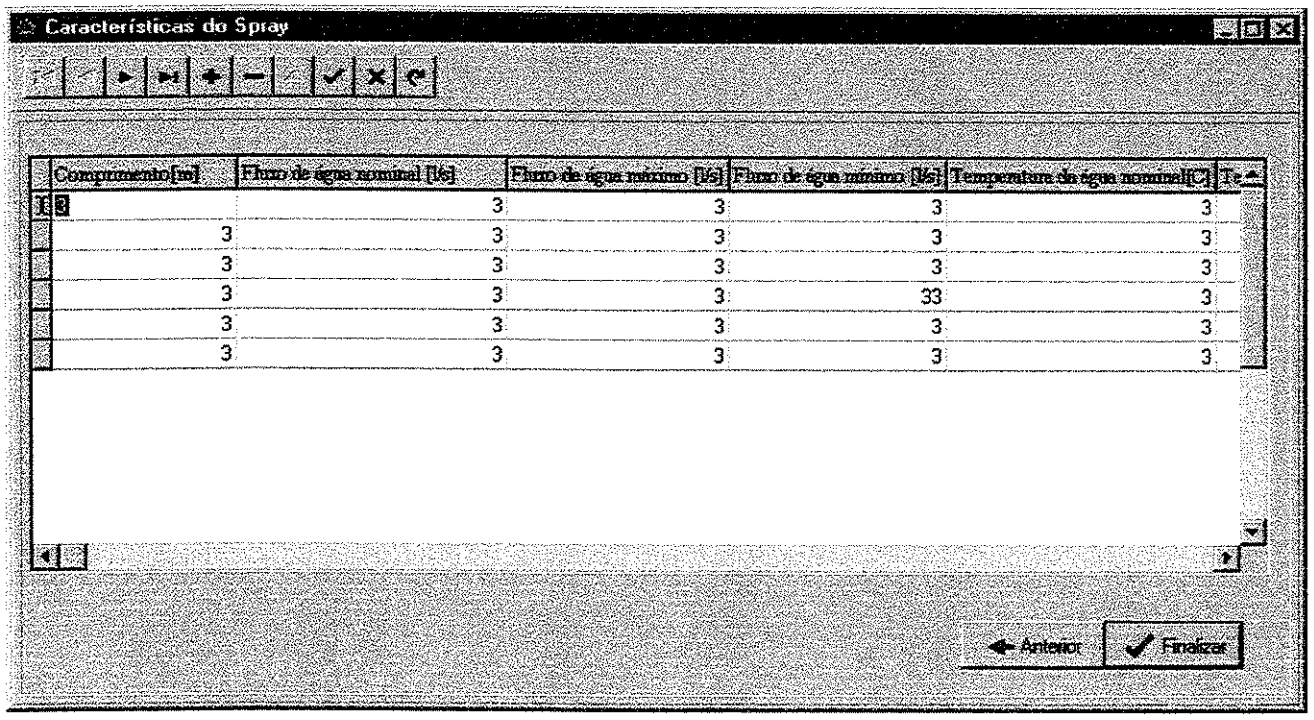
Permite informar características físicas do lubrificante, de acordo com o tipo de lingotamento que está sendo realizado: jato aberto (óleo) ou com válvula submersa (pó fluxante). É um dado importante principalmente no que diz respeito à temperatura de ebulição do lubrificante.



Tela de sprays:

Permite definir o número das regiões de *sprays* existentes no resfriamento secundário da máquina e o comprimento destas. Nessa tela não é necessário fornecer o número de bicos de chuveiros em cada zona, mas somente a vazão total de água para cada uma. Com essa informação, o modelo matemático fará a conversão dos dados de vazão para dados térmicos (coeficientes de transferência de calor) de acordo com formulações existentes na literatura. Assim, a entrada dos limites aceitáveis de vazão para cada região torna-se necessária para que se

possa ajustar a retirada de calor do sistema visando um melhor comportamento térmico no lingote.

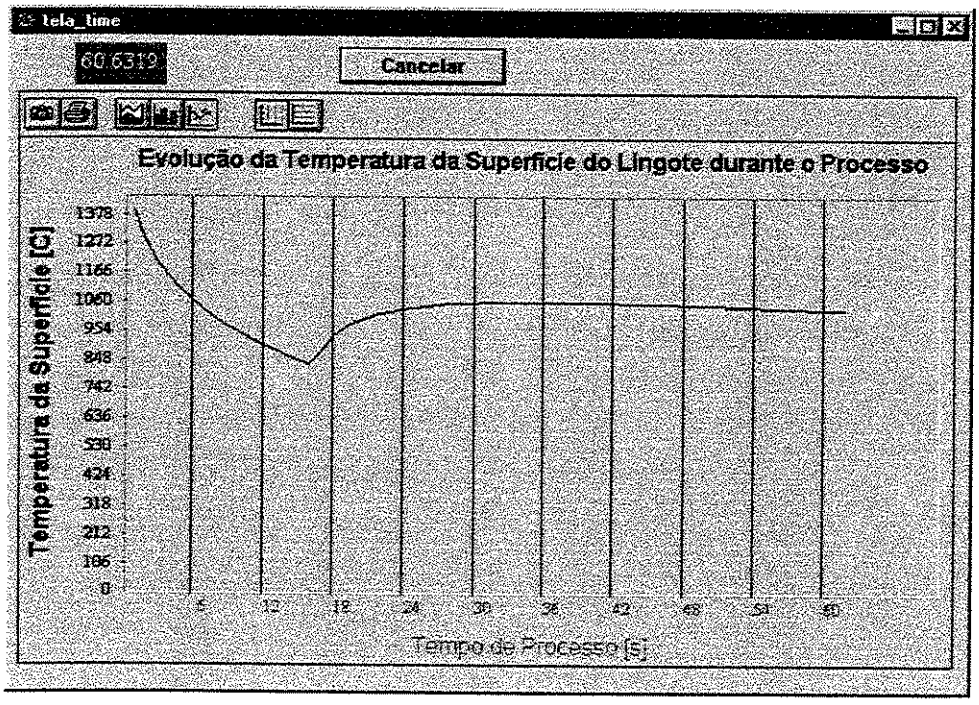


Equivalente ao item *SIMULAÇÃO* no *Menu*, permite que se rode o modelo matemático de transferência de calor durante a solidificação do lingote na máquina de lingotamento contínuo em função dos dados operacionais do processo.

TELA DE RESULTADOS DA SIMULAÇÃO:

Permite a visualização do gráfico da evolução temperatura da superfície do lingote x tempo gerado em tempo real durante a simulação. Também é possível observar um gráfico que plota a evolução da espessura da casca solidificada ao longo da máquina, possibilitando definir o ponto de fechamento da poça líquida dentro do lingote. Internamente, o programa cria dois arquivos formatados (EVOLUC.DAT e CAMADA.DAT) correspondentes aos gráficos de temperaturas e camada sólida que podem ser carregados para outros aplicativos (ORIGIN, GRAPHER, EXCELL, por exemplo). Esses arquivos são gerados em tempo real, ou seja, se por

qualquer motivo a simulação for cancelada, os arquivos armazenam as informações até aquele instante.



Esta tela possui uma pequena barra de ferramentas, que permite alterar os tipos de gráficos, fazer impressão e copiá-los para a área de transferência do ambiente Windows.

Copia o gráfico para área de transferência.

Imprime o gráfico.

Exibe o gráfico na forma de área.

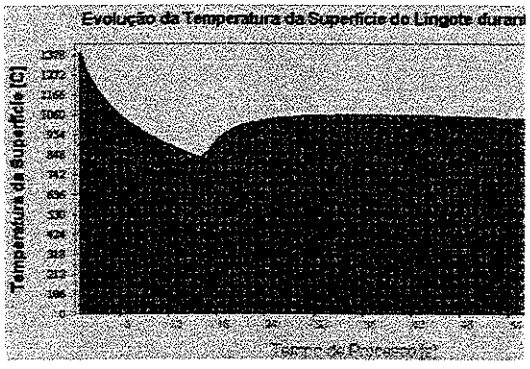
Exibe o gráfico na forma de barras.

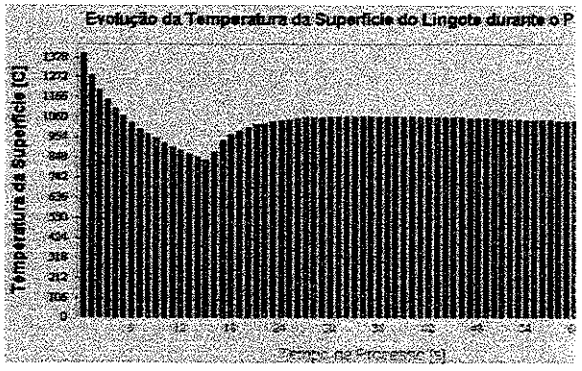
Exibe o gráfico na forma de linha.

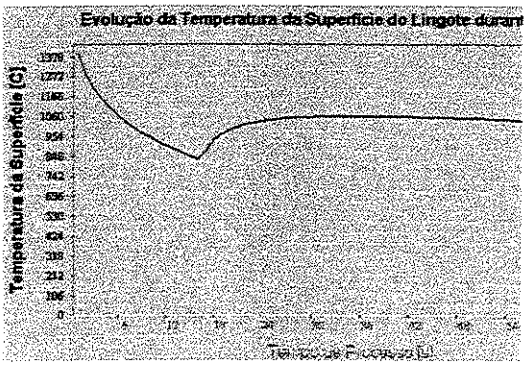
Exibe linhas verticais.

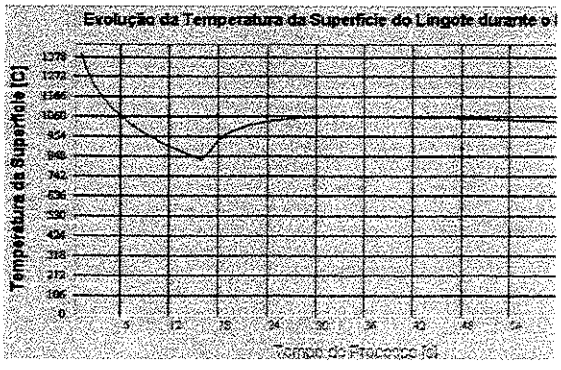
Exibe linhas horizontais.

Algumas combinações para o mesmo gráfico:









Com os dados das condições de lingotamento inseridas nas telas de *Entrada de Dados* e os resultados gerados pelo modelo matemático de transferência de calor (gráficos), faz-se toda a análise do comportamento térmico do lingote produzido na máquina de lingotamento contínuo, analisando seu comportamento quanto à qualidade do produto final.

Outra opção que o programa também oferece é a de simular condições de lingotamento utilizando-se de velocidades de lingotamento um pouco superiores àquelas em vigor, visando aumento da produção sem deterioração da qualidade.

O software também apresenta um banco de dados referente aos materiais lingotados e aos tipos de moldes de cobre mais utilizados nos equipamentos.

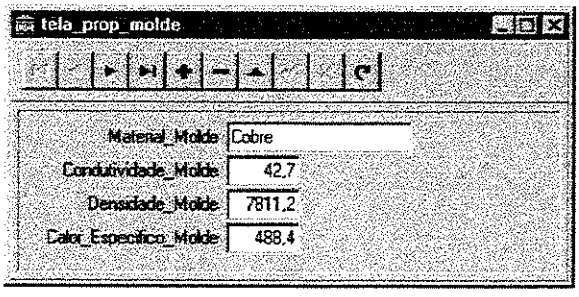
BANCO DE DADOS:

A opção *BANCO DE DADOS* possui dois itens.

Equivalente ao item *MOLDE* no *Menu*, permite a entrada das propriedades do metal.

Tela de propriedades do molde:

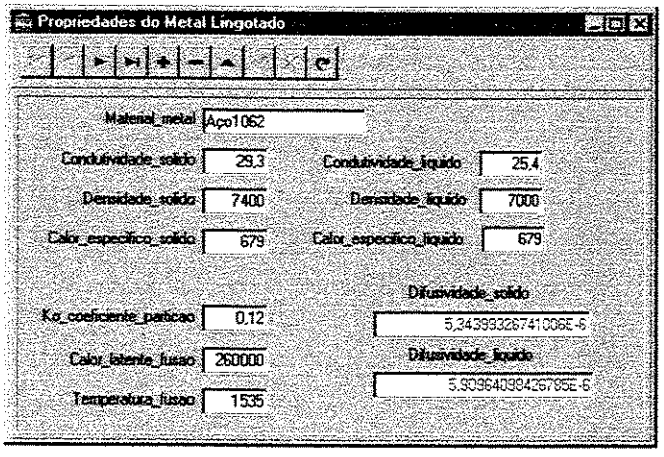
Permite o cadastramento e a entrada de propriedades termofisicas do molde.



Equivalente ao item *METAL* no *Menu*, permite a entrada das propriedades do metal.

Tela de propriedades do metal lingotado:

Permite o cadastramento e a entrada de propriedades termofísicas do metal, além de realização de alguns cálculos necessários para o modelo matemático.



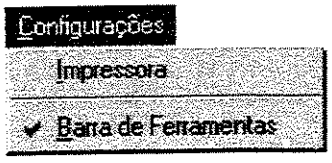
RELATÓRIOS:

Este item do programa ainda se encontra em fase de desenvolvimento, mas o relatório final será na forma de 2 gráficos: um mostrando o comportamento da temperatura de superfície do lingote ao longo de todo o equipamento, e outro mostrando a evolução da solidificação do lingote até o ponto de endireitamento do lingote. Também será apresentada uma tabela mostrando a situação atual do equipamento e do processo e possíveis modificações, que porventura possam ser realizadas em função de dados existentes na literatura especializada e/ou calculadas pelo modelo matemático, acoplado com técnicas de otimização do processo e controle e melhoria da qualidade do produto final.

Outra idéia que está sendo desenvolvida e que poderá fazer parte do Item *Relatórios* é a possibilidade da realização de medidas de temperaturas da superfície do lingote ao longo das regiões de resfriamento secundário e radiação livre no equipamento, e assim permitir a utilização

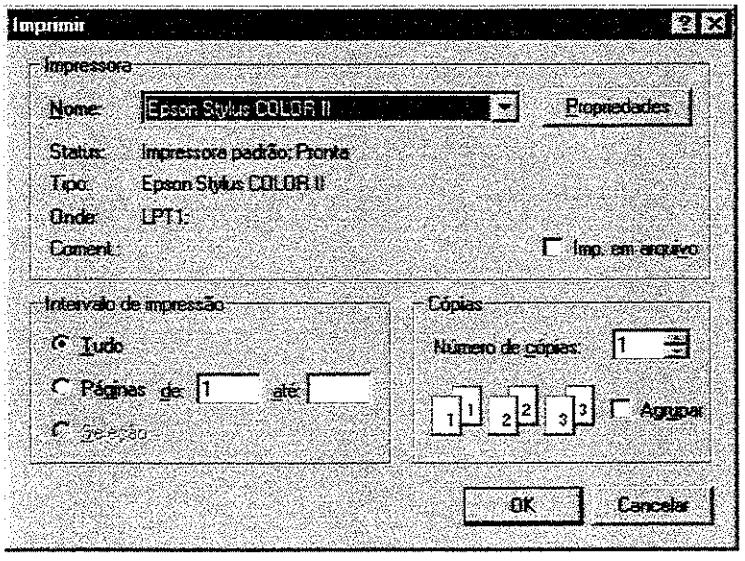
de uma estratégia de busca automática das melhores condições de resfriamento de cada região em função do cálculo dos coeficientes de transferência de calor lingote/água. Todo os cálculos serão realizados pelo modelo matemático de solidificação. Esse modelo trabalhará com os valores experimentais de temperaturas, fornecidos pelo usuário, a partir dos quais serão calculadas as taxas de transferências de calor no sistema. Isso permite uma análise dessas taxas e pode sugerir possíveis mudanças nas vazões de água de cada região.

CONFIGURAÇÕES:



A opção *CONFIGURAÇÕES* possui dois itens.

Equivalente ao item *IMPRESSORA* no *Menu*, exibe informações sobre a impressora permitindo a sua configuração. A tela de configuração será a padrão do sistema operacional.



O item BARRA DE FERRAMENTAS exibe ou oculta a barra com os ícones, e apresenta uma tela menor e mais simplificada.

A opção *SAIR* é uma opção única.

Equivalente à opção *SAIR* no *Menu*, fecha todos os arquivos e encerra o programa.

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE