

**Universidade de São Paulo**

**PECE – Programa de Educação Continuada**

*Ricardo César Rodrigues Alves*

**ESTUDO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO LINGOTAMENTO  
CONTINUO DE PLACAS**

São Paulo

2008

ESP/SO  
2008  
A185e

*Ricardo César Rodrigues Alves*

**ESTUDO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO LINGOTAMENTO  
CONTÍNUO DE PLACAS**

Monografia apresentada ao Programa de Educação  
Continuada da Universidade de São Paulo para  
conclusão do curso de MBA em Siderurgia, realizado  
na COSIPA – Companhia Siderúrgica Paulista.

Área de Concentração: Metalurgia

Orientador: Prof. Dr. Marcelo de A. Martorano.

São Paulo

2008

FOLHA DE APROVAÇÃO

Ricardo César Rodrigues Alves

**ESTUDO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO LINGOTAMENTO**

**CONTÍNUO DE PLACAS**

Monografia apresentada ao Programa de Educação  
Continuada da Universidade de São Paulo para  
conclusão do curso de MBA em Siderurgia realizado  
na COSIPA – Companhia Siderúrgica Paulista.

Área de Concentração: Siderurgia

Aprovado em:

**Banca Examinadora**

Prof. Dr. \_\_\_\_\_

Instituição: \_\_\_\_\_ Assinatura: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. \_\_\_\_\_

Instituição: \_\_\_\_\_ Assinatura: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. \_\_\_\_\_

Instituição: \_\_\_\_\_ Assinatura: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. \_\_\_\_\_

Instituição: \_\_\_\_\_ Assinatura: \_\_\_\_\_

***DEDICATÓRIA***

Dedico esse trabalho à minha família: meus filhos Daniel e Gabriela e à minha esposa

Ana Milene V. R. Alves.

## AGRADECIMENTOS

Agradeço ao Sistema Usiminas que não tem medido esforços para capacitar em alto nível seus colaboradores, pelo planejamento e recursos disponibilizados para a realização deste curso.

À administração da Cosipa, agradeço pela oportunidade concedida para realização deste curso de MBA em Siderurgia ministrado pela Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

Agradeço ao Superintendente de Aciaria da COSIPA, Eng<sup>o</sup> Antônio Márcio de Carvalho Junqueira e ao Gerente do Suporte Técnico de Aciaria da COSIPA, Eng<sup>o</sup> Danilo Di Napoli Guzela, pela minha indicação, incentivo e apoio para que eu pudesse concluir este curso.

Registro também meus sinceros agradecimentos aos meus colegas de curso pela colaboração demonstrada nos trabalhos de equipe e pelos ensinamentos adicionais prestados em matérias referentes às suas áreas de atuação e, principalmente pelo agradável convívio neste período reforçando nossos laços de amizade e respeito.

Agradeço a todos os professores da USP que ministraram suas aulas neste curso com competência, dedicação, disposição e motivação.

Em especial, agradeço as bibliotecárias Vanessa e Heloísa pelas tantas horas que elas se dedicaram em pesquisa para que eu pudesse ter as referências bibliográficas, e ao meu orientador Prof. Dr. Marcelo de A. Martorano pela paciência, sabedoria e dedicação para que eu pudesse concluir esta monografia.

Muito obrigado.

## **RESUMO**

O estudo dos fenômenos de transporte e transferência de calor no processo de lingotamento contínuo de placas tem sido a razão principal para a melhoria de qualidade dos produtos lingotados. A proposta deste trabalho é apresentar o estado da arte sobre o conhecimento da transferência de calor no molde e resfriamento pelos sprays; mostrando os principais fatores que afetam a extração de calor e equações empíricas do fluxo de calor nas várias etapas do processo. No molde, a extração de calor é afetada principalmente pela velocidade de lingotamento, viscosidade do fluxante, temperatura de fusão do fluxante e teor de carbono do aço. O coeficiente de transferência de calor dos sprays é afetado por inúmeras variáveis tais como tipo de bico de spray, distância bico-veio, pressão da água, temperatura da água, temperatura da superfície do veio, tamanho e velocidade da gota de água do spray, etc. Na faixa de temperatura superficial do veio de 700 a 1200°C forma-se um filme de vapor na superfície do veio que governa a extração de calor reduzindo a importância da temperatura superficial do veio na extração de calor pelos sprays. O fluxo da água do spray, também denominado densidade do impacto do spray, é o mais importante parâmetro que afeta a extração de calor dos sprays e muitos pesquisadores encontraram relações empíricas onde o coeficiente de transferência de calor dos sprays é proporcional ao fluxo de água do spray. A velocidade e temperatura da água na saída dos bicos de spray também são fatores importantes e algumas equações do CTC do spray são obtidas como função do fluxo da água dos sprays, velocidade e temperatura da água do spray. Finalmente, são apresentadas as técnicas mais usuais para determinar o CTC do spray.

### ***ABSTRACT***

The study of the transport and heat transfer phenomena in continuous casting process have been the main reason of the quality cast product improvement. The purpose of this paper is to show the knowledge of the state of art about heat transfer in the mold and secondary cooling of the slab caster, showing the most factors that have effect in the heat extraction and general expression to predict the integral heat flux as function of the process parameters. In the mold, the heat extraction was predicted as function of the casting speed, steel carbon content and mold powder properties as melting temperature and slag viscosity. The heat transfer coefficient (HTC) of the sprays are effected by many variables as spray nozzle type, nozzle-strand distance, water spray pressure, water spray temperature, water spray droplet size, water droplet speed, etc.. At the temperature range from 700 to 1200°C, the heat extraction by the water spray is governed by steam film on the hot strand and decreasing the importance of the surface temperature at the heat transfer process. The spray's water rate flux, denominated as impact density of the sprays, is the most important parameter that effects the heat extraction, and many authors find out empirical relationship between the HTC and impact density of the sprays. There are also, many general expressions to predict the heat transfer coefficient of the spray as function of other parameters as surface temperature of the strand, water spray temperature, droplet water speed, etc. Finally, is shown same methods to determine the heat transfer coefficient of the spray cooling.

## *SUMÁRIO*

LISTA DE FIGURAS.....	10
LISTA DE TABELAS.....	12
LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS.....	15
1. OBJETIVO.....	16
2. INTRODUÇÃO.....	16
3. FUNDAMENTOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR.....	17
3.1 Condução Térmica.....	17
3.2 Convecção.....	20
3.3 Radiação Térmica.....	21
4. TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO PROCESSO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE PLACAS.....	25
4.1 Transferência de Calor no Molde.....	26
4.1.1 Transferência de Calor na Interface Molde/Água .....	29
4.1.2 Transferência de Calor na Interface Casca/Aço Líquido.....	31
4.1.3 Transferência de Calor na Casca Sólida de Aço.....	32
4.1.4 Transferência de Calor na Parede do Molde.....	33
4.1.5 Transferência de Calor na Interface Metal/Molde (Vão).....	34
4.1.5.1 Transferência de Calor na Camada de Fluxante.....	34
4.1.5.2 Transferência de Calor Através do Vão de Gás.....	36
4.1.6 Coeficiente Global de Transferência de Calor no Molde .....	36
4.1.7 Principais Fatores que Afetam a Transferência de Calor no Molde .....	38
4.1.7.1 Influência do Teor de Carbono do Aço no Fluxo de Calor do Molde .....	39
4.1.7.2 Efeito da Velocidade de Lingotamento no Fluxo de Calor .....	39
4.1.7.3 Influência do Fluxante na Extração de Calor do Molde.....	40
4.2 Transferência de Calor no Resfriamento Secundário .....	42
4.2.1 Equações Básicas da Transferência de Calor no Resfriamento Secundário.....	43
4.2.2 Tipos de Resfriamento Secundário .....	47

4.2.3 Fundamentos para Escolha do Bico de Spray .....	47
4.2.4 Características do Bico de Spray .....	52
4.2.4.1 Relação Pressão/Vazão do Bico de Spray .....	52
4.2.4.2 Relação Ângulo do Spray/Pressão de Água .....	53
4.2.4.3 Distribuição da Vazão do Fluido .....	53
4.2.4.4 Distribuição do Impacto do Spray .....	54
4.2.5 Métodos para Determinar o Tamanho de Gota do Spray .....	55
4.2.6 Fatores que Afetam o Tamanho de Gotas do Spray .....	56
4.2.7 Cálculo do Diâmetro Médio das Gotas .....	58
4.2.8 Principais Problemas Referentes ao Desempenho dos Pulverizadores .	59
4.3 Resfriamento por Radiação e Convecção Livres .....	60
5. DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE TRANSFERENCIA DE CALOR DO SPRAY.....	61
5.1 Determinação do Coeficiente de Transferência de Calor do Spray em Laboratório .....	61
5.2 Determinação do Coeficiente de Transferência de Calor do Spray na Planta	69
5.3 Fatores que Influenciam a Transferência de Calor no Resfriamento Secundário.....	71
5.3.1 Efeito da Temperatura Superficial do Veio .....	71
5.3.2 Efeito da Rugosidade da Superfície .....	73
5.3.3 Efeito da Carepa .....	74
5.3.4 Temperatura de Água do Spray .....	75
5.3.5 Densidade de Impacto da Água do Pulverizador .....	76
5.3.6 Efeito da Qualidade da Água .....	80
6. CONCLUSÃO .....	81
7. REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA .....	82

## LISTA DE FIGURAS

Figura1: Espectro eletromagnético mostrando a faixa de comprimento de onda da radiação térmica<sup>[1]</sup>.

Figura2: Regiões de transferência de calor na Máquina de Lingotamento, adaptado da referência<sup>[6]</sup>.

Figura3:(a) Perfil térmico, onde as resistências térmicas são representadas por:  $R_a$  (da interface água de refrigeração / molde),  $R_m$  (parede do molde),  $R_i$  (interface metal/molde - vão),  $R_s$  (casca sólida) e  $R_L$  é a resistência térmica convectiva do aço líquido. Resistência térmica dado em  $^{\circ}\text{Cm}^2/\text{W}$ . (b) Desenho esquemático do processo de solidificação no molde adaptado das referencias<sup>[8, 12]</sup>.

Figura 4: Seção vertical na direção de lingotamento e secção transversal do molde, adaptado da referencia<sup>[8]</sup>.

Figura 5: Intensidade relativa do fluxo de calor em função da %C do aço<sup>[11]</sup>.

Figura 6: Extração de calor médio para diferentes velocidade de lingotamento para um fluxante ( $\mu = 0,51\text{dPa.s}$ ), adaptado da referência<sup>[21]</sup>.

Figura 7: Relação do fluxo de calor na região do menisco e propriedades da escória do fluxante, adaptado da referência<sup>[34]</sup>. Onde  $T_s$  é a temperatura de solidificação da escória do fluxante e  $\eta$  é a viscosidade a  $1300^{\circ}\text{C}$ .

Figura 8: Resfriamento secundário de Lingotamento Contínuo de aço. No quadro acima mostra os mecanismo de transferência de calor e no circulo abaixo, os detalhes do processo de resfriamento por spray<sup>[6]</sup>.

Figura 9: Modelo de bico de spray: MTBR3/4FC0.31290|FW da Nozzle Network Co Ltda<sup>[36]</sup>.

Figura 10: Desenho esquemático da configuração básica para um bocal de único fluido<sup>[37]</sup>.

Figura 11: Material de fabricação dos bicos de spray<sup>[39]</sup>

Figura 12: Curva característica do bico de spray 3/8 KSAME52120, Everloy<sup>[37]</sup>.

Figura 13: Relação entre a pressão e o ângulo do spray do tipo "air-mist" (Lachler Mastercoolers) aplicado no resfriamento secundário de lingotamento contínuo de placas<sup>[40]</sup>.

Figura 14: Ilustração dos tipos de forma de distribuição da densidade de vazão ou densidade de impacto <sup>[39]</sup>.

Figura 15: Distribuição do impacto do spray para bocal modelo 52120 da Everloy <sup>[37]</sup>.

Figura 16: Exemplo da distribuição do tamanho de gota <sup>[39]</sup>.

Figura 17: Foto do dispositivo “Bico Móvel” para medir o CTC <sup>[33-35]</sup>

Figura 18: Coeficiente de transferência de calor determinado pelo método do “bico móvel” <sup>[33-35]</sup>.

Figura 19: Diagrama esquemático do dispositivo para teste do CTC <sup>[32]</sup>.

Figura 20: Termopares embutidos no corpo de prova para teste do CTC <sup>[32]</sup>.

Figura 21: Dispositivo usado para medição do coeficiente de transferência de calor no Centro de Investigación y de Estudios Avanzados del Instituto Politécnico Nacional, México <sup>[34]</sup>.

Figura 22: Diagrama esquemático do experimento de Fujimoto et al, 1997 <sup>[45]</sup> para investigar a relação entre o coeficiente de transferência de calor do spray.

Figura 23: “CasterJet Spraying” durante um teste de impacto <sup>[47]</sup>.

Figura 24: Novo dispositivo para medição do coeficiente de transferência de calor em regime estacionário <sup>[34]</sup>

Figura 25: Equipamento para medição da transferência de calor do bico de spray. O coeficiente transferência de calor do Spray medido em regime estacionário é parte do projeto de ECSC <sup>[48]</sup>

Figura 26: Diagrama esquemático indicando a posição dos tubos guia para medição da temperatura superficial do veio com termopares embutidos <sup>[50]</sup>.

Figura 27: Diagrama esquemático mostrando a preparação da ponta do termopar para medição da temperatura do veio durante o lingotamento <sup>[50]</sup>.

Figura 28: Resultado típico do CTC obtido através da medição da temperatura superficial do veio através de termopares embutidos <sup>[48]</sup>.

Figura 29: Variação de CTC com temperatura superficial para densidade média de impacto <sup>[32]</sup>.

Figura 30: Curva genérica de ebulição para água indicando os regimes diferentes de troca de calor <sup>[6]</sup>.

Figura 31: Temperatura de Leidenfrost ( $T_c$ ) para aços 1508 com 0,3% Si variando %Ni de 0% até 4,9% com fluxo volumétrico de água de  $0,0165 \text{ m}^3/\text{m}^2.\text{s}$ , adaptado da referência [51].

Figura 32: Efeito da temperatura no coeficiente de transferência de calor medido para amostras de aço baixo carbono e do aço inoxidável [48].

Figura 33: Coeficiente de transferência de calor no regime ebulição de película estável para amostras de aços oxidadas e não oxidadas [53].

Figura 34: Efeito da temperatura de água do pulverizador no CTC medido [54]

Figura 35: Medidas do CTC para pulverizadores “air-mist” de diferentes pesquisadores [37]

Figura 36: Correlação do coeficiente de transferência de calor do spray com parâmetros independentes medidos no centro da placa de teste e a 2 cm do centro [45].

Figura 37: Relação entre o coeficiente de transferência de calor e o fluxo volumétrico de água medido no centro da placa ( $x=0 \text{ cm}$ ) e em  $x=2 \text{ cm}$  na direção radial [45].

Figura 38: Efeito do fluxo e pressão de água no coeficiente de transferência de calor do spray [28]

Figura 39: Efeito do tamanho e momento da gota sobre o CTC [28].

Figura 40: Diagrama de CTC dos bicos 100.259 e 11/90-40-40, para pressão de água de 1,0 a 5,5 bar e pressão de ar constante de 2 bar, adaptado da referência [33].

Figura 41: Influência da qualidade da água na extração de calor com pulverizadores [32].

### **LISTA DE TABELAS**

Tab.01: Invólucros de duas superfícies especiais difusas e cinzentas [1]

Tab.02: Valores típicos do CTC no resfriamento secundário, adaptado da referência [11]

Tab.03: Formulações empíricas do coeficiente de transferência de calor ( $h_{sprays}$ ).

Tab.04: Padrões de spray, adaptado da referência [38]

Tab.05: Tamanho de gota em função do tipo de bico de spray e parâmetros operacionais [38].

Tab.06: Especificação da água do resfriamento secundário – Máquinas de Lingotamento Contínuo 1~3, Cosipa, 2007

## NOMENCLATURA

$\varepsilon$	Emissividade térmica da superfície
$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann = $5,67 \cdot 10^{-8}$ [W/m <sup>2</sup> . K <sup>4</sup> ]
$\mu$	Viscosidade da escória do fluxante calculado a 1300°C [poise]
$a$	Absorvidade da radiação térmica da superfície
$A$	Área de contato da parede do molde e a água de refrigeração [m <sup>2</sup> ]
$c_a$	Calor específico da água [J/kg.°C]
$d_a$	Densidade da água
$d_{cf}$	Espessura da camada de fluxante [m]
$D_H$	Diâmetro hidráulico [m]
$d_m$	Espessura da parede do molde [m]
$D_p$	Diâmetro médio das gotas [m]
$E$	Energia emitida devido à radiação térmica [W/m <sup>2</sup> ]
$F_{ij}$	Fator de forma, fração da radiação que deixa uma superfície i que é interceptada pela superfície j.
$G$	Irradiação térmica [W/m <sup>2</sup> ]
$h_a$	Coefficiente de transferência de calor molde/ água [W/m <sup>2</sup> .°C]
$h_c$	Coefficiente de transferência de calor por convecção [W/m <sup>2</sup> .°C]
$h_g$	Coefficiente global de transferência de calor do molde [W/m <sup>2</sup> .°C]
$h_k$	Coefficiente de transferência de calor devido a condução no vão [W/m <sup>2</sup> . °K]
$h_r$	Coefficiente de transferência de calor devido a radiação no vão [W/m <sup>2</sup> . °C]
$h_{sl}$	Coefficiente de transferência de calor por convecção do aço líquido no molde para a casca sólida [W/m <sup>2</sup> . °C]
$I_{th}$	Impacto teórico do spray [libra-força]
$K_a$	Condutividade térmica da água [W/m°C]
$k_M$	Condutividade térmica da parede do molde [W/m°C]
$K_p$	Constante de Planck ( $6,625 \times 10^{-34}$ J.s)
$K_{sys}$	Condutividade térmica do sistema que engloba a resistência térmica de contato e as propriedades de condução e radiação das camadas de escória do fluxante na interface molde/metal [W/m °C]

$k_{cf}$	Condutividade térmica das camadas de lubrificante [W/m°C]
$L_1$ e $L_2$	Dimensões da secção retangular dos canais de refrigeração do molde [m]
$L_{ch}$	Distância entre centros dos canais de refrigeração do molde [m]
$L_{Cu,eff}$	Espessura efetiva da parede do molde [m]
$L_{D,eff}$	Comprimento efetivo da superfície de refrigeração do molde [m]
$\dot{m}$	Vazão mássica de água no molde [l/mim]
$N$	Densidade do número das gotas [m <sup>-3</sup> ]
$P$	Pressão da água do spray
$Pr$	Número de Prandtl
$Q$	Vazão do bico de spray
$q_v^*$	Calor gerado por unidade de volume [W/m <sup>3</sup> ]
$q_c$	Fluxo da taxa de calor convectivo [W/m <sup>2</sup> ]
$q_r$	Taxa líquida de transferência de calor por radiação [W/m <sup>2</sup> ]
$q_t$	Fluxo de calor total extraído pelo resfriamento secundário
$q_w$	Fluxo de calor extraído pela água dos sprays. [W/m <sup>2</sup> ]
$q_x$	Taxa de transferência de calor na direção x por unidade de área perpendicular à direção do fluxo de calor [W/m <sup>2</sup> ]
$R_a$	Resistência térmica da interface água de refrigeração / molde [°Cm <sup>2</sup> / W]
$R_e$	Número de Reynolds
$R_i$	Resistência térmica da interface metal / molde (vão) [°Cm <sup>2</sup> / W]
$R_L$	Resistência térmica do aço líquido [°Cm <sup>2</sup> / W]
$R_m$	Resistência térmica da parede do molde [°Cm <sup>2</sup> / W]
$R_s$	Resistência térmica da casca sólida [°Cm <sup>2</sup> / W]
$\bar{T}_a$	Temperatura média da água de refrigeração do molde [°C]
$T_\infty$	Temperatura do fluido ou spray de água [°C]
$T_a$	Temperatura da água [°C]
$T_c$	Temperatura de Leidenfrost [°C]
$T_f$	Temperatura de fusão do fluxante [°C]
$T_m$	Temperatura da parede interna do molde [°C]
$T_s$	Temperatura superficial do veio [°C]

$V_a$	Velocidade da água na canaleta do molde [m/s]
$V_c$	Velocidade de lingotamento [m/min]
$v_o$	Velocidade de impacto da gota do spray [m/s]
$\alpha$	Difusividade térmica do material [ $m^2/s$ ]
$\Delta T_o$	Diferença de temperatura de entrada e saída da água de refrigeração do molde.
$\mu_a$	Viscosidade da água [Pa.s]
$\nu$	Frequência da onda da radiação térmica

### ***LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS***

USIMINAS	Usinas Siderúrgicas de Minas Gerais S/A
COSIPA	Companhia Siderúrgica Paulista
USP	Universidade de São Paulo
Fig.	Figura
Tab.	Tabela
CTC	Coefficiente de Transferência de Calor
SMD	Diâmetro Médio de Sauter

## 1. OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é mostrar o estágio atual de conhecimento a respeito da transferência de calor no processo de lingotamento contínuo de placas e propiciar uma discussão com relação aos principais fatores que afetam a transferência de calor no molde (resfriamento primário) e na extração de calor pelos bicos de spray (resfriamento secundário). Além disso, serão mostrados os métodos mais usuais para determinar o coeficiente de transferência de calor referente aos bicos de spray.

## 2. INTRODUÇÃO

Antes mesmo do aço líquido entrar no molde, a transferência de calor já desempenha um papel importante no processo. O acerto do superaquecimento do aço líquido no lingotamento é fundamental para obtenção da estrutura de solidificação equiaxial e boa sanidade interna da placa. Além disso, o sucesso do lingotamento depende do acerto deste superaquecimento para evitar obstruções por solidificação do aço nas válvulas de controle de fluxo da panela ou distribuidor, nos quais é importante considerar fatores tais como: 1) o encharque térmico da panela e distribuidor para receber o aço líquido, 2) a condução de calor pelos refratários da panela e distribuidor e 3) perdas de calor por radiação e convecção para o ambiente. Outra influência da transferência de calor no processo de lingotamento contínuo está relacionada à capacidade de produção da máquina. A taxa de condução do calor através casca sólida e a extração do calor da superfície exterior do veio determina o comprimento metalúrgico da máquina para uma determinada velocidade de lingotamento e, portanto, sua capacidade de produção. No entanto, o estudo apresentado neste trabalho está relacionado a fatores que afetam a transferência de calor no molde e resfriamento secundário e, conseqüentemente, a qualidade da placa no que diz respeito à formação de trincas superficiais e internas. Variações acentuadas da extração de calor da superfície geram variações repentinas dos gradientes de temperaturas dentro da casca sólida e conseqüentemente, expansão térmica diferencial e a geração de tensões de tração <sup>[42, 55]</sup>.

As trincas superficiais e internas ocorrerão caso estas tensões atinjam valores críticos que correspondem aos limites de resistência da casca sólida. A taxa da extração do calor influencia também a capacidade da casca sólida de suportar a carga da pressão ferrostática devido ao efeito da temperatura nas propriedades mecânicas do metal. Dependendo da resistência mecânica da casca sólida e distância entre rolos, a deformação da casca sólida na forma de “bulging” ou abaulamento do veio entre os rolos poderá atingir valores críticos, afetando a formação de vários tipos de defeitos, particularmente as trincas internas em placas <sup>[9]</sup>. Portanto, o elemento chave para obtenção de alta produtividade na máquina de Lingotamento Contínuo é o controle dos fatores que afetam a transferência de calor no processo.

### **3. FUNDAMENTOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR**

A primeira lei da termodinâmica introduziu o conceito de calor como sendo energia em trânsito e que relaciona variação de energia interna de um sistema com o escoamento de calor e trabalho realizado. Porém, o conhecimento das características desta transferência de calor extrapola o campo da termodinâmica, que não é capaz de fornecer informações tais como taxa de transferência de calor ou temperatura do sistema após um determinado tempo. A experiência mostra que a transferência de calor é um fenômeno natural associado à diferença de temperatura entre meios diferentes ou no próprio meio; sendo que os modos pelos quais ocorre transferência de calor são designados por condução, convecção ou radiação térmica <sup>[1-3]</sup>.

#### **3.1 Condução Térmica**

Denomina-se condução ao transporte de calor que ocorre no próprio meio físico devido a um gradiente de temperatura no mesmo. Este modo de transferência de calor ocorre em nível atômico ou molecular, devido à transferência de energia das partículas mais energéticas para suas vizinhas com menor potencial energético <sup>[1-3]</sup>. Na presença de um gradiente de temperatura, as colisões entre as moléculas de maior energia com as de menor energia cinética, resultarão num fluxo positivo de calor entre as moléculas de maior para as de menor energia. Quanto menor a distância média entre as moléculas,

maior a interatividade entre as mesmas e conseqüentemente maior será a transferência de energia entre as moléculas.

Em um sólido, a condução pode ser atribuída à vibração da rede cristalina e especialmente nos metais ao movimento de translação dos elétrons. A transferência de energia associada à vibração do reticulado cristalino é relativamente menor do que aquela associada ao movimento dos elétrons, fazendo com que bons condutores de eletricidade também sejam bons condutores de calor. No entanto, a regularidade cristalina tem um efeito importante na difusão do calor, podendo em alguns materiais como diamante e o óxido de berilo superar valores de materiais metálicos como o alumínio que possui propriedade de bom condutor de eletricidade <sup>[1]</sup>.

A experiência mostrou que a taxa de transferência de calor por unidade de área é proporcional ao gradiente de temperatura na direção do fluxo de calor. Uma forma empírica de expressar o fluxo da taxa de calor é inserindo uma constante de proporcionalidade  $k$ , conhecida como condutividade térmica do material <sup>[1, 2 e 3]</sup>:

$$q_x = -k \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.1)$$

Onde  $q_x$  é o fluxo de calor;  $T$  é a temperatura e  $x$  a distância ao longo da região com variação de temperatura. Com base no primeiro principio da termodinâmica e da lei de condução de calor, pode-se determinar a equação básica que governa a transferência de calor por condução <sup>[1-2]</sup>. A soma da energia conduzida para dentro de um elemento de volume com o calor gerado no seu interior é igual à soma da energia conduzida para fora do elemento com a variação de sua energia interna. As parcelas deste balanço de energia são dadas por:

- Energia conduzida para o interior do elemento de volume:

$$q_x^* = Aq_x = -Ak \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.2)$$

- Energia gerada no interior do elemento de volume em função da taxa de calor gerada por unidade de volume ( $q_v^*$ ):

$$q_g^* = q_v^* A dx \quad (3.3)$$

- Variação da energia interna do elemento de volume em função da capacidade térmica do material  $\rho c$  e da taxa de resfriamento:

$$q_{\Delta u}^* = \rho c A \frac{\partial T}{\partial \tau} dx \quad (3.3)$$

- Energia conduzida para fora do elemento de volume:

$$q_{x+dx}^* = -kA \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x+dx} = -A \left[ k \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \right] \quad (3.4)$$

Esta última equação foi desenvolvida na forma de uma série de Taylor desconsiderando erros de segunda ordem. Assumindo a condutividade térmica constante, a combinação das equações acima resulta na equação básica que governa a condução unidimensional de calor,:

$$-Ak \frac{\partial T}{\partial x} + q_v^* A dx = \rho c A \frac{\partial T}{\partial \tau} dx - A \left[ k \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \right] \quad \text{ou,}$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx + q_v^* = \rho c \frac{\partial T}{\partial \tau} \quad (3.5)$$

A eq.(3.5) pode ser desenvolvida de forma similar para três dimensões incorporando as componentes de entrada e saída de energia do elemento de volume nas três direções de coordenadas cartesianas:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) dy + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) dz + q_v^* = \rho c \frac{\partial T}{\partial \tau} \quad \text{ou}$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{q_v^*}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \tau} \quad (3.6)$$

Onde  $\alpha = k/\rho c$  é chamada de difusividade térmica do material. Quanto maior a difusividade térmica maior a velocidade que o calor irá difundir no material. Um valor baixo da capacidade térmica  $\rho c$  significa que uma menor quantidade de calor em transito será utilizado para elevar a temperatura do material disponibilizando uma parcela maior de energia para transporte, aumentando dessa forma a difusividade térmica do material que também aumenta com o aumento da condutividade térmica do material.

### 3.2 Convecção

A transferência de calor assistida pela transferência de massa é denominada transferência por convecção, que é o principal mecanismo de transferência nos fluidos [1]. Desta forma, a convecção é muito importante quando existe troca de calor entre uma superfície sólida e um fluido. O fluxo de calor convectivo como consequência da diferença de temperatura da superfície  $T_s$  e do fluido  $T_\infty$  é afetado pelas condições das camadas limites hidrodinâmica e térmica, que por sua vez são influenciadas pela geometria da superfície; pela natureza do movimento do fluido e por inúmeras propriedades termodinâmicas e de transporte do fluido.

A equação abaixo, conhecida como lei de Newton do resfriamento, introduz um novo conceito de coeficiente de transferência de calor por convecção  $h$  [2].

$$q_c = h(T_s - T_\infty) \quad (3.7)$$

Onde  $q_c$  é o fluxo da taxa de calor convectivo por metro quadrado dado em  $W/m^2$  e  $h$ , o coeficiente de transferência de calor por convecção. Determinar o valor de  $h$  é a principal tarefa do estudo de transferência de calor convectivo. O coeficiente de transferência de calor por convecção entre a superfície e o fluido pode também ser escrito como [1, 2 e 3].

$$h = \frac{q}{T_s - T_\infty} = -k \frac{(\partial T / \partial x)_o}{T_s - T_\infty} \quad (3.8)$$

Onde  $k$  é a condutividade do fluido e  $(\partial T / \partial x)_o$  é o gradiente de temperatura na camada limite hidrodinâmica normal à superfície. A convecção é denominada natural quando o movimento do fluido é causado somente pela diferença de densidade, e forçado quando um agente externo contribui para o movimento do fluido.

### 3.3 Radiação Térmica

Todo corpo com temperatura acima do zero absoluto emite radiação térmica, isto inclui líquidos e gases. As emissões podem ser atribuídas a mudanças na configuração dos elétrons que constituem os átomos ou moléculas na camada superficial da matéria [1]. A radiação térmica, sendo uma onda eletromagnética, pode-se propagar de forma mais eficiente no vácuo e não requer um meio físico, como ocorre nos modos de condução e convecção. A propagação da radiação térmica ocorre na forma de quanta discretos, cada quantum tendo uma energia de [2]:

$$E = k_p \nu \quad (3.22)$$

Onde  $E$  = energia emitida devido a radiação térmica,  $k_p$  = constante de Planck ( $6,625 \times 10^{-34}$  J.s) e  $\nu$  é a frequência da onda da radiação térmica.

A faixa de espectro da radiação térmica de 0,1 até 100  $\mu m$  conforme mostra a figura abaixo.

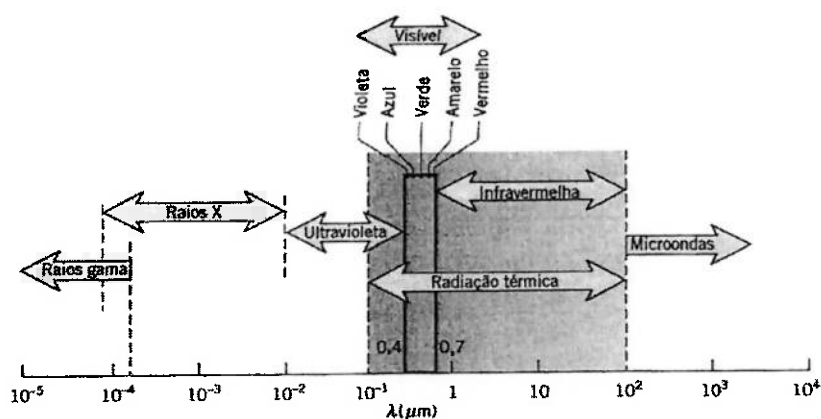


Fig.1: Espectro eletromagnético mostrando a faixa de comprimento de onda da radiação térmica [1].

De um modo geral, a radiação que incide numa unidade de área da superfície ou irradiação é decomposta em radiação refletida, transmitida e ou absorvida. A absorvidade ( $a$ ) da superfície é uma propriedade importante, que representa a fração da radiação incidente que é absorvida pela superfície. Para  $a=1$ , significa que toda irradiação contribui para aumentar energia térmica do material. Se  $a<1$  e a superfície for opaca, fração da irradiação é refletida e para uma superfície semitransparente, fração da irradiação pode ser transmitida pela superfície. O valor de  $a$  depende da natureza da irradiação e da característica física da superfície, podendo refletir e ou transmitir mais ou menos a irradiação. Fisicamente, pode-se considerar a radiação térmica como uma difusão de fótons que flui de um lugar para outro transportando energia, massa, quantidade de movimento, da mesma forma que as moléculas de um gás. Os princípios da termodinâmica quântica podem ser aplicados na obtenção de uma expressão de energia de radiação por unidade de volume e unidade de comprimento de onda, que quando integrado para todos os comprimentos de onda resulta na chamada lei de Stefan-Boltzmann. A equação desta lei estabelece o poder emissivo de energia  $E_n$  por unidade de área ( $W/m^2$ ) para um radiador ideal é proporcional à quarta potência da temperatura absoluta.

$$E_n = \sigma T_s^4 \quad (3.23)$$

Onde  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann ( $6,67 \times 10^{-8} W/m^2 k^4$ ), o índice  $n$  em  $E$  indica radiação de um corpo negro, ou seja, não refletem as radiações térmicas. Nem toda a superfície pode ser considerada um radiador ideal, como acontece na superfície de um corpo negro, por esta razão é necessário introduzir um novo fator na eq(3.10) denominado emissividade  $\varepsilon$  que relaciona a emissividade da superfície em estudo com a emissividade ideal de um corpo negro.

$$E = \varepsilon \sigma T_s^4 \quad (3.24)$$

A emissividade é uma propriedade que mede a capacidade de emissão de um radiador em relação ao radiador ideal, o corpo negro. O valor de  $\varepsilon$  depende do comprimento de onda, temperatura e condições da superfície [2]. Obviamente, os valores de  $\varepsilon$  estão compreendidos ente 0 e 1. Seja  $G$  a irradiação de um ambiente a temperatura  $T_\infty$  que se comporta como um radiador ideal de dimensões bem superior ao da superfície com  $T_s$  que recebe a radiação; a taxa líquida de transferência de calor por unidade de área a partir da superfície na condição onde  $\varepsilon = a$  (superfície cinza) é dado por:

$$q_r = \varepsilon E_n(T_s) - aG = \varepsilon\sigma(T_s^4 - T_\infty^4) \quad (3.25)$$

Onde a irradiação  $G$  pode ser aproximada pela emissão de um de um corpo negro  $\sigma T_\infty^4$ . Para troca de calor por radiação entre duas superfícies, deve-se considerar que nem toda a radiação que deixa uma superfície atinge a outra superfície, uma vez que a radiação eletromagnética se propaga em linha reta havendo perdas para o ambiente. Portanto, além do fator de emissividade das superfícies que trocam calor por radiação, deve-se considerar um outro fator relacionado à geometria da superfície, o fator de forma [2]. O fator de forma  $F_{ij}$  é definido como a fração da radiação que deixa uma superfície  $i$  que é interceptada pela superfície  $j$ . Uma relação importante dos fatores de forma é a de reciprocidade [1]:

$$A_i F_{ij} = A_j F_{ji} \quad (3.26)$$

Ou seja, a energia que deixa a superfície  $A_i$  e é interceptada por  $A_j$  é igual à energia de deixa  $A_j$  e é interceptada por  $A_i$ . A troca radiativa líquida entre as duas superfícies pode então ser definida como:

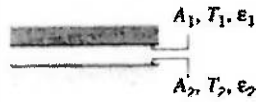
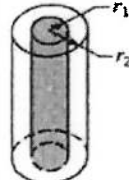
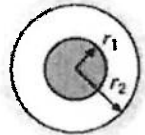
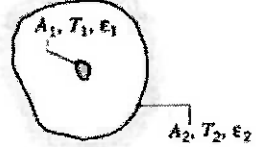
$$q_{ij} = A_i F_{ij} \sigma (T_i^4 - T_j^4) \quad (3.27)$$

A equação acima fornece a taxa líquida de radiação entre duas superfícies negras como resultado da interação recíproca entre as superfícies  $i$  e  $j$ . No caso de duas superfícies difusas cinzas quaisquer 1 e 2 que formam um invólucro, o fluxo líquido de calor é expresso por <sup>[1]</sup>:

$$q_{12} = q_1 = -q_2 = \frac{\sigma(T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1-\varepsilon_1}{\varepsilon_1 A_1} + \frac{1}{A_1 F_{12}} + \frac{1-\varepsilon_2}{\varepsilon_2 A_2}} \quad (3.28)$$

Os casos mais importantes são mostrados na tabela a seguir.

TAB.01: Invólucros de duas superfícies especiais difusas e cinzentas<sup>[1]</sup>

<b>Grandes Placas Paralelas (Infinitas)</b>		
	$A_1 = A_2 = A$ $F_{12} = 1$	$q_{12} = \frac{A\sigma(T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1}$
<b>Cilindros Concêntricos Longos (Infinitos)</b>		
	$\frac{A_1}{A_2} = \frac{r_1}{r_2}$ $F_{12} = 1$	$q_{12} = \frac{\sigma A_1 (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1-\varepsilon_2}{\varepsilon_2} \left(\frac{r_1}{r_2}\right)}$
<b>Esferas Concêntricas</b>		
	$\frac{A_1}{A_2} = \frac{r_1^2}{r_2^2}$ $F_{12} = 1$	$q_{12} = \frac{\sigma A_1 (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1-\varepsilon_2}{\varepsilon_2} \left(\frac{r_1}{r_2}\right)^2}$
<b>Pequeno Objeto Convexo em uma Grande Cavidade</b>		
	$\frac{A_1}{A_2} \approx 0$ $F_{12} = 1$	$q_{12} = \sigma A_1 \varepsilon_1 (T_1^4 - T_2^4)$

#### 4. TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO PROCESSO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE PLACAS

O lingotamento contínuo por sua natureza é basicamente um processo de transferência de calor e massa. O elemento chave para otimização do processo de lingotamento contínuo em busca de melhor desempenho operacional e melhor qualidade dos produtos é o controle da transferência de calor no processo e não a maximização da transferência de calor <sup>[4]</sup>. A conversão do metal líquido em uma forma semi-acabada sólida envolve a remoção das seguintes formas de calor:

- calor sensível devido ao superaquecimento do metal líquido que entra no molde.
- calor latente de fusão na frente de solidificação quando o líquido é transformado em sólido, e finalmente,
- calor sensível do metal solidificado.

O calor envolvido no processo de solidificação é extraído pela seguinte combinação de mecanismos de transferência de calor: 1) convecção e condução na poça líquida. 2) condução através da casca sólida do metal no sentido do gradiente negativo de temperatura, e 3) transferência de calor para o meio externo pela radiação, condução e convecção <sup>[3-5]</sup>.

No processo de lingotamento contínuo de placa pode-se destacar 3 regiões específicas para a troca de calor <sup>[4-6]</sup>:

- ⇒ Resfriamento primário que ocorre em um molde refrigerado,
- ⇒ Resfriamento secundário que compreende a região abaixo do molde onde ocorre a transferência de calor pelo borrifamento de água ou uma mistura de ar e água por bicos de spray; nesta região ocorre também transferência de calor por radiação térmica da superfície do veio e a condução devido ao contato com os rolos guia de suporte do veio.
- ⇒ Resfriamento terciário ou radiação livre.

A figura abaixo mostra as 3 regiões de transferência de calor presentes numa máquina de lingotamento contínuo e suas localizações.

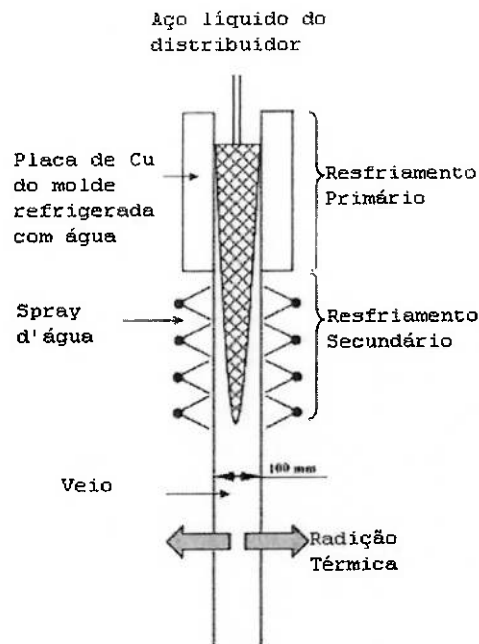


Fig.2 Regiões de transferência de calor na Máquina de Lingotamento, adaptado da referência [6].

#### 4.1 Transferência de Calor no Molde

A transferência de calor do aço líquido até a água de refrigeração do molde ocorre pelos seguintes mecanismos [5-7]:

- Convecção do aço líquido
- Condução na casca sólida
- Condução e radiação na interface metal/molde
- Condução na parede do molde
- Convecção entre a parede do molde e água de refrigeração.

A extração de calor é governada pela resistência térmica da interface metal/molde. Com o movimento de oscilação do molde, um filme de escória líquida do fluxante penetra entre a placa do molde e a casca sólida do aço e se solidifica em contato com a parede do molde e permanece líquida em contato com a superfície quente do metal [8-11]. Além disso, forma-se um de vão de ar na interface metal/molde devido à contração

térmica da casca sólida do aço. A Fig.3 mostra uma representação esquemática do perfil térmico do sistema metal/ambiente.

A região da interface metal/molde é de grande interesse para o estudo da transferência de calor no molde, devido às dificuldades, incertezas e, em alguns casos, impossibilidade de realização de medições diretas. Fatores que influenciam a transferência de calor na interface metal/molde <sup>[4]</sup>:

- Teor de carbono do aço
- Oscilação do Molde
- Velocidade de lingotamento
- Deformação do Molde
- Rugosidade da superfície do molde
- Viscosidade da escória do fluxante calculada a 1300°C
- Temperatura de fusão do fluxante

As variáveis tais como espessura da parede de cobre, condutividade térmica da liga de cobre, velocidade da água, temperatura de entrada da água, direção do fluxo de água, qualidade da água e formação de carepa no canal de refrigeração do molde tem pouca influência no perfil do fluxo de calor devido ao efeito dominante da transferência de calor exercida pela interface metal/molde. Por outro lado, a velocidade de lingotamento, teor de carbono, prática de vazamento e tipos de lubrificantes são variáveis que afetam o fluxo de calor no molde <sup>[12]</sup>.

Em geral, o vão formado na interface metal/molde não é uniforme e varia tanto no sentido da altura como da largura do molde, especialmente nas arestas do molde aonde o vão de ar é maior devido às condições de refrigeração nesta região <sup>[5]</sup>. Outra dificuldade é a determinação do comportamento térmico e espessuras das camadas de escoria do fluxante aderido à parede do molde e na superfície do veio <sup>[4, 9, 13]</sup>. A análise da transferência de calor no molde deve levar em consideração todas as resistências térmicas envolvidas do interior do metal líquido até a água de refrigeração. No caso da solidificação de aços, a condução de calor pode ser considerada unidimensional e perpendicular à parede do molde.

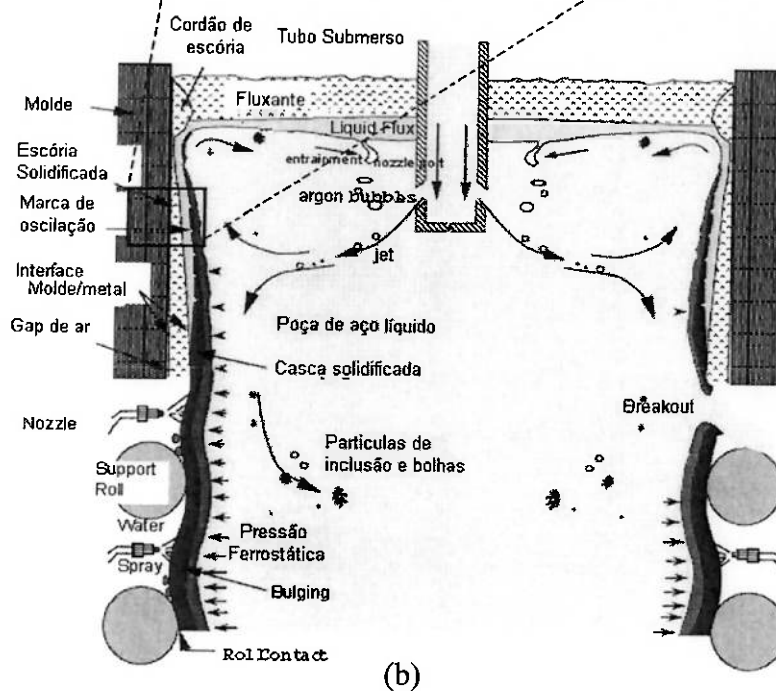
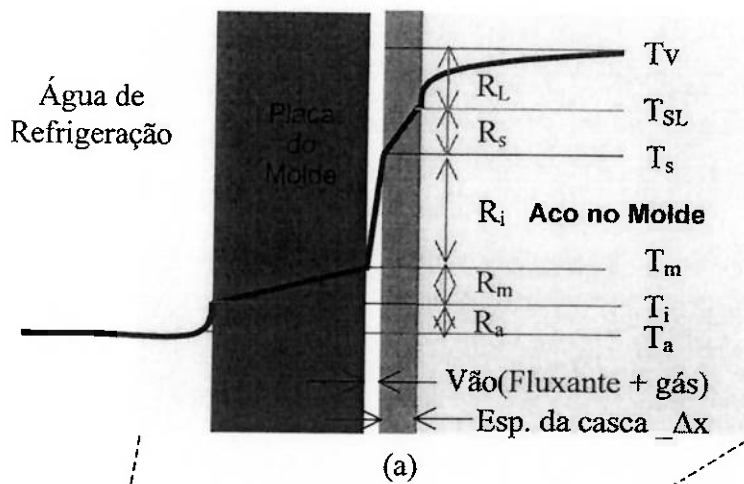


Fig.3:(a) Perfil térmico, onde as resistências térmicas são representadas por:  $R_a$  (da interface água de refrigeração / molde),  $R_m$  (parede do molde),  $R_i$  (interface metal/molde \_ vão),  $R_s$  (casca sólida) e  $R_L$  é a resistência térmica convectiva do aço líquido. Resistência térmica dado em  $^{\circ}\text{Cm}^2/\text{W}$ . (b) Desenho esquemático do processo de solidificação no molde adaptado das referências [8, 12].

#### 4.1.1 Transferência de Calor na Interface Molde/Água

Determina-se o valor médio do coeficiente de transferência de calor na interface molde/água de refrigeração ( $h_a$ ) a partir da correlação adimensional que relaciona o número de Nusselt ( $N_u$ ) com os números de Reynolds ( $R_e$ ) e Prandtl ( $Pr$ ) <sup>[1,12]</sup>:

$$\Rightarrow \text{Número de Nusselt (Nu)} = \frac{hL}{k}$$

$$\Rightarrow \text{Número de Prandtl (Pr)} = \frac{c \mu}{k}$$

$$\Rightarrow \text{Número de Reynolds (Re)} = \frac{VL}{\nu}$$

$$N_u = \frac{h_a D_H}{K_a} = 0,023 (R_e)^{0,8} (Pr)^{0,4} \quad (4.1)$$

*tubo?*

$$h_a = 0,023 \cdot \frac{k_a}{D_H} (R_e)^{0,8} (Pr)^{0,4} \quad (4.2)$$

$$h_a = 0,023 \cdot \frac{k_a}{D_H} \left( \frac{d_a \cdot V_a \cdot D_H}{\mu_a} \right)^{0,8} \left( \frac{C_a \cdot \mu_a}{k_a} \right)^{0,4} \quad (4.3)$$

Sendo válida para:

- $0,7 < Pr < 120$
- $10.000 < R_e < 120.000$
- $Z/D_H > 60$  e
- Ausência de ebulição da água.

Onde  $R_e$  é o número de Reynolds,  $Pr$  o número de Prandtl,  $d_a$  a densidade da água,  $C_a$  o calor específico da água,  $K_a$  a condutividade térmica da água,  $\mu_a$  a viscosidade da água,  $V_a$  a velocidade da água,  $D_H$  o diâmetro hidráulico ( $=4A/P$ ) e  $Z$  o comprimento do canal de refrigeração.

O diâmetro hidráulico  $D_H$  é definido em função da seção transversal do escoamento ( $A$ ) e perímetro molhado ( $P$ ) <sup>[1]</sup>. O coeficiente de transferência de calor molde/ água foi estimado também em função da temperatura da água, da velocidade de

escoamento da água nos canais e das dimensões da secção retangular dos canais  $L_1$  e  $L_2$  [4, 14].

$$h_a = \frac{(1245 + 20 \cdot T_a) V_a^{0,8} \left( \frac{L_1 \cdot L_2}{L_1 + L_2} \right)^{-0,2}}{D_H} \quad (4.4)$$

4.4 ≠ 4.1 ≠ 4.5

Onde  $T_a$  é temperatura da água [°C];  $V_a$  é a velocidade da água [m/s]; e  $L_1$  e  $L_2$  são as dimensões da secção retangular dos canais de refrigeração do molde [m], mostrado na Fig.4.

O valor de  $V_a$  em condições práticas varia de 4 a 10 m/s [9]. Conforme a equação  $h_a$  aumenta com a velocidade da água de refrigeração nos canais, a redução da velocidade abaixo de 4 m/s promove um aquecimento da água com risco de nucleação de bolhas na superfície dos canais de refrigeração aumentando acentuadamente a resistência térmica para escoamento do calor. A correlação empírica abaixo foi considerada ser mais exata que as anteriores [8].

$$h_a = \frac{k_a}{D_H} (5 + 0,015 \cdot Re^{c1} \cdot Pr^{c2}) \quad (4.5)$$

Onde  $D_H = 2(L_1 \cdot L_2) / (L_1 + L_2)$  é o diâmetro equivalente do canal de refrigeração do molde e  $c1 = 0,88 - 0,24 / (4 + Pr)$ , e  $c2 = 0,333 + 0,5 e^{-0,6Pr}$ .

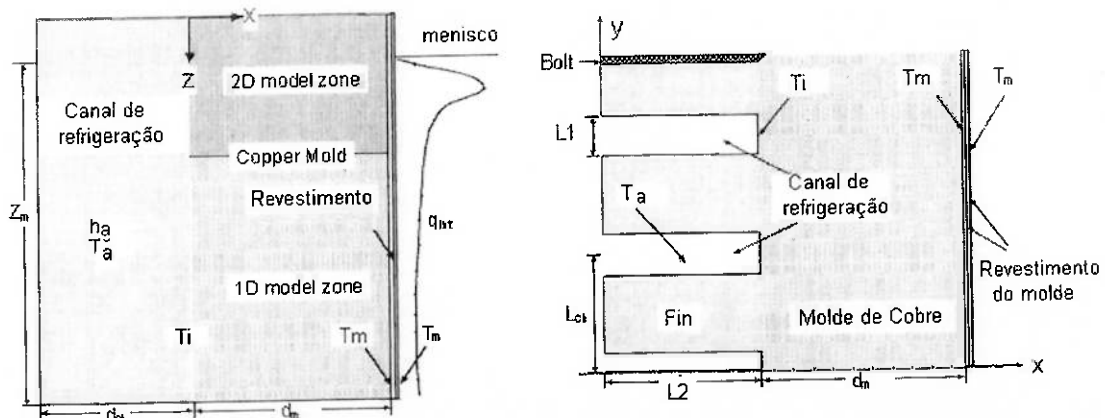


Fig.4: Seção vertical na direção de lingotamento e secção transversal do molde, adaptado da referencia [8].

O coeficiente de transferência de calor efetivo entre a água de refrigeração e a face fria do molde deve considerar as resistências devido aos depósitos de carepa nos canais de refrigeração do molde [8]. A extração de calor no molde através da água e parede de cobre pode ser estimada pela seguinte equação empírica [11]:

$$\dot{q} = \left( \frac{L_{D,eff}}{L_{ch}} \right) h_a (T_i - T_a) = \frac{K_{Cu}}{L_{Cu,eff}} (T_m - T_i) \quad (4.6)$$

Onde  $L_{D,eff}$  é o comprimento efetivo da superfície de refrigeração do molde em m, cujo valor é dado por  $L_1 + 2L_2(1-L_1/L_{ch})$ ,  $L_{ch}$  é a distância entre centros dos canais de refrigeração do molde em m,  $K_{Cu}$  é a condutividade térmica da liga de cobre do molde em W/m °C e  $L_{Cu,eff}$  é espessura efetiva da parede do molde em m, calculado pela expressão  $d_m + L_2/2 (1-L_1/L_{ch})$ . O símbolo  $d_m$  é a espessura da parede do molde em m.

#### 4.1.2 Transferência de Calor na Interface Casca/Aço Líquido

Antes de iniciar a solidificação, o aço líquido deve primeiro resfriar da temperatura de vazamento até a temperatura líquidus. Devido à turbulência do fluxo de aço no molde, o superaquecimento contido no aço líquido não é distribuído uniformemente [8] e qualquer que seja a correlação empregada para determinar o coeficiente de transferência de calor, é necessário conhecer a distribuição de velocidade

do aço líquido junto à superfície da casca sólida, que dificulta as aplicações de modelos matemáticos [5]. Para calcular a transferência de calor na frente de solidificação entre o contato do aço líquido em movimento com a superfície da casca sólida deve-se conhecer o coeficiente de transferência de calor correspondente. Uma forma sugerida para estimar este coeficiente consiste em aplicar a correlação derivada para fluxos de fluidos paralelos em uma placa plana [7]:

$$h_{SL} = 0,66 \cdot \frac{k_L}{Z_m} \left[ \frac{V_L \cdot Z_m \cdot \rho_L}{\mu_L} \right]^{1/2} \left[ \frac{c_L \cdot \mu_L}{k_L} \right]^{1/3} = 0,66 \frac{k_L}{Z_m} \cdot R_{eS}^{1/2} \cdot Pr_S^{1/3} \quad (4.7)$$

Onde  $Z_m$  é a altura útil do molde [m],  $k_L$  é a condutividade térmica do aço líquido [W/m °k],  $R_{eS}$  e  $Pr_S$  são números de Reynolds e Prandtl para o aço líquido, respectivamente. Considerando a velocidade do aço líquido de 0,3 m/s, Alberny [15] obteve um valor de 10 kW/m<sup>2</sup>°K para o coeficiente de transferência de calor. Entretanto, a expressão acima é válida para valores de  $Pr$  entre 0,6 e 50. Normalmente, os metais líquidos caem fora desta faixa de validade da equação. Uma correlação com número de Prandtl mais amplo em caso de metais líquidos que circulam no interior de tubos é dada por [5]:

$$h_{SL} = \frac{k_L}{D_H} \left[ 5 + 0,25(R_{eS} \cdot Pr_S)^{0,8} \right] \quad (4.8)$$

Larrecq et al. [16], estimaram o coeficiente de convecção do aço líquido na frente de solidificação combinando experiências com raios-traçadores para determinar a espessura solidificada e um modelo matemático do processo. Os resultados mostraram que o coeficiente de transferência depende, entre outros fatores, da velocidade de lingotamento e da posição dentro do molde. Uma estimativa do fluxo de calor devido ao superaquecimento foi obtida a partir de um modelo tridimensional de escoamento no molde, mostrou que fluxo de calor na interface sólido/líquido varia linearmente com o superaquecimento e próximo da linearidade com a velocidade de lingotamento [8].

#### 4.1.3 Transferência de Calor na Casca Sólida de Aço

A transferência de calor na casca sólida depende da condutividade térmica do aço, que é função da temperatura. Na literatura encontram-se varias compilações de propriedade físicas dependentes da temperatura [5, 8]. A condução térmica através da casca sólida (no caso do lingotamento contínuo de aços) pode ser considerada unidimensional na direção perpendicular à face do molde. Com o desenvolvimento da solidificação, a camada solidificada constitui uma barreira crescente à transferência de calor fazendo com que a resistência térmica devido à casca sólida adquira importância sobre o fluxo global de calor no molde.

Considerando um perfil de temperatura linear na espessura ( $x$ ) do sólido, tem-se:

$$q = -K \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (4.9)$$

Onde  $q$  é o fluxo de calor na casca,  $\Delta T = T_{SL} - T_s$  é a diferença de temperatura da casca sólida,  $T_{SL}$  é a temperatura na frente de solidificação,  $T_s$  é a temperatura superficial do veio e  $\Delta x$  é a espessura da casca sólida, fig. 3(a).

#### 4.1.4 Transferência de Calor na Parede do Molde

A transferência de calor na parede do molde é determinada pela condutividade térmica do cobre ou de ligas de cobre, utilizado para fabricação dos moldes. A resistência térmica devido à parede do molde é dada pela equação abaixo:

$$R_M = \frac{d_m}{k_{Cu}} \quad (4.10)$$

Onde  $d_m$  é a espessura da parede do molde e  $k_{Cu}$  é a condutividade térmica da parede do molde. As paredes do molde não representam uma resistência térmica importante à condução de calor, pois, além da ordem de grandeza da espessura ser pequena, o material usado no molde possui grande capacidade de transferir calor e alta difusividade térmica. Com isso, a resistência térmica devido à parede do molde tem pouca influência na transferência de calor.

#### 4.1.5 Transferência de Calor na Interface Metal/Molde (Vão)

O vão na interface metal-molde é a principal resistência térmica à transferência de calor do molde, correspondendo a aproximadamente 84% da resistência térmica global enquanto a interface água /molde e parede do molde representam 14% e 2% respectivamente <sup>[17]</sup>. A resistência térmica da interface metal/molde não depende apenas da contração térmica da casca sólida, mas também da pressão ferrostática que atua no sentido de reduzir o vão, e das propriedades do material que preenche o vão. No caso de lingotamento de placas que utiliza pós fluxantes, o vão contém material condensado que é sólido em contato com a parede do molde e pode ser líquido em contato com a superfície da casca sólida <sup>[4]</sup>.

De acordo com Mizikar <sup>[13]</sup> a interface metal/molde pode ser dividida em três secções. A primeira compreende desde o menisco de aço até o ponto onde começa a formar a casca sólida na qual um filme de lubrificante se interpõe entre a parede do molde e o metal líquido superaquecido. A segunda região é de contato intermitente, assim que o superaquecimento é removido inicia-se a solidificação e transformação de fase no estado sólido que provoca uma contração volumétrica no aço que tende a perder o contato com a parede do molde. Entretanto, como a resistência mecânica do aço em alta temperatura é baixa e a força originada da pressão ferrostática é predominante, o contato sólido-lubrificante-molde é mantido nesta região <sup>[4, 9]</sup>. O comportamento dessa região tem influência decisiva na qualidade superficial da placa. Por último, a terceira região na qual a contração do aço com a casca mais espessa possui resistência mecânica suficiente para formar um vão de gás estável entre a superfície do molde e a casca sólida, dificultando a transferência de calor no molde. A existência destas regiões explica a variação do coeficiente de transferência de calor ao longo da altura do molde.

##### 4.1.5.1 Transferência de Calor na Camada de Fluxante

A fig. 3(b) mostra as camadas de escória do fluxante na região superior do molde onde ainda não existe macroscopicamente um vão de gás. Os fluxantes possuem temperatura de fusão em torno de 1150°C e, portanto, permanecem líquidos em contato com a superfície do veio e sólido em contato com a parede do molde. Assume-se um contato perfeito entre a superfície do veio e a escória líquida do fluxante em contraste

com a resistência de contato escória/molde que tem papel importante na transferência de calor do molde. Esta resistência depende da composição do fluxante e da rugosidade da superfície da placa do molde. Então, na parte superior do molde onde não existe um vão macroscópico há um efetivo vão microscópico causando uma resistência de interface na parede do molde. Ambos os mecanismos, radiação e condução transportam o calor através da camada de fluxante.

O fluxo de calor através de uma camada de fluxante  $d_{cf}$  pode ser representado pela equação abaixo <sup>[10,11]</sup>:

$$q = \frac{K_{sys}}{d_{cf}}(T_s - T_m) \quad (4.11)$$

Onde  $K_{sys}$  é a condutividade térmica do sistema, que engloba a resistência térmica de contato e as propriedades de condução e radiação das camadas líquida e sólida do fluxante no vão,  $T_s$  é a temperatura superficial do veio,  $T_m$  é a temperatura superficial da face quente do molde em °C e  $d_{cf}$  é a espessura da camada de fluxante no vão.

Meng e Thomas, 2003 <sup>[16]</sup> destacam o efeito da marca de oscilação na transferência de calor devido à presença tanto de escória, ar ou uma mistura destes; dependendo da temperatura local da superfície e, também o efeito desprezível do calor latente da transformação de fase líquido-sólido da escoria que representa menos de 3% do calor transferido através do vão.

A espessura das camadas de escória sólida e líquida podem ser obtidas por meio de um estudo de balanço de massa e momento sobre a camada de escoria do fluxante <sup>[16]</sup>. A condutividade do sistema  $K_{sys}$  aumenta com a temperatura superficial do veio devido ao efeito da radiação e depende consideravelmente da composição química do fluxante. Uma fórmula empírica foi desenvolvida para representar  $K_{sys}[W/m \cdot ^\circ C]$  <sup>[10, 11]</sup>:

$$K_{sys} = K_{sys(1200\text{ }^\circ C)}(0,505 + 7,448 \cdot 10^{-11} T_s^{3,19}) \quad (4.12)$$

Onde  $K_{sys(1200\text{ }^\circ C)}$  é dado por:

$$K_{\text{ms}(1200^\circ\text{C})} = 2,03 - 0,459 \left( \frac{\%CaO + \%MnO + \%K_2O + \%Na_2O + \%LiO_2}{\%SiO_2 + \%B_2O_3} \right) - 0,169\%Fe - 0,0348\%Al_2O_3$$

(4.13)

*↳ Fe afeta radiação?  
faz comentários que  
estão aqui*

#### 4.1.5.2 Transferência de Calor Através do Vão de Gás

Quando a temperatura da superfície da veio  $T_s$  cai abaixo da temperatura sólidos do fluxante, a camada de fluxante torna-se completamente sólida. Devido às forças de coerência a camada de escória é destruída, formando uma cavidade entre a parede do molde e a superfície do veio preenchida por uma mistura de gases. O calor é conduzido diretamente através do vão de gás. Também, na parte inferior do molde a conicidade não compensa adequadamente a contração térmica do veio e a pressão ferrostática nesta região não é suficiente para empurrar a casca de aço contra a parede do molde, gerando desta forma um vão na parte inferior do molde. Este vão permite a entrada de ar e vapor de água oriundo do resfriamento secundário formando uma mistura de gás contendo principalmente, nitrogênio, já que o oxigênio oxida a superfície do veio. Pode conter hidrogênio devido à redução da água pela superfície do veio e algum dióxido e monóxido de carbono podem ser formados a partir de várias reações entre o gás, o aço e o fluxante. O fluxo de calor através de um vão de gás entre duas placas paralelas com distância  $dg$  em m pode ser avaliado pela seguinte equação <sup>[10]</sup>:

$$q = \frac{2,016 \cdot 10^{-14} (T_s^{1,768} - T_m^{1,768})}{dg} + \frac{5,669 \cdot 10^{-8} (T_s^4 - T_m^4)}{\varepsilon_s^{-1} + \varepsilon_m^{-1} - 1}$$

(4.14)

O primeiro termo da equação representa a parte referente à condução do calor através do gás e o segundo termo, o transporte de calor por radiação entre as superfícies do molde e do veio à temperatura  $T_m$  e  $T_s$ , respectivamente. Foi utilizado um valor médio da emissividade ( $\varepsilon_{s+m} = 0,4$ ) definida por  $\varepsilon_{s+m}^{-1} = 0,5(\varepsilon_s^{-1} + \varepsilon_m^{-1})$  obtida em laboratório para superfície de cobre e aço <sup>[10]</sup>.

#### 4.1.6 Coeficiente Global de Transferência de Calor no Molde

Devido às dificuldades do cálculo teórico da resistência térmica da interface metal/molde, procurou-se estabelecer empiricamente um coeficiente global de transferência de calor  $h_g$  entre a superfície da casca sólida e a água de refrigeração do molde. Pode-se estimar o coeficiente de transferência de calor da interface metal/molde conhecendo o fluxo global de transferência de calor no molde, a espessura e condutividade térmica da parede do molde, a temperatura superficial da casca sólida e o coeficiente de transferência de calor da água de refrigeração. O fluxo global de calor do molde pode ser estimado a partir da hipótese que toda energia cedida pelo metal no molde seja absorvida pela água de refrigeração do molde [4, 5, 7 e 9].

$$h_g \cdot A \cdot (T_s - \bar{T}_a) = \dot{m} \cdot c_a \cdot \Delta T_a, \text{ ou}$$

$$h_g = \frac{\dot{m} \cdot c_a \cdot \Delta T_a}{A \cdot (T_s - \bar{T}_a)} \quad (4.15)$$

Onde  $h_g$  é o coeficiente global de transferência de calor do molde [ $\text{W}/\text{m}^2\text{°C}$ ],  $A$  é a área de contato da parede do molde e a água de refrigeração [ $\text{m}^2$ ],  $T_s$  é a temperatura superficial da casca sólida [ $^{\circ}\text{C}$ ],  $\bar{T}_a$  é a temperatura média da água de refrigeração [ $^{\circ}\text{C}$ ],  $\dot{m}$  é vazão mássica de água no molde [ $\text{l}/\text{min}$ ],  $\Delta T_a$  é a diferença de temperatura de entrada e saída da água de refrigeração do molde e  $c_a$  é o calor específico da água [ $\text{J}/\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C}$ ].

A obtenção da temperatura da superfície da casca sólida pode ser obtida através de simulação matemática realizado por um modelo matemático de solidificação. A resistência térmica global ( $R_g = R_a + R_m + R_i$ ) entre a água de refrigeração do molde e superfície da casca sólida é dada pela soma das resistências térmicas da parede do molde  $R_m$ , da água de refrigeração  $R_a$  e da resistência da interface metal/molde  $R_i$ , sendo o coeficiente global de transferência de calor  $h_g$  dado por [10, 11].

$$h_g = \frac{1}{\left(\frac{L_{ch}}{L_{D,eff}}\right) \cdot \frac{1}{h_a} + \frac{L_{Cu,eff}}{K_{Cu}} + \frac{d_{cf}}{k_{sys}}} \quad (4.16)$$

Os valores típicos de resistência térmica para diferentes domínios entre a superfície do veio e água de refrigeração [63]:

- $R_a = 3,15 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2\text{C/W}$ .
- $R_m = 3,98 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2\text{C/W}$ .
- $R_i = 100 \cdot 10^{-5}$  (parte superior do molde, camada de fluxante)  $\text{m}^2\text{C/W}$ .
- $R_i = 590 \cdot 10^{-5}$  (parte inferior do molde, presença do vão de gás)  $\text{m}^2\text{C/W}$ .

Um molde com revestimento de níquel da ordem de 5mm de espessura representa uma resistência térmica adicional de  $5,55 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2\text{C/W}$ .

#### 4.1.7 Principais Fatores que Afetam a Transferência de Calor no Molde

Cicutti et al.<sup>[7]</sup> propôs uma fórmula empírica para estimar o fluxo de calor médio do molde que inclui teor de carbono, velocidade de lingotamento, temperatura de fusão e viscosidade do fluxante.

$$q = 4.63 \cdot 10^6 \cdot \mu^{-0.09} \cdot T_f^{-1.19} \cdot V_c^{0.47} \left\{ 1 - 0.152 \cdot \exp \left[ - \left( \frac{0.107 - \%C}{0.027} \right)^2 \right] \right\} \quad (4.17)$$

Onde  $\mu$  é a viscosidade da escória do fluxante calculado a 1300°C,  $T_f$  é a temperatura de fusão do fluxante (°C) e  $V_c$  é a velocidade de lingotamento (m/min).

Uma outra relação mostra o fluxo de calor como função da velocidade de lingotamento  $V_c$ , basicidade do fluxante  $B$ , teor de alumina e fluor do fluxante, teor de carbono do aço e altura útil do molde  $Z_m$  [11]:

$$q = 175 \cdot V_c^{0.56} \left( \frac{1 - e^{-15 \cdot 10^{-7} Z_m}}{15 \cdot 10^{-7} Z_m} \right) B^{-0.4} (1 - 0,017(\%Al_2O_3))(1 + 0,055(\%F)) f(\%C) \quad (4.18)$$

Onde  $B$  é a basicidade do fluxante e  $f(\%C)$  é uma função do teor de carbono do aço dado por:

$$B = (CaO + MgO) / SiO_2 \quad (4.19)$$

$$f(\%C) = 1 - 0,190 \cdot e^{-\left(\frac{0,11-\%C}{0,05}\right)^2} \quad (\text{aplicado para placas}) \quad (4.20)$$

#### 4.1.7.1 Influência do Teor de Carbono do Aço no Fluxo de Calor do Molde

A influência do carbono na redução do fluxo de calor é decorrente da reação peritética no qual se obtém o valor mínimo de transferência de calor para teor de carbono de 0.10% C [18, 19]. Pode-se também estimar a influência de outros elementos que afeta o carbono equivalente, como Mn e Si. Um valor de  $f(\%C)$  para tarugo é apresentado na parte inferior da fig.5.

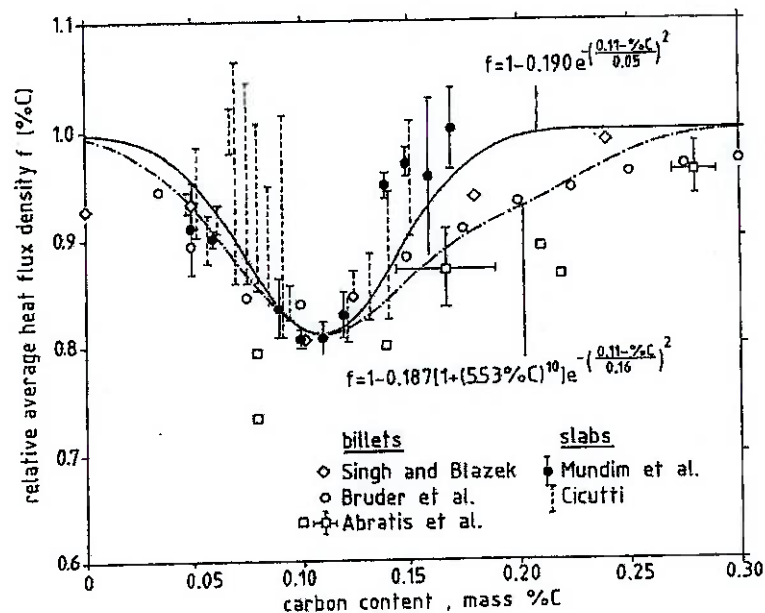


Fig.5: Intensidade relativa do fluxo de calor em função da %C do aço [11].

#### 4.1.7.2 Efeito da Velocidade de Lingotamento no Fluxo de Calor do Molde

A velocidade de lingotamento é uma variável de maior influência na extração de calor e na temperatura da parede do molde [5, 20]. Para um fluxante com temperatura de fusão ( $T_f$ ) igual a 1141°C e viscosidade ( $\mu$ ) de 0,51dPa.s, o resultado medido do fluxo de calor do molde usando a equação do balanço térmico do molde foi de 1,71 e 1,57 MW/m<sup>2</sup> para as velocidades de lingotamento ( $V_c$ ) de 1,80 e 1,40 m/min, respectivamente. Estes

valores apresentam boa correspondência com os valores calculados pela equação do balanço térmico do molde (Eq. 4.15). Para velocidade de 1,8 m/min foi obtido um fluxo de calor de 1,73 a 1,79 MW/m<sup>2</sup> e para velocidade de 1,40 m/min foi obtido um valor de 1,54 a 1,59 MW/m<sup>2</sup>, fig.6 [21].

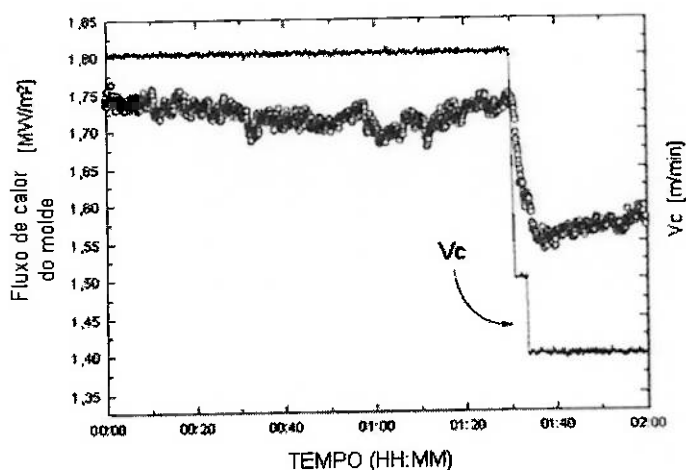


Fig.6: Extração de calor médio para diferentes velocidade de lingotamento para um fluxante ( $\mu = 0,51 \text{ dPa.s}$ ), adaptado da referência [21].

O incremento da velocidade de lingotamento provoca a redução da espessura da casca sólida devido ao menor tempo de residência no molde. A casca sólida com menor espessura é facilmente empurrada pela pressão ferrostática contra a parede do molde aumentando o fluxo de calor [9].

#### 4.1.7.3 Influência do Fluxante na Extração de Calor do Molde

Os fluxantes são usados no lingotamento contínuo de aços com diferentes funções, na quais determina a qualidade final do produto. Uma das mais importantes funções do fluxante é controlar a transferência de calor na interface molde/metal. O desafio é obter uma casca sólida isenta de defeitos e suficiente resistência para suportar a pressão do aço líquido na saída do molde. Portanto, é fundamental ter uma transferência uniforme de calor; os gradientes térmicos durante o processo de solidificação podem causar variações da espessura da casca sólida e gerar defeitos superficiais. A uniformidade da escória infiltrada depende das características do fluxante, a condição

estável para o escoamento da escória foi obtida para  $\mu.V_c^2 = 5 \text{ poise.m}^2/\text{min}^2$  ( $\mu$  = viscosidade a  $1300^\circ\text{C}$  e  $V_c$  = velocidade de lingotamento em m/min) que corresponde a um menor fluxo de calor, mais adequado ao lingotamento de aços peritéticos [22]. Ogibayashi [23] mostrou que as variações da temperatura da face quente do molde e espessura da escória infiltrada estão correlacionadas com o produto da viscosidade a  $1300^\circ\text{C}$  com a velocidade de lingotamento. Para aços baixo carbono, recomenda-se  $\mu.V_c = 2$  a  $3,5 \text{ poise.m/min}$  como critério para seleção de fluxante [24].

O aumento da temperatura de fusão do fluxante afeta principalmente a rugosidade do filme de escória aderente na superfície do molde [25], os fluxantes que possuem elevada temperatura de fusão tendem a produzir uma camada sólida cristalina mais espessa no filme de escória entre a casca de aço e a parede do molde, oferecendo maior resistência à transferência de calor no molde.

Escória de fluxante com alto teor de óxido de ferro e basicidade elevada tem baixo  $K_{\text{sys}}$  (inclui a camada líquida de fluxante contra a superfície do veio e as camadas vítrea e cristalina de escória aderente à parede do molde). O óxido de ferro aumenta a absorção na radiação térmica e o aumento da basicidade da escória do fluxante aumenta a proporção da fase cristalina e reduz a fase vítrea. Na camada de escória vítrea, a transferência de calor é fortemente aumentada pelo mecanismo de radiação em paralelo e a fase cristalina apresenta micro porosidades; é comparativamente mais opaca e oferece maior resistência térmica devido à influência de sua espessura e propriedades físicas [10, 25-26]. A fig.7 ilustra um resultado de teste em laboratório relacionando propriedades da escória do fluxante com a transferência de calor.




	FLUXANTE A $\eta = 0.5 \text{ poise}$ $T_s = 1235^\circ\text{C}$	FLUXANTE B $\eta = 0.5 \text{ poise}$ $T_s = 1175^\circ\text{C}$	FLUXANTE C $\eta = 1.8 \text{ poise}$ $T_s = 1150^\circ\text{C}$	
	1.43 (MW/m <sup>2</sup> )	1.93 (MW/m <sup>2</sup> )	2.07 (MW/m <sup>2</sup> )	
FLUXO DE CALOR	BAIXO	← BOA RELAÇÃO →		ALTO
ESCÓRIA	CRISTALINA	← BOA RELAÇÃO →		VÍTREA
				

Fig.7: Relação do fluxo de calor na região do menisco e propriedades da escória do fluxante, adaptado da referência [34]. Onde  $T_s$  é a temperatura de solidificação da escória do fluxante e  $\eta$  é a viscosidade a  $1300^\circ\text{C}$ .

#### 4.2 Transferência de Calor no Resfriamento Secundário

A zona de resfriamento secundário compreende a região entre a saída do molde e término da câmara de sprays. A placa ao sair do molde é suportada por rolos e o resfriamento é realizado pelo borrifamento de água através dos bicos de sprays. Os principais requisitos metalúrgicos do resfriamento secundário são [9]:

- Remoção adequada do calor para dar continuidade ao processo de solidificação.
- Resfriamento adequado da pele para evitar abaulamento
- Obtenção de um perfil uniforme de temperatura na direção de lingotamento e transversal ao veio para evitar formação de tensões térmicas.
- Flexibilidade do controle de resfriamento para atender os diversos tipos de aços e suportar as variações de velocidade inerentes à operação da máquina de lingotamento contínuo.

A transferência de calor no resfriamento secundário envolve vários mecanismos com certo grau de complexidade devido às inúmeras variáveis que envolvem o processo de resfriamento. A fig.8 ilustra um resfriamento secundário com destaques para os mecanismos de transferência de calor e do processo de resfriamento por spray. Um

recurso prático para calcular o fluxo de calor no resfriamento secundário é definir o coeficiente de transferência de calor.

#### 4.2.1 Equações Básicas da Transferência de Calor no Resfriamento Secundário

As equações básicas dos coeficientes de transferência de calor no resfriamento secundário são dadas por <sup>[11]</sup>:

Coeficiente de transferência de calor total do resfriamento secundário  $h_t$ :

$$h_t = \frac{q_t}{T_s - T_\infty} \quad (4.21)$$

Coeficiente de transferência de calor da água dos sprays  $h_w$ :

$$h_w = \frac{q_w}{T_s - T_\infty} \quad (4.22)$$

Coeficiente de transferência de calor por radiação  $h_r$ :

$$h_r = \varepsilon\sigma(T_s^2 + T_\infty^2)(T_s + T_\infty) \quad (4.23)$$

Coeficiente de transferência de calor total do resfriamento secundário  $h_t$ :

$$h_t = h_w + h_r \quad (4.24)$$

Onde  $q_t$  é o fluxo de calor total extraído pelo resfriamento secundário,  $q_w$  é o fluxo de calor extraído pela água dos sprays,  $T_s$  é a temperatura superficial do veio e  $T_\infty$  é a temperatura do spray de água.

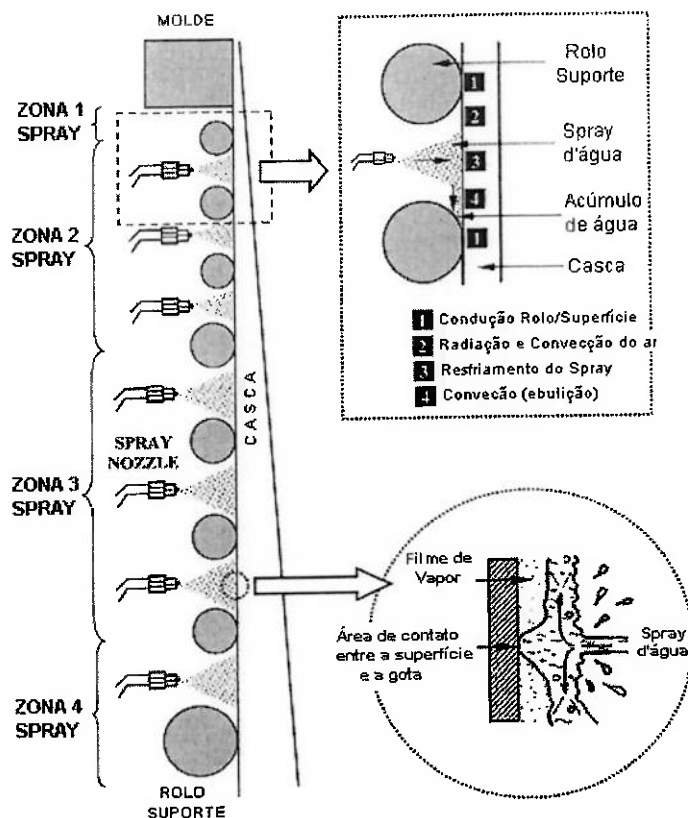


Fig.8: Resfriamento secundário de Lingotamento Contínuo de aço. No quadro acima mostra os mecanismo de transferência de calor e no círculo abaixo, os detalhes do processo de resfriamento por spray [6].

Os valores típicos para o coeficiente de transferência de calor nas diferentes regiões mostrada na fig.8 de 1 a 4 é mostrado na tab.01.

TAB.02: Valores típicos do CTC no resfriamento secundário, adaptado da referência [11]

REGIÃO DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR		VALOR TÍPICO CTC [W/m <sup>2</sup> °C]
1	Condução Rolo/Superfície	Máx. 1.500 (media de 600-800)
2	Região seca	100
3	Resfriamento direto do spray	200 - 2000
4	Fluxo e acúmulo de água	1200 - 1500

A TAB.03 mostra várias formulações empíricas de diversos pesquisadores para estimar o coeficiente médio de transferência de calor para aplicações de resfriamento secundário do lingotamento contínuo de aços.

TAB.03: Formulações empíricas do coeficiente de transferência de calor ( $h_{sprays}$ ).

Autores	CTC $h_{spray}$ [kw/m <sup>2</sup> k]	Validade
Mitsutsuka <sup>[27]</sup>	$h_{sprays} \approx \dot{m}(1 - bT_w)$	10 < $\dot{m}$ < 10,3 [l/m <sup>2</sup> s] 0,005 < b < 0,008
Shimada e Mitsutsuka <sup>[27]</sup>	$h_{sprays} = 1,57\dot{m}^{0,55}(1 - 0,0075T_w)$	10 < $\dot{m}$ < 10,3 [l/m <sup>2</sup> s] Temperatura da água do spray $T_w = 38$ °C
Mizikar <sup>[28]</sup>	$h_{sprays} = 0,0776.\dot{m}$ ( a 276 kPa) $h_{sprays} = 0,1\dot{m}$ ( a 620 kPa) $h_{sprays} = 0,33\dot{m}^{0,55}$	0 < $\dot{m}$ < 20,3 [l/m <sup>2</sup> s] $T_s = 1090$ °C 69 < P < 620 [kPa] Distância bico-veio = 102—305 mm
Muller e Jeschar <sup>[27]</sup>	$h_{sprays} = 0,01.V_c + (0,107 + 0,00068.V_c)\dot{m}$	11 < $V_c$ < 32 [m/s] 0,3 < $\dot{m}$ < 9,0 [l/m <sup>2</sup> s] Pressão da água Spray > 1100 kPa Distância bico-veio = 100—200 mm
Ishiguno et al. <sup>[27]</sup>	$h_{sprays} = 0,581\dot{m}^{0,451} \cdot (1 - 0,0075T_w)$	10 < $\dot{m}$ < 10,3 [l/m <sup>2</sup> s] Temperatura da água do spray $T_w = 38$ °C
Nozaki et al. <sup>[29]</sup>	$h_{sprays} = \frac{1,57\dot{m}^{0,55}(1 - 0,0075T_w)}{\alpha}$	$\alpha = 4$
Bolle e Moureu <sup>[30]</sup>	$h_{sprays} = 0,366\dot{m}^{0,556}$	727 < $T_s$ < 927 [°C] 1 < $\dot{m}$ < 7 [l/m <sup>2</sup> s]

Continuação

Sasaki et al. <sup>[27]</sup>	$h_{sprays} = 708\dot{m}^{0,75}T_s^{-0,5} + 0,116$	700 < T <sub>s</sub> < 1200 [°C] 1,67 < $\dot{m}$ < 41,7 [l/m <sup>2</sup> s]
Ueta et al. <sup>[31]</sup>	$h_{sprays} = 10^{2,34} \cdot \dot{m}^{0,33} \cdot Q_{ar}^{0,37} T_s^{-0,136}$	600 < T <sub>s</sub> < 1000 [°C] Q <sub>ar</sub> Vazão de ar no bico de soray [l/s]
Schwerdtfeger <sup>[11]</sup>	$h_{sprays} = 87,2 \cdot \dot{m}^{0,65} V_w^{0,37} [1 - 0,009(T_w - 29)]$	T <sub>w</sub> Temperatura água [°C] V <sub>w</sub> Vel. da gota [m/s] $\dot{m}$ Fluxo de água do spray [l/s.m <sup>2</sup> ]

Onde T<sub>s</sub> é a temperatura superficial do veio em °C e  $\dot{m}$  é fluxo de água do spray em l/sm<sup>2</sup>.

Em geral é necessário algum tipo de ajuste das fórmulas mostradas na Tab acima para aplicação em uma determinada máquina <sup>[32]</sup>. Para aperfeiçoar o sistema de resfriamento secundário, além de medir o coeficiente de transferência de calor, é necessário antes investigar se as características dos bicos são adequadas à aplicação, se as ocorrências de obstruções dos bicos estão em níveis aceitáveis, se existem dificuldades para a manutenção do sistema. Entende-se por características dos bicos pulverizadores o arranjo físico dos bicos, a distribuição da vazão de água, e as curvas características de vazão de água versus pressão ar/água <sup>[33]</sup>.

Como visto na Tab acima, a maioria dos pesquisadores correlacionou o coeficiente de transferência de calor com a quantidade média de água que impacta na superfície por unidade de área e tempo, denominado densidade do impacto de água expresso em [l s<sup>-1</sup> m<sup>-2</sup>]. Alguns pesquisadores recomendam medir a densidade do impacto de água como primeira etapa para compreender como ocorre a transferência de calor do spray <sup>[34]</sup>. A densidade do impacto de água é determinada em função do tempo de pulverização e do tamanho de cada furo da placa coletora. Esta medida é repetida para as condições de operação máxima e mínima para verificar a influência da pressão da água e ar. Os testes para determinar o coeficiente de transferência de calor podem ser realizados

em laboratório ou utilizando as informações coletadas durante a operação da máquina de lingotamento contínuo.

#### **4.2.2 Tipos de Resfriamento Secundário**

Os métodos de resfriamento secundário no processo de Lingotamento Contínuo têm uma grande influência na qualidade dos produtos lingotados. São possíveis dois métodos diferentes de resfriamento por spray:

1. Resfriamento convencional, com bocais de único fluido utilizando apenas água.
2. Refrigeração do tipo "air-mist" com bocais de dois fluidos usando ar comprimido e água.

Apesar dos bocais de único fluido ter custo menor de investimento e de manutenção, consumindo menos energia; a instalação de bocais do tipo air-mist têm três vantagens significativas no processo de Lingotamento Contínuo que contrabalança os custos de investimento e manutenção do sistema de resfriamento secundário <sup>[35]</sup>:

- Faixa ampla do controle de vazão da água, tipicamente de uma relação de 1:5 até 1:25.
- Coeficiente de transferência de calor mais elevado em relação à mesma vazão de um bocal convencional.
- Orifícios de saída maiores, que reduz as ocorrências de obstrução dos bicos.

Por estas razões, o resfriamento do tipo air-mist é o método preferido para as máquinas modernas de lingotamento contínuo. No entanto, é fundamental uma escolha adequada dos bicos de spray para a aplicação desejada.

#### **4.2.3 Fundamentos para Escolha do Bico de Spray**

Um spray pode ser considerado um volume de água ou outro fluido líquido que se move em múltiplas gotículas a partir de um bico de spray. Até o presente não há nenhum padrão internacional para especificação de bicos de spray. Os fabricantes desenvolveram seus próprios padrões de desempenho, que somente se aplicam aos seus produtos. As unidades de medida, tais como as usadas para medir a vazão de água e pressão, diferem também de um fabricante para outro. A maioria dos fabricantes de bicos de spray dá a

seus produtos números de modelo originais. Entretanto, não há nenhum padrão objetivo que governa estes sistemas, e cada fabricante usa seu próprio sistema de identificação em seus catálogos de produto. Em geral, o processo de escolha de um bocal significa especificar <sup>[36]</sup>:

- Sua curva característica de Vazão X Pressão (valores tabelados pelos fabricantes)
- Como as gotas serão distribuídas após ter deixado o bocal (padrão e ângulo de spray)
- O tamanho das gotas que serão produzidas
- Conexão do bocal à tubulação de alimentação
- Material de fabricação.

As especificações tais como o tamanho da conexão, material de fabricação, vazão e pressão base, etc. e as combinações destes termos muitas vezes compreendem os números do modelo do bico. A fig.9 mostra um exemplo de modelo do bico de spray.

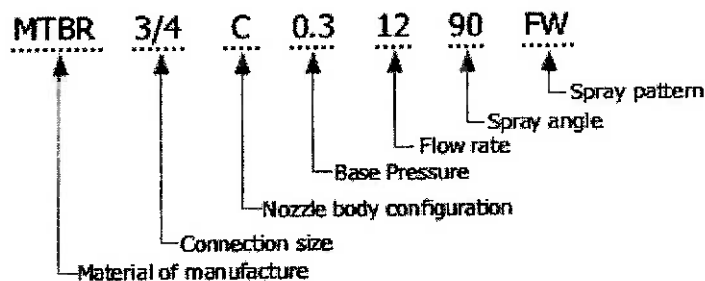


Fig.9: Modelo de bico de spray: MTBR3/4FC0.31290|FW da Nozzle Network Co Ltda<sup>[36]</sup>.

Os nomes de componentes do bocal pulverizador provêm de varias configurações de bocais. A fig.10 mostra uma configuração básica para um bocal de único fluido.

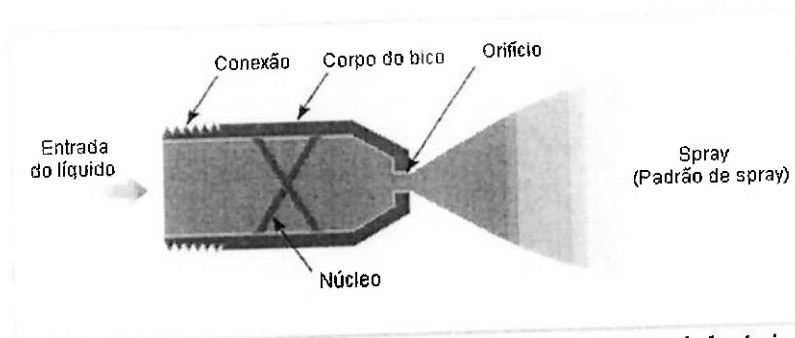


Fig.10: Desenho esquemático da configuração básica para um bocal de único fluido [37].

Os bicos do tipo air-mist são bicos que misturam ar e no líquido a ser pulverizado cujas características, além das características mencionadas anteriormente, produzem tamanho de gota menor do que o tamanho produzido por bocais de único fluido [37]. Para selecionar um bico de spray é necessário entender os parâmetros que afetam o seu desempenho a fim de especificar corretamente as características que se desejam do bico para uma determinada aplicação, tais como:

- **Pressão de entrada**

A pressão do bocal, em geral refere-se à pressão na entrada do bico de spray (veja a seguinte ilustração). Além disso, a pressão pode ser medida em MPa, em libra por polegada quadrada, em bar, etc., que poderá dificultar a consulta dos catálogos.

- **Vazão do fluido**

A taxa de vazão é a quantidade de líquido pulverizada de um orifício de bocal por hora. A princípio, a taxa de fluxo requerida dependerá da aplicação e da finalidade da pulverização. A vazão do bico é calculada geralmente em função do diâmetro do orifício (área de seção transversal) e da pressão, assim um orifício maior e uma pressão mais baixa (teórica) produz a mesma vazão que um orifício menor e uma pressão mais elevada. A capacidade do bocal varia com pressão de pulverização. No general, a relação entre a capacidade e a pressão é mostrada de acordo com a seguinte fórmula:

$$Q_1 = Q_2 \left[ \frac{P_2}{P_1} \right]^n \quad (4.25)$$

Com o expoente  $n$  variando de 0,44 a 0,46, dependendo do tipo de padrão de spray. Para o tipo "flat spray" e cone vazio  $n = 0,5$ <sup>[38]</sup>.

Onde  $Q_1$  é a vazão conhecida na pressão  $P_1$  e  $Q_2$  é a vazão a ser determinado na pressão  $P_2$ .

A densidade do fluido  $d$  afeta o fluxo do bocal. Para a mesma pressão de entrada, os fluidos mais densos terão menor vazão porque mais energia é requerida para acelerá-los. Pode-se aplicar a seguinte relação entre vazão do bocal e para líquidos de diferentes densidades <sup>[36]</sup>:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \sqrt{\frac{d_1}{d_2}} \quad (4.26)$$

A viscosidade também afeta o desempenho do bocal, viscosidade mais elevada inibe a atomização do fluido. No geral, os líquidos com viscosidades maior que 100 cP são difíceis de atomizar exceto com bocais do tipo air-mist<sup>[36]</sup>.

- **Anglo do spray e largura do spray**











O ângulo do pulverizador refere-se ao ângulo em que os fluidos pulverizados formam na saída do bocal. A largura do spray representa a largura/diâmetro que o líquido pulverizado atinge a uma determinada distância do orifício do bocal <sup>[37-38]</sup>.

Em general os catálogos de produto da maioria dos fabricantes mostram ângulos do pulverizador em cada valor da pressão.

- **Padrão de Spray**

O padrão de spray refere-se à forma da seção transversal na quais as gotas do spray se dispersam. Os padrões de spray podem ser do tipo cone cheio, flat, cone vazio, circulares, etc. Os nomes do padrão de spray podem ser classificados como mostrado na tabela abaixo, mas pode haver diferenças de nomes usados em catálogos de produto de fabricantes. A princípio, o padrão de spray deve ser escolhido de acordo com a sua aplicação ou finalidade.

TAB.04: Padrões de spray, adaptado da referencia [38]

Padrões universal de bicos de spray				
 <p>Spray nozzle produces a dot-shaped spray pattern on the target surface.</p>	 <p>Spray nozzle produces a solid, circular spray pattern on the target surface (full cone).</p>	 <p>Spray nozzle produces a hollow, circular, ring-shaped spray pattern on the target surface (hollow cone).</p>	 <p>Spray nozzle produces an oval spray pattern on the target surface (oval full cone).</p>	 <p>Spray nozzle produces a square-shaped spray pattern on the target surface (square full cone).</p>
 <p>Spray nozzle produces a flat, bar-shaped spray pattern on the target surface.</p>	 <p>Nozzle is equipped with multi-orifice, which produces solid stream.</p>	 <p>Nozzle produces a long, narrow, spray pattern. (A slit-shaped orifice discharges a curtain of fluid).</p>	 <p>Multiple orifices produce a full cone spray pattern.</p>	 <p>A double or triple spiral spray pattern is produced on the target surface.</p>

- **Material de fabricação**

Os bocais de pulverizador são feitos geralmente de materiais como o bronze, aço inoxidável, ou plástico. Ao escolher um bocal de pulverizador é necessário selecionar um material de fabricação mais adequado para a aplicação do bocal. O bronze é o material preferido pelos fabricantes, mas os bocais de bronze têm a resistência insuficiente à abrasão em média/alta pressão, e resistência limitada à corrosão por produtos químicos corrosivos. Devido a sua resistência relativamente elevada à abrasão e corrosão, o aço inoxidável é empregado extensamente na manufatura de bicos de spray utilizados em aplicações mais agressivas.

Bicos de Metal



Bicos de Resina



Fig.11: Material de fabricação dos bicos de spray [39]

Relativamente poucos tipos de bocais são fabricados de plástico, limitando o número de modelos disponíveis. Os bocais plásticos são úteis para pulverizar os produtos químicos que corroem bocais de metal rapidamente. Os bocais de carbeto de tungstênio podem suportar a alta pressão, e os bocais cerâmicos têm resistência elevada à abrasão e à corrosão. Os tipos de materiais e números de modelo são mostrados em catálogos do produto dos fabricantes do bocal.

#### 4.2.4 Características do Bico de Spray

O desempenho do bocal é avaliado examinando dados tais como a taxa de pressão/fluxo, a distribuição do fluxo, a distribuição do impacto do pulverizador, o tamanho da gota, etc. Quase todos os fabricantes de bocal têm dispositivos de medida destas características em seus centros de pesquisa e desenvolvimento. No entanto, muitas destas informações podem ter um custo adicional para o cliente.

##### 4.2.4.1 Relação Pressão/Vazão do Bico de Spray

Em quase todos os casos, a taxa de vazão do bocal varia de acordo com a pressão da entrada. Uma fórmula ou através de ábacos fornecido no catálogo do produto do fabricante pode ser usada para determinar a vazão de água do bico de spray, a fig.12 mostra um destes ábacos.

#### Dados de desempenho

##### Curvas característica

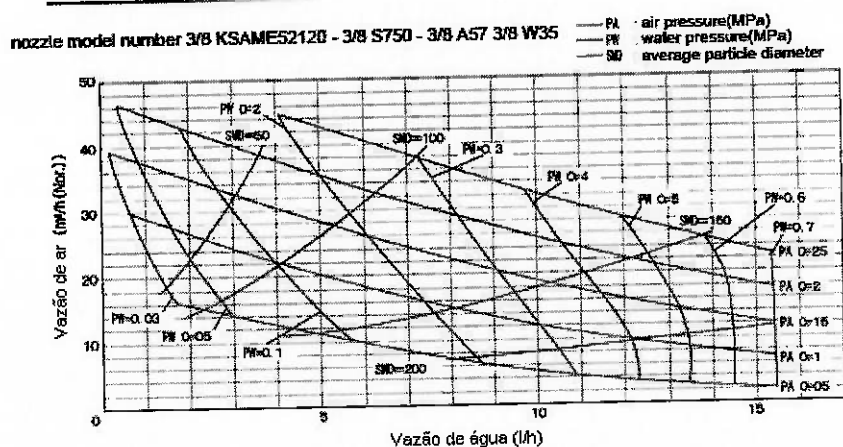


Fig.12: Curva característica do bico de spray 3/8 KSAME52120, Everloy [37].

#### 4.2.4.2 Relação Ângulo do Spray/Pressão de Água

Em quase todos os casos, o ângulo do pulverizador varia de acordo com a pressão da entrada. Em catálogos do produto dos fabricantes, os valores dos ângulos em função da pressão da água são listados para cada modelo. Deseja-se que o ângulo não tenha variações significativas com a alteração da pressão, de forma a garantir a uniformidade da distribuição do fluido pulverizado. A fig.13 mostra um bico com características de ângulo bastante estável para pressão de água variando de 1 até 7 bar.

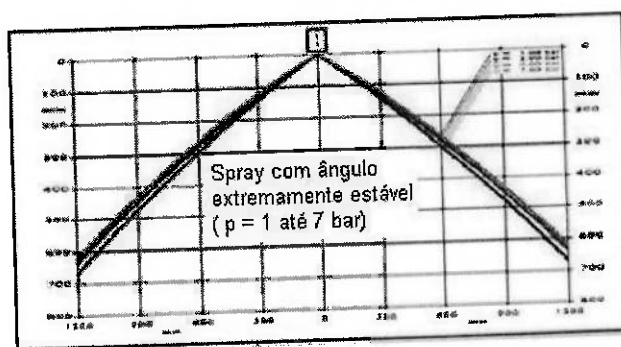


Fig. 13: Relação entre a pressão e o ângulo do spray do tipo “air-mist” (Lachler Mastercoolers) aplicado no resfriamento secundário de lingotamento contínuo de placas<sup>[40]</sup>.

#### 4.2.4.3 Distribuição da Vazão do Fluido

A distribuição do fluxo refere-se à densidade do fluxo das gotas dispersadas em uma distância dada do pulverizador, medido ao longo de uma seção transversal ao fluxo do spray. A distribuição da vazão é classificada em três tipos, côncavo, convexo, e em trapezoidal, e este tipo de distribuição varia de acordo com o tipo de bocal de spray. A fig.14 representa os tipos de distribuição de vazão de um bico de spray.

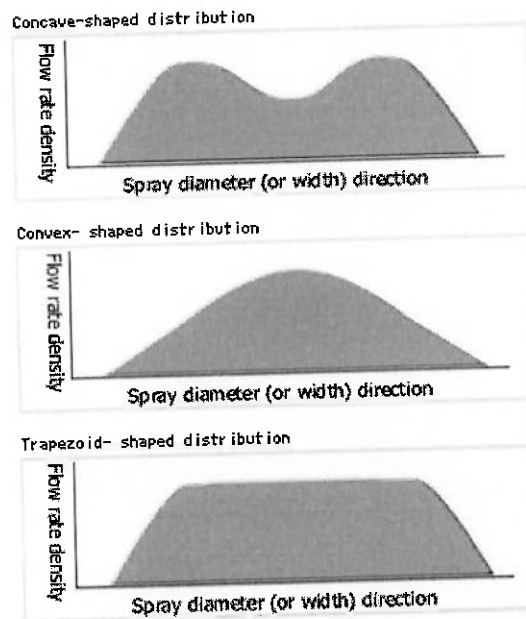


Fig.14: Ilustração dos tipos de forma de distribuição da densidade de vazão ou densidade de impacto <sup>[39]</sup>.

#### 4.2.4.4 Distribuição do Impacto do Spray

A distribuição do impacto do spray refere-se à distribuição da força de impacto das gotículas com o alvo a ser pulverizado. Fundamentalmente, o impacto é proporcional à pressão do pulverizador para um determinado bocal. Quando bicos de spray diferentes têm a mesma taxa de vazão, o impacto do pulverizador é proporcional à raiz quadrada da pressão. A fórmula teórica do impacto teórico  $I_{th}$  do spray é dado por <sup>[38]</sup>:

$$I_{th} = 0,526.Q.\sqrt{P} \quad (4.27)$$

Onde  $I_{th}$  é o impacto teórico em libra-força, o  $Q$  é a vazão do bocal em galões por minuto na pressão  $P$  dada em libra por polegada quadrada. Como o impacto do pulverizador é proporcional à vazão; a forma da distribuição do impacto do fluido pulverizado é similar à forma da distribuição da vazão para o mesmo bocal pulverizador, fig.15. A distribuição do impacto do pulverizador é classificada da mesma forma da distribuição de vazão, ou seja, nos três tipos: côncavo, convexo, e trapezoidal.

## GRÁFICOS DE DISTRIBUIÇÕES

Nozzle model number 3/8 KSAME52120 - 3/8 S750 - 3/8 A57 3/8 W35

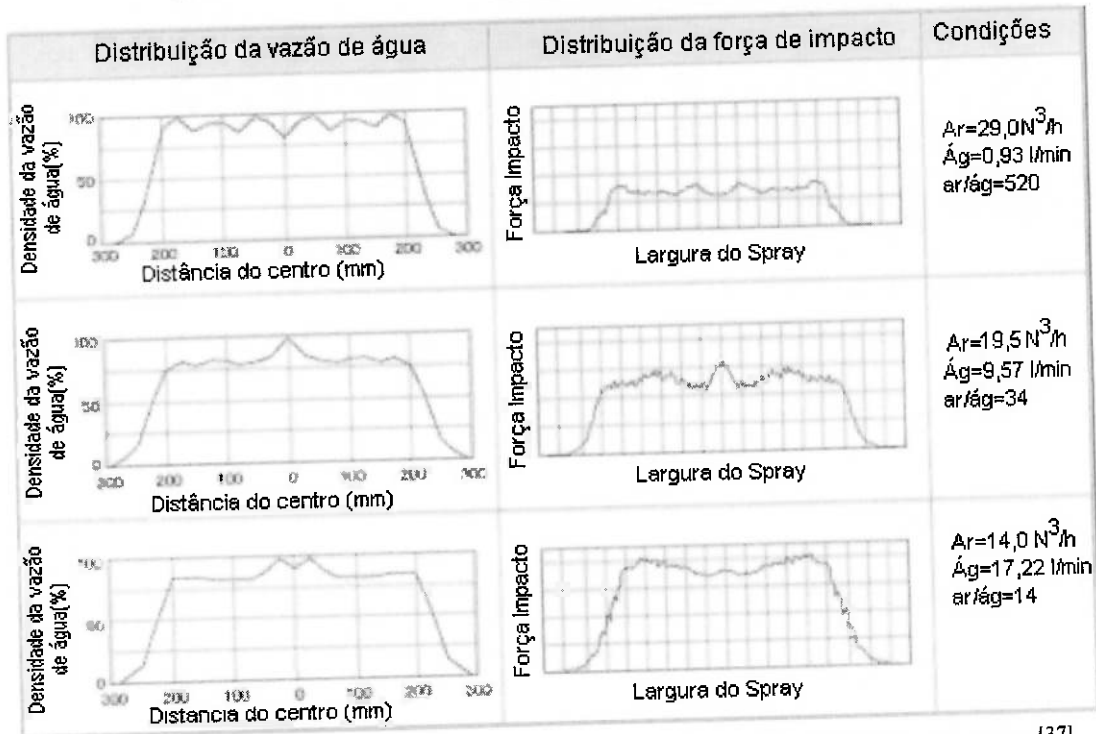
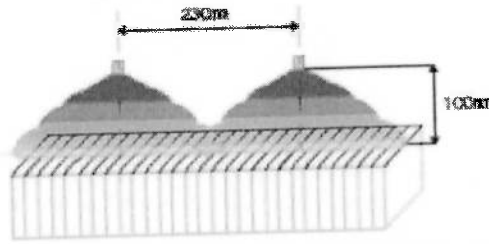


Fig.15: Distribuição do impacto do spray para bocal modelo 52120 da Everloy<sup>[37]</sup>

A fórmula acima pode variar de acordo com o tipo de bocal ou valor da pressão na entrada do pulverizador. Conseqüentemente, será necessário um fator de correção. O fator de correção, entretanto, varia também de acordo com o tipo ou a pressão do bocal. Conseqüentemente, em quase todos os casos, o impacto do pulverizador é determinado por meio de medida real.

### 4.2.5 Métodos para Determinar o Tamanho de Gota do Spray

O tamanho da gota refere-se ao diâmetro médio de gotas ou da distribuição de tamanho da gota. A seguir são mostrados os diversos métodos utilizados por fabricantes e pesquisadores <sup>[41]</sup>:

- **Medição por feixe de laser**

Este método usa um feixe de laser para medir às gotas em queda enquanto estiverem na atmosfera. Como as gotas não são tocadas, este método é extremamente exato. Dezenas de milhares de gotas podem ser medidas em um instante, e os vários tipos de diâmetros médios e dados de distribuição podem ser obtidos.

- **Medição pelo estroboscópio**

Um estroboscópio de alto desempenho é dirigido ao fluxo de gotas do spray e uma câmera digital é posicionada do lado oposto ao estroboscópio para capturar a imagem. As gotas, que não são tocadas e que parecem estacionárias em consequência do estroboscópio, são mostradas em um monitor onde o diâmetro médio e a distribuição possa ser medida por meio da análise de imagem.

- **Medida do Tamanho de Gota pelo Microscópio**

As gotas são capturadas em uma superfície revestida com o óleo de silicone e fotografada em um microscópio. Este é um método relativamente simples de medida. Os diâmetros médios das gotas e da sua distribuição são medidos com régua.

#### **4.2.6 Fatores que Afetam o Tamanho de Gotas do Spray**

Os fatores abaixo quando analisados isoladamente afetam o tamanho de gota da seguinte forma:

- **Padrão de spray**

Na mesma pressão de entrada e vazão, o bico de spray do tipo cone cheio produz gotas menores do que o tipo flat. O diâmetro das gotas produzido pelo primeiro pode ser diversas vezes menor do que aqueles produzidos pelo último <sup>[37, 38]</sup>. Dentro de cada tipo de padrão de spray os de menores capacidades produzem gotas menores de pulverização,

e os de maiores capacidades produzem gotas maiores. A tabela abaixo mostra a faixa dos tamanhos da gota possíveis pelo tipo do bocal <sup>[38]</sup>, Estes dados ilustram a larga faixa dos tamanhos possíveis de gota produzidos por tipos diferentes de pulverizadores:

TAB.05: Tamanho de gota em função do tipo de bico de spray e parâmetros operacionais <sup>[38]</sup>.

Spray Type	10 psi		40 psi		100 psi	
	Capacity (gpm)	VMD $\mu m$	Capacity (gpm)	VMD $\mu m$	Capacity (gpm)	VMD $\mu m$
Hollow Cone	.05	360	.10	300	.16	200
	12	3400	24	1900	38	1260
Flat Fan	.05	260	.10	220	.16	190
	5	4300	10	2500	15.8	1400
Full Cone	.10	1140	.19	850	.30	500
	12	4300	23	2800	35	1720

- **Pressão**

Quanto maior a pressão de entrada menor o tamanho das gotas <sup>[37-38]</sup>. Um bocal de pulverizador que produz gotas de 1.000  $\mu m$  em 1MPa produzirá gotas muito menores (algumas dezenas de microns) se a pressão for aumentada a 10MPa. Para bocais de único fluido a seguinte equação pode ser usada para estimar as alterações do diâmetro das gotas  $Dp$  para mudanças modestas na pressão  $P$ <sup>[36]</sup>:

$$\frac{Dp2}{Dp1} = \left( \frac{P_2}{P_1} \right)^{-0,3} \quad (4.28)$$

- **Taxa de vazão**

Para uma mesma pressão de entrada, o tamanho de gotas diminui com a redução da vazão de água do bico de spray e aumenta para vazões maiores <sup>[37-38]</sup>.

- **Líquido (fluido de trabalho)**

Um bocal que pulverizam dois fluidos (água/ar, por exemplo) pode produzir tamanhos de gotas menores que um bocal que pulveriza somente água. Além disso, se a vazão de ar do bocal for aumentada, o tamanho da gota pode ser reduzido.

- **Ângulo do pulverizador**

O ângulo do pulverizador tem um efeito inverso no tamanho da gota. Um aumento do ângulo do pulverizador reduzirá o tamanho da gota, assim como uma redução no ângulo do pulverizador aumentará o tamanho da gota [38].

- **Propriedades do líquido**

A tensão superficial e viscosidade do líquido aumenta a quantidade de energia requerida para pulverizá-lo. Um aumento em qualquer uma destas propriedades aumentará o tamanho da gota [38].

#### 4.2.7 Cálculo do Diâmetro Médio das Gotas

As definições a seguir são dadas para os diâmetros médios e medianos das gotas [37-38].

- **Média aritmética do diâmetro (D10):** média dos diâmetros de todas as gotas na amostra do pulverizador
- **Diâmetro médio do volume (D30):** diâmetro de uma gota cujo volume, se multiplicado pelo número total das gotas, equivale ao volume total da amostra.
- **Diâmetro médio de Sauter (D32) ou SMD:** diâmetro de uma gota cuja relação do volume à área de superfície seja igual àquela da amostra completa do pulverizador.
- **Diâmetro mediano do volume (DV05) ou VMD:** diâmetro que divide a massa (ou o volume) do pulverizador em duas metades iguais. Assim o ½ da massa total é composto das gotas com os diâmetros menores do que este número e a outra metade com os diâmetros que são maiores.

O diâmetro médio de Sauter ( $SMD = \frac{\sum di^3 \cdot ni}{\sum di^2 \cdot ni}$ ) é o mais utilizado para análise do tamanho de gotas em estudos e especificação de bicos de spray [39]. O diâmetro médio de Sauter é chamado de “diâmetro médio volume-superfície”, e abreviado geralmente como “D32” ou “SMD”. Onde  $di$  = diâmetro da gotícula,  $ni$  = número de gotículas com diâmetro  $di$ . A fig.16 mostra um histograma do diâmetro das gotículas do spray. Quase todos os bicos de spray produzem gotas de tamanhos altamente dispersos.

Um pequeno aumento da quantidade de gotas com tamanho bem acima das regulares teria um efeito drástico no cálculo do diâmetro médio de Sauter.

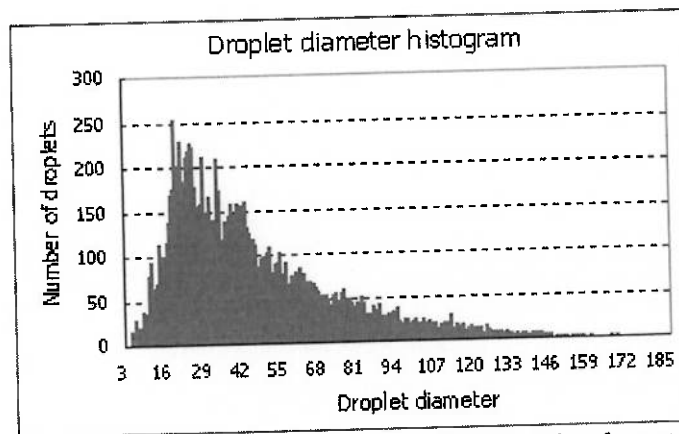


Fig.16: Exemplo da distribuição do tamanho de gota <sup>[39]</sup>

#### 4.2.8 Principais Problemas Referentes ao Desempenho dos Pulverizadores

A seguir algumas dos possíveis problemas relacionados ao desempenho deficiente do bico de spray <sup>[37]</sup>:

- **Desgaste ou corrosão do bocal**
  - pode causar taxa de vazão excessiva devido ao alargamento do orifício de saída
  - pode aumentar o tamanho da gota
  - degrada padrão de spray
- **Obstrução do bico**
  - Baixa vazão
  - Degradação do padrão de spray
- **Dimensionamento inadequado da tubulação**
  - perdas excessivas de carga na tubulação que conduzem às pressões baixas do bocal
  - velocidades elevadas da água gerando turbulência na entrada dos bicos
- **Posição incorreta do bocal**

- degradação da área de contato do spray
- **Bocal incorreto para a aplicação**
  - tamanho da gota demasiadamente pequeno ou grande.
  - tipo incorreto do padrão de spray.

### 4.3 Resfriamento por Radiação e Convecção Livres

Os mecanismos que controlam a perda de calor do veio após este deixar a câmara de spray é predominantemente por radiação e convecção livre. O coeficiente de transferência de calor para o ambiente  $h_{amb}$  é dado pela soma dos coeficientes de transferência térmica por radiação  $h_r$  e coeficiente de transferência térmica por convecção  $h_c$  [42, 58, 60, 63].

$$h_{amb} = h_r + h_c \quad (4.29)$$

O coeficiente de transferência térmica por radiação é dado por:

$$h_r = \varepsilon\sigma(T_s + T_o).(T_s^2 + T_o^2) \quad (4.30)$$

Onde  $\varepsilon$  é a emissividade térmica do aço (0,8),  $\sigma$  = Constante de Stefan-Boltzmann e  $T_o$  = Temperatura do ambiente [°C]. O coeficiente de transferência de calor por convecção entre a superfície da placa e o ar do ambiente é obtido a partir da definição do número de Nusselt [2]:

$$h_c = \frac{k_f.N_u}{x} \quad (4.31)$$

Onde  $x$  é a distância percorrida pelo ar ao passar pela superfície da placa e  $k_f$ , a Condutividade térmica do ar. O número de Nulsselt é dado por [42]:

$$N_u = F_c . C_e . (Gr . Pr)^{e_p} \quad (4.32)$$

Onde  $F_c$  é um fator de correção,  $C_e$  e  $e_p$  são Constantes experimentais dependentes da geometria da superfície. Para placa na posição horizontal  $C_e$  assume valor de 0,54 para regime laminar e 0,14 para regime turbulento, enquanto  $e_p$  os valores de 1/4 e 1/3, respectivamente. Para ambos os casos  $F_c = 1$  [4].  $Gr$  e  $Pr$  são os número de Grashof e Prandtl, respectivamente. O número de Grashof é dado em função da aceleração da gravidade  $g$  (9,8 m<sup>2</sup>/s), coeficiente de expansão térmica volumétrico do ar  $\gamma$  (para gases  $= 1/T_0$ ) densidade do ar  $d$  e viscosidade do ar  $\mu$ , conforme equação [1]:

$$\text{Número de Grashof } G_r = \frac{g \cdot \gamma \cdot d^2 \cdot x^3 \cdot (T_s - T_\infty)}{\mu^2} \quad (4.33)$$

Enquanto o número de Prandtl é dado em função da viscosidade do ar  $\mu$ , condutividade térmica  $k$  e calor específico  $c_p$  do ar [1, 2]:

$$\text{Número de Prandtl (Pr)} = \frac{c_p \mu}{k} \quad (4.34)$$

O cálculo do coeficiente de transferência de calor para o ambiente será determinado medindo a temperatura superficial da placa.

## 5. DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE TRANSFERENCIA DE CALOR DO SPRAY

Ao projetar sistemas de resfriamento secundário para máquinas de lingotamento contínuo, os engenheiros precisam saber o coeficiente de transferência de calor do spray para determinar o arranjo específico dos bicos. Portanto, o principal critério para seleção de bicos pulverizadores é o coeficiente de transferência de calor [33]. No entanto, apenas em casos especiais os fabricantes fornecem o coeficiente de transferência de calor do bico devido à dificuldade de desenvolver uma fórmula universal que relaciona a taxa da remoção do calor às características do pulverizador.

## 5.1 Determinação do Coeficiente de Transferência de Calor do Spray em Laboratório

No laboratório é possível desenvolver testes em regime estacionário ou transiente para avaliar o CTC. Um exemplo de teste em regime transiente que simula uma condição próxima da condição real de resfriamento do veio é o “teste do spray móvel” [33, 35]. O dispositivo mostrado na fig.17 consiste de um bico pulverizador restringido por duas formas cilíndricas que representam os rolos da guia do veio, montados num mecanismo que se movimenta paralelamente à superfície da placa ser resfriada. A placa de 600 x 320 mm com uma espessura de 24 mm com 24 termopares embutidas uniformemente a uma profundidade de 2,5 até 3,0mm é aquecida até 1200 °C em atmosfera de gás inerte [34, 35].

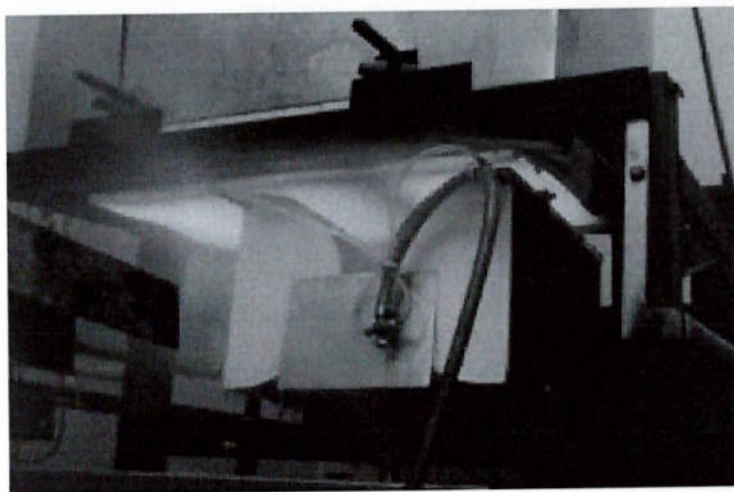


Fig.17: Foto do dispositivo “Bico Móvel” para medir o CTC [33-35].

Uma das faces é isolada enquanto a outra será resfriada pelo bico pulverizador. Para simular o movimento do veio numa distância entre um espaço entre rolos ao outro seguinte, um sistema controlado por computador aciona a remoção de uma placa defletora para permitir ou bloquear o resfriamento da face inferior da placa. Quando a temperatura desejada foi alcançada, o controle computadorizado retrata uma chapa defletora e começa o processo de resfriamento, o bico então move da esquerda para direita com o defletor aberto e depois na direção oposta com o do defletor fechado. A

temperatura da água e da placa é medida simultaneamente e armazenados com a correspondente posição do bico em relação à placa; estes dados são usados para avaliar as condições de transferência de calor e determinar através de cálculos computacionais o coeficiente de transferência de calor.

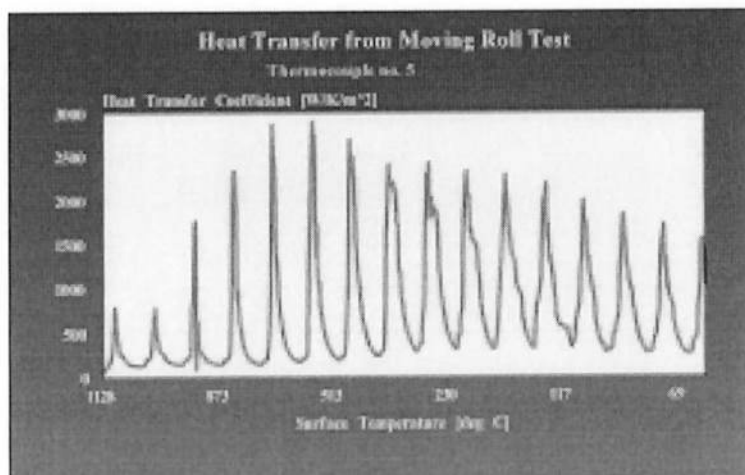


Fig.18: Coeficiente de transferência de calor determinado pelo método do “bico móvel” [33-35]

Outros pesquisadores utilizaram diferentes dispositivos para determinar o coeficiente de transferência de calor do spray. O método usado no centro da tecnologia da Suécia [32] é um do tipo transiente durante no qual um corpo de prova instrumentado é aquecido primeiramente à temperatura requerida e depois um de seu lado é refrigerado pelo spray. Para um dado bico pulverizador, a densidade do impacto pode ser variada selecionando uma posição conhecida do pulverizador (baseado no resultado do teste para determinar a densidade do impacto) ou variando a pressão da água do bocal ou pressão de ar no caso de um pulverizador misto. O arranjo geral do dispositivo para determinar o coeficiente de transferência de calor do pulverizador é mostrado na figura 7 e a instrumentação do corpo de prova é mostrado na figura 8. O CTC é calculado a partir dos valores obtidos da temperatura utilizando termopares embutidos o mais próximo possível da superfície porque esta escolha limita a possibilidade da condução transversal do calor ao longo da largura do corpo de prova [32].

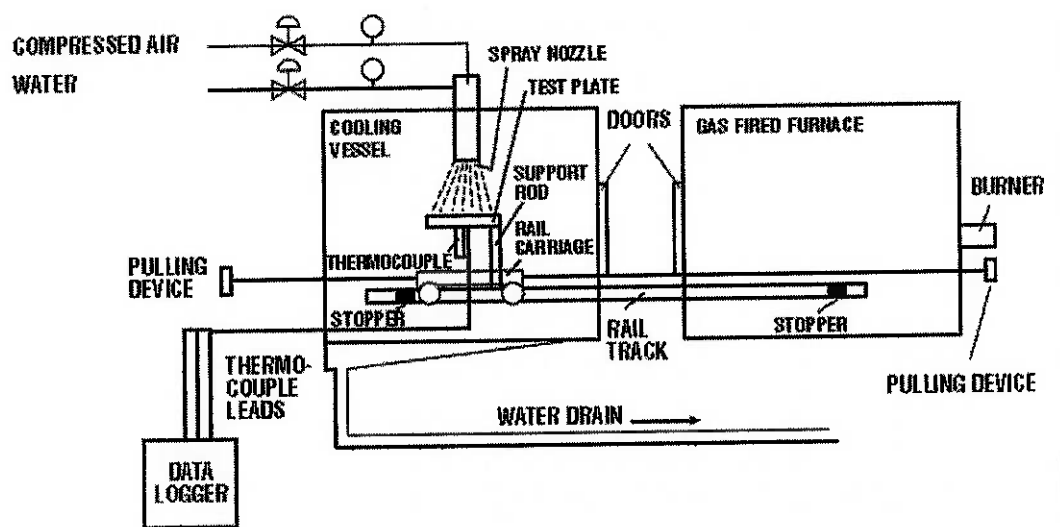


Fig.19: Diagrama esquemático do dispositivo para teste [32].

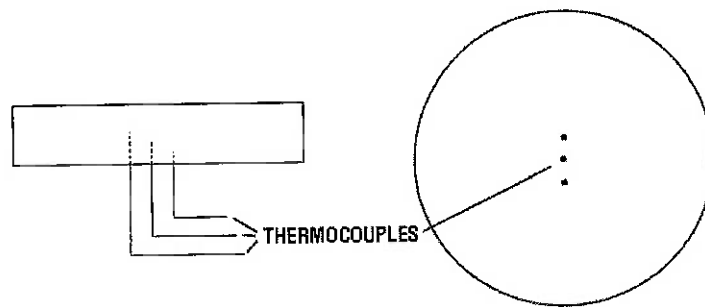


Fig.20: Termopares embutidos no corpo de prova para teste do CTC [32].

A Fig.21 mostra outro dispositivo utilizado em julho de 2006 em pesquisa de coeficiente de transferência de calor de pulverizadores de água em Saltillo, México em cooperação com o Cinvestav, “Centro de Investigación y de Estudios Avanzados del Instituto Politécnico Nacional”; uma organização de pesquisa do México.

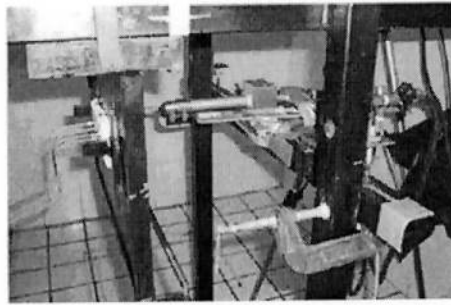


Fig.21: Dispositivo usado para medição do coeficiente de transferência de calor no Centro de Investigación y de Estudios Avanzados del Instituto Politécnico Nacional, México <sup>[34]</sup>.

Uma amostra e chapa de aço é aquecido à temperatura desejada e então resfriada usando valores diferentes de ar e pressões de água no bico de spray. Esta pesquisa considera ar e água a diferentes pressões, densidade de impacto de água, escalas de tempo dos fenômenos transientes na superfície quente, composição de água, e rugosidade da superfície.

Fujimoto et al, 1997 <sup>[45]</sup> utilizou o dispositivo mostrado na fig.22 para investigar a relação entre o coeficiente de transferência de calor do spray com uma combinação de parâmetros independentes. Embora a forma usual de expressar o coeficiente de transferência de calor do spray consiste em relacioná-lo com a densidade de impacto, ou seja, o fluxo de vazão de água do spray; existe uma grande dispersão de resultados entre os pesquisadores como pode ser visto na Tab.01. A fórmula empírica capaz de ajustar bem aos dados obtidos dos testes efetuados em laboratório é função do diâmetro da gota, da velocidade de impacto e da densidade do número das gotas <sup>[46]</sup>.

A Fig.22 mostra o diagrama esquemático do instrumento experimental. A placa do teste (SUS304) de 200 x 200 x 10 mm de dimensão é aquecida uniformemente a aproximadamente 900°C em um forno a gás por uma hora. Quatro jogos de termopares Alumel-Cromel são embutidos na superfície inferior da placa a cada 20 mm a partir do centro da placa para extremidades. O bocal do tipo cone cheio é fixo no ponto de 0.2 m acima do centro da superfície superior da placa.

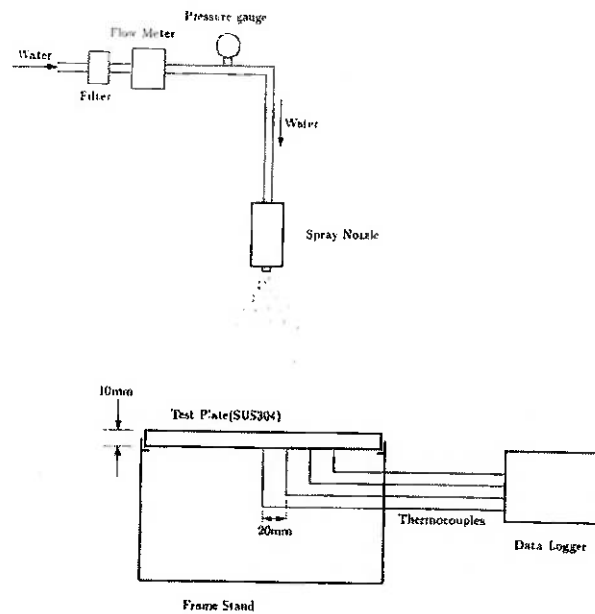


Fig.22: Diagrama esquemático do experimento de Fujimoto et al, 1997 <sup>[45]</sup> para investigar a relação entre o coeficiente de transferência de calor do spray.

O diâmetro médio das gotas bem como a velocidade de impacto da água foi medido pelo Laser-Doppler-Anemómetro e a densidade do número das gotas  $N(m^{-3})$  foram estimadas em função do fluxo volumétrico da água  $Q(m^3/m^2s)$ , do diâmetro médio  $D_p(m)$  das gotas e da velocidade de impacto  $v_o(m/s)$  utilizando a expressão:

$$Q = \frac{4}{3}\pi \left(\frac{D_p}{2}\right)^3 v_o N \quad (5.1)$$

Além disso, foi adotado um coeficiente de transferência de calor por convecção natural de  $15.8W/m^2K$ . E obtida experimentalmente a emissividade de 0,82 para estimar o coeficiente equivalente de transferência de calor pela radiação.

Kristy Tanner, 2004 <sup>[47]</sup> também concluiu que a velocidade, tamanho da gota e impacto tem um papel importante no coeficiente de transferência de calor do spray. Foi utilizado um dispositivo mostrado na fig.23 para determinar o impacto do spray na superfície e para teste de transferência de calor uma placa circular de aço inoxidável com 4,92 polegadas de diâmetro e 0,98 polegadas de espessura. As placas são aquecidas a

900°C em uma forno de caixa, a seguir levadas à câmara de spray para refrigeração. As placas de teste são colocadas diretamente sob o bocal do pulverizador. Dois termopares são colocados na placa. Ambos são posicionados 2,5mm da superfície da placa. Um termopar está diretamente no centro da placa. O outro é colocado a 2 polegadas descentralizado. Dois termopares adicionais são colocados abaixo dos dois primeiros. Os cálculos diretos da condução do calor são usados entre os termopares enquanto os cálculos inversos da condução do calor são usados para modelar entre os termopares superiores e da superfície do aço.

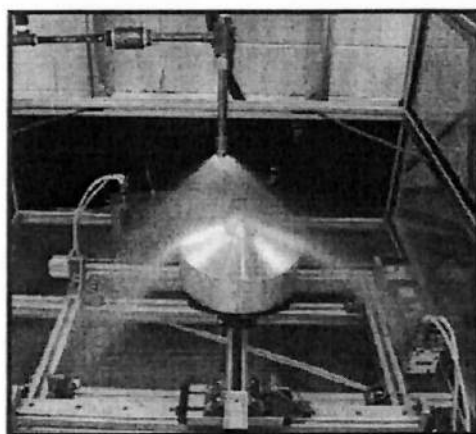


Fig.23: CasterJet Spraying durante um teste de impacto <sup>[47]</sup>.

O impacto teórico total ( $I_{th}$ ) do bocal foi estimado pela eq. 4.27 <sup>[47]</sup>. Entretanto, a distribuição do impacto total é importante, especialmente no regime de ebulição da película onde resfriamento localizado deve ser evitado. O impacto elevado pode quebrar a camada do vapor e comprometer a homogeneidade do resfriamento da superfície. Outro método usado para investigar o resfriamento por spray em laboratório é manter a amostra em uma temperatura constante ao pulverizá-la. A amostra é pulverizada com termopares embutidos para monitorar sua temperatura.

No caso da fig.24 a informação da temperatura medida é enviada a um controlador que mantém a temperatura da amostra constante controlando o aquecimento por indução. A temperatura da amostra e a tensão necessária para manter a temperatura

são gravadas. A partir da tensão gravada é possível calcular a energia necessária para manter a temperatura, isto é, a energia extraída pelo ambiente e pelo pulverizador.

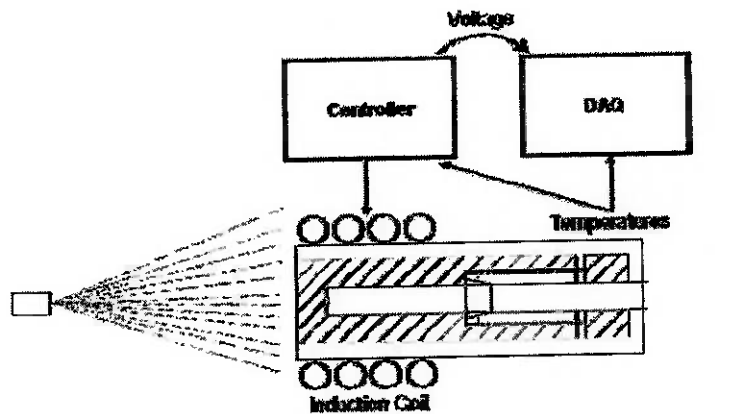


Fig.24: Novo dispositivo para medição do coeficiente de transferência de calor em regime estacionário <sup>[34]</sup>

Na fig.25, um queimador com oxigênio/propano é usado para manter a temperatura da superfície da amostra constante enquanto é pulverizada. Os termopares são encaixados na amostra em profundidades conhecidas, e através das temperaturas medidas dos termopares, calcula-se o fluxo do calor através da amostra e determina-se o coeficiente de transferência de calor. Além de se obter o valor do coeficiente de transferência de calor para aplicação nos modelos matemáticos, podem ser examinados os efeitos de vários parâmetros no CTC como a temperatura da superfície, influência da carepa, temperatura da água do spray, influência da distância do pulverizador até superfície aquecida, etc.

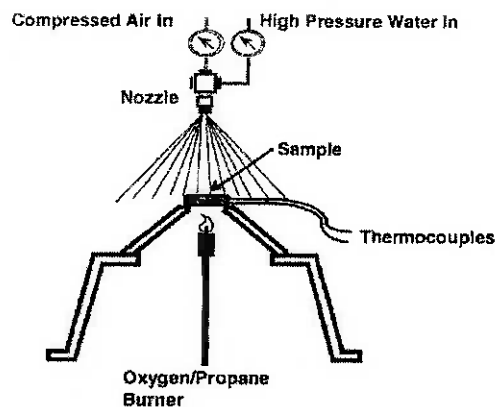
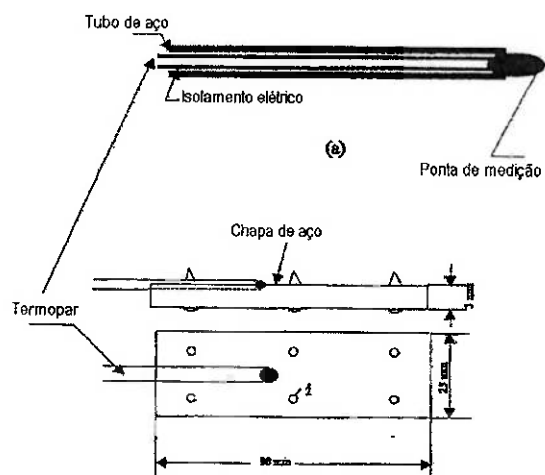
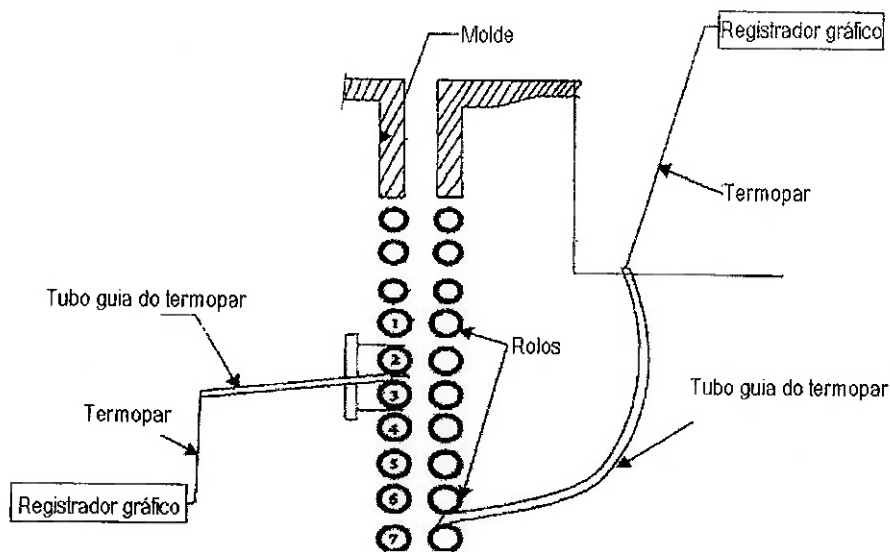


Fig.25: Equipamento para medição da transferência de calor do bico de spray. O coeficiente transferência de calor do Spray medido em regime estacionário é parte do projeto de ECSC [48].

## 5.2 Determinação do Coeficiente de Transferência de Calor do Spray na Planta

Utilizando informações coletadas durante a operação da máquina de lingotamento contínuo, pode-se determinar o coeficiente de transferência global do resfriamento secundário. A informação principal a ser coletada é a temperatura superficial do veio, que pode ser realizada por técnicas diferentes incluindo os pirômetros óticos manuais, instalação de pirômetros em determinados pontos da máquina de lingotamento, câmeras de imagem térmica e termopares embutidos. Os pirômetros óticos são particularmente úteis para desenvolver e aperfeiçoar as práticas operacionais de resfriamento secundário [48,49].

Os pirômetros instalados na máquina e as câmeras de imagem térmica dão uma informação mais detalhada tal como a variação da temperatura através da placa. Por causa da dificuldade de manter pirômetros óticos na câmara de spray, uma técnica de medição da temperatura superficial com termopares embutidos diretamente no veio foi desenvolvida baseada no trabalho recente usina de BHP [48]. Assim os resultados dos termopares embutidos fornecem dados detalhados no regime refrigeração entre rolos no qual pode ser usado como dados de entrada para modelos matemáticos. As figuras 26 e 27 mostram detalhes da montagem e preparação da máquina para realizar os testes de medição da temperatura superficial do veio e a fig. 28 mostra os valores obtidos do coeficiente global de transferência de calor em função da distância abaixo do menisco.



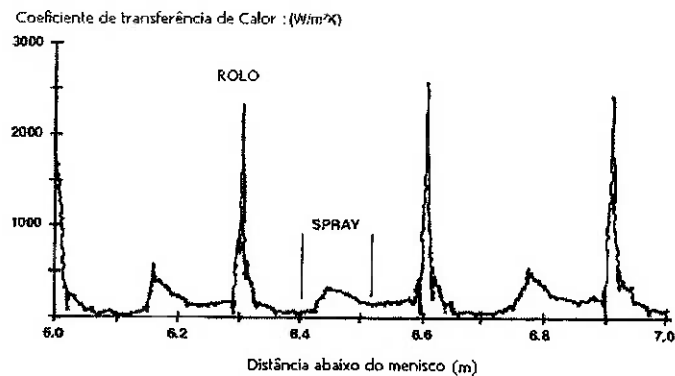


Fig.28: Resultado típico do CTC obtido através da medição da temperatura superficial do veio através de termopares embutidos [48].

### 5.3 Fatores que Influencia a Transferência de Calor no Resfriamento Secundário

#### 5.3.1 Efeito da Temperatura Superficial do Veio

Para a faixa de temperatura de interesse para o lingotamento contínuo, poucos pesquisadores consideraram o efeito da temperatura nas formulações empíricas do coeficiente de transferência de calor do spray. Nas altas temperaturas de superfície, fig.29, um filme estável de vapor junto à superfície impede ou minimiza o contato direto das gotas com a superfície. Isto resulta em alta resistência à transferência de calor. O fluxo do calor diminui somente ligeiramente com o abaixamento da temperatura. À medida que a temperatura da superfície torna-se mais baixa, as gotas começam a penetrar na película do vapor e observa-se um aumento considerável na transferência de calor. Este é o início do mecanismo de transferência de calor denominada ebulição de transição [1].

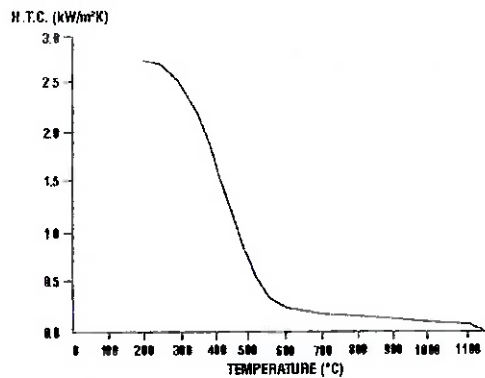


Fig.29: Variação do CTC em função da temperatura superficial para densidade média de impacto [32].

Imediatamente antes da ebulição de transição, o fluxo do calor passa pelo mínimo no ponto de Leidenfrost. A partir deste ponto a gota começa a molhar a superfície na temperatura abaixo da temperatura de Leidenfrost e observa-se um aumento acentuado do fluxo do calor. Após ter alcançado a taxa de transferência de calor crítica máxima a curva começa diminuir passando por ebulição nucleada e finalmente resfriamento por convecção perto da temperatura de saturação, fig.30.

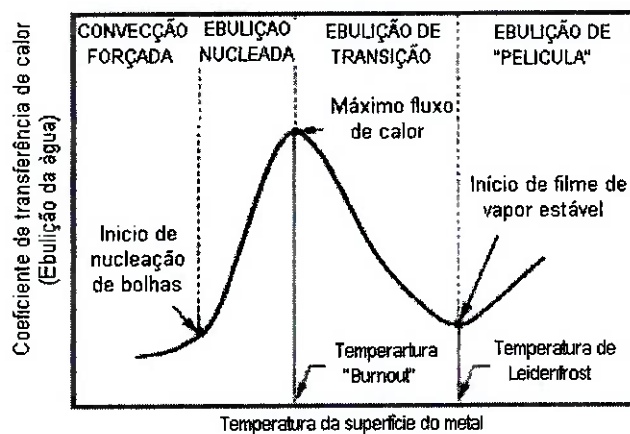


Fig.30: Curva genérica de ebulição para água indicando os regimes diferentes de troca de calor [6].

A temperatura de Leidenfrost é aproximadamente 700 °C a 1000°C para o aço, acima desta temperatura, o calor é transferido por condução através da película estável do vapor.

### 5.3.2 Efeito da Rugosidade da Superfície

Observou-se que a aspereza de superfície, devido ao depósito de compostos de cálcio da água do pulverizador, aumentou o CTC medido [48]. Kato et al, 1997[51] elaborou uma experiência com amostras de aço com diferentes teores de Ni. Observou-se um aumento da camada aderente de carepa com o aumento do teor de Ni e como consequência: aumento da rugosidade da superfície; maior gradiente térmico nesta camada de carepa devido à baixa condutividade térmica da carepa e aumento da temperatura de Leidenfrost.

Para temperatura abaixo da temperatura de Leidenfrost verificou-se um aumento do coeficiente de transferência de calor do spray para fluxo volumétrico de água de 0,0165 m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>.s, no entanto, para um fluxo volumétrico de água menor não se observou diferença significativa no coeficiente de transferência de calor para amostras com diferentes teores de Ni.

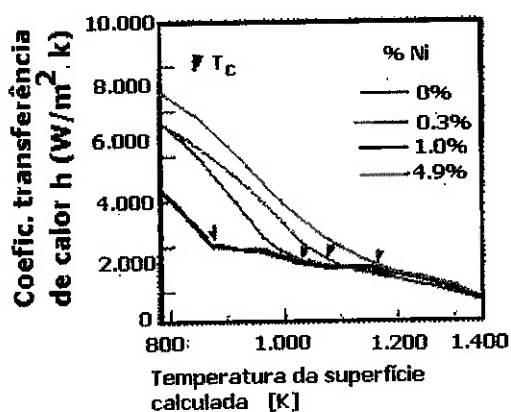


Fig.31: Temperatura de Leidenfrost ( $T_c$ ) para aços 1508 com 0,3% Si variando %Ni de 0% até 4,9% com fluxo volumétrico de água de 0,0165 m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>.s, adaptado da referência [51].

### 5.3.3 Efeito da Carepa

O efeito da carepa no coeficiente de transferência de calor pode ser medido de maneira similar ao procedimento adotado para determinar a influência da temperatura<sup>[48]</sup>, usando amostras do aço baixo carbono e amostras do aço inoxidável no equipamento de teste; os resultados (Fig. 32) mostram pouca diferença no CTC medido para o aço baixo carbono e as amostras do teste do aço inoxidável que indicam que a carepa da superfície teve pouco efeito. Experiência em planta, utilizando um descarepador à frente o pirômetro ótico não revelou alteração na temperatura medida pelo pirômetro<sup>[52]</sup>. Com a redução da temperatura ocorre uma fragmentação da carepa devido ao baixo coeficiente de expansão térmica da wustita em relação ao da austenita. Possivelmente se a camada da carepa fosse áspera, então haveria uma influência, mas nestes testes de laboratório a carepa de superfície da amostra do aço baixo carbono era lisa.

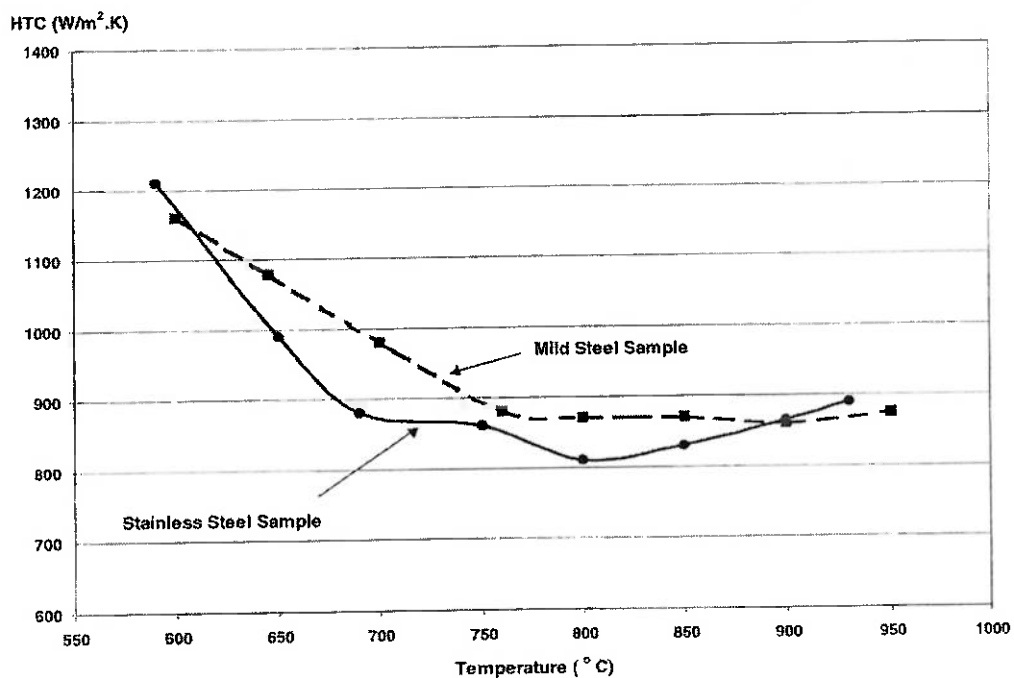


Fig.32: Efeito da temperatura no coeficiente de transferência de calor medido para amostras de aço baixo carbono e do aço inoxidável<sup>[48]</sup>.

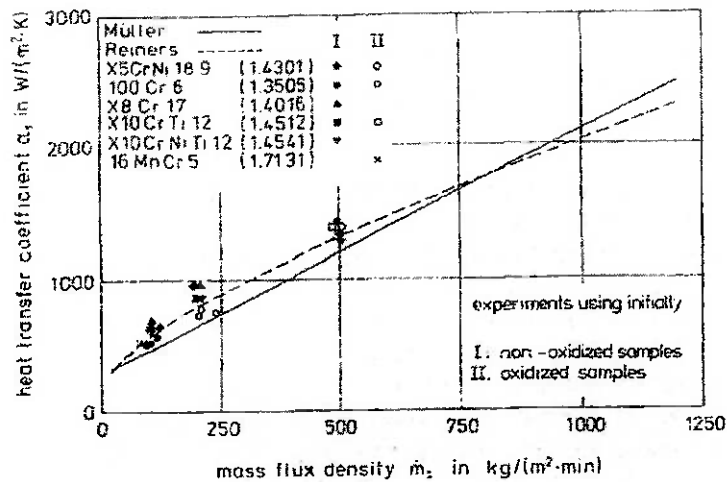


Fig.33: Coeficiente de transferência de calor no regime ebulição de película estável para amostras de aços oxidadas e não oxidadas [53].

### 5.3.4 Temperatura de Água do Spray

O efeito da temperatura de água do pulverizador no CTC medido foi relatado na literatura [48, 54]. A Fig. 34 mostra a influência da temperatura de água do pulverizador que variam de 20°C até 80°C para densidades diferentes de impacto da água do pulverizador. A temperatura da água tem um efeito considerável no coeficiente de transferência de calor do spray para altas vazões de água e nenhum efeito para baixas vazões de água.

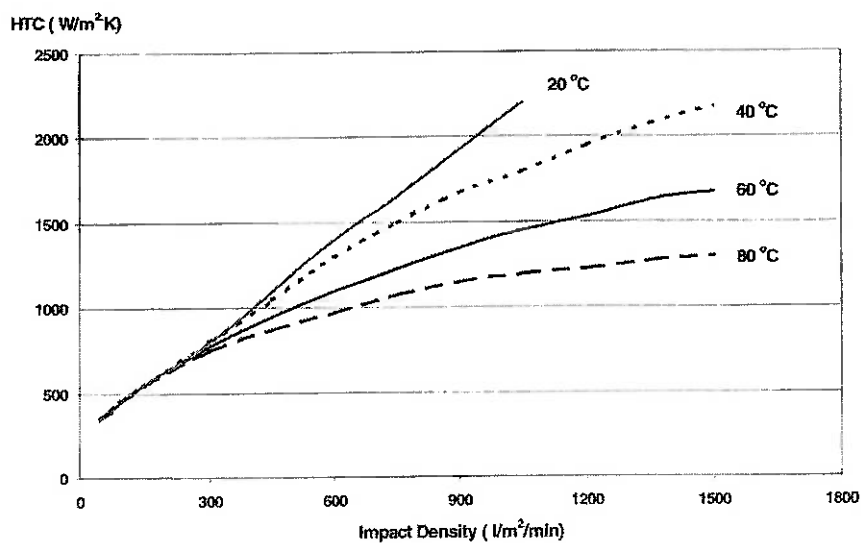


Fig.34: Efeito da temperatura de água do pulverizador no CTC medido [54].

### 5.3.5 Densidade de Impacto da Água do Pulverizador

Muitos pesquisadores realizaram medidas em laboratório do CTC do pulverizador usando métodos diferentes. A Fig. 35 mostra uma comparação de medidas diferentes para pulverizadores air-mist variando densidades de impacto da água [48]. Em todos os casos, como esperados, o CTC aumenta com a densidade do impacto. Entretanto, há uma variação muito grande entre os pesquisadores. Esta grande dispersão de resultados demonstra a necessidade de realização de medidas em planta da temperatura superficial do veio a fim de calibrar os modelos matemáticos de resfriamento secundário.

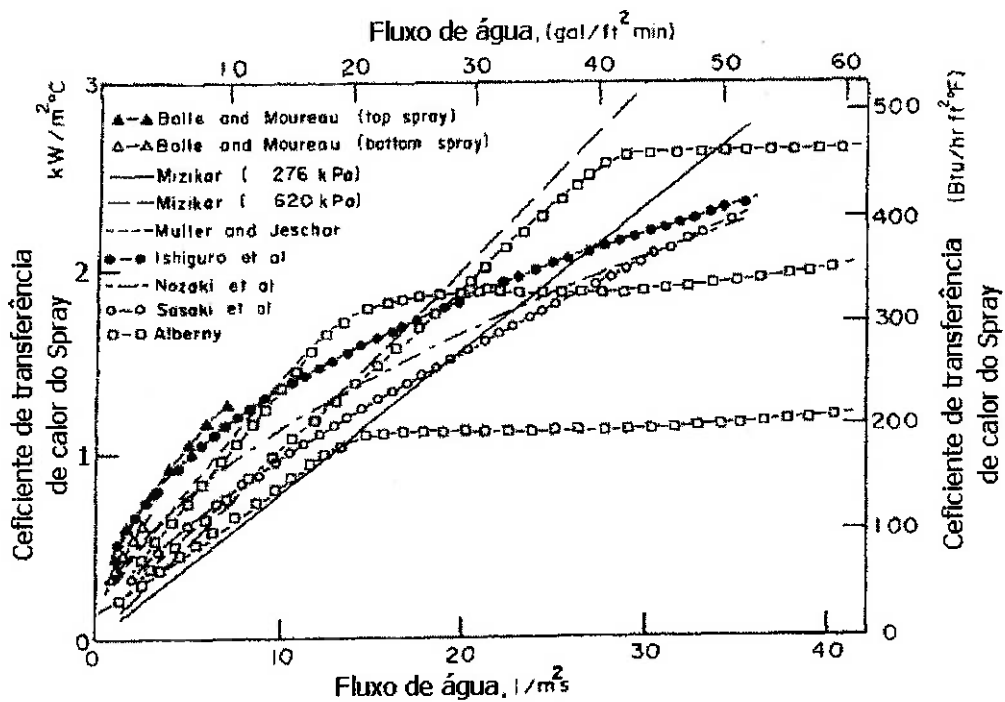


Fig.35: Medidas do CTC para pulverizadores “air-mist” de diferentes pesquisadores [37].

Fujimoto et al, 1997 [45], usando um conjunto de cinco bicos com características diferentes entre si, concluiu que a fórmula empírica do coeficiente de transferência de calor que melhor se ajusta aos resultados obtidos no teste é função do diâmetro da gota, da velocidade de impacto e da densidade do número das gotas, fig.36.

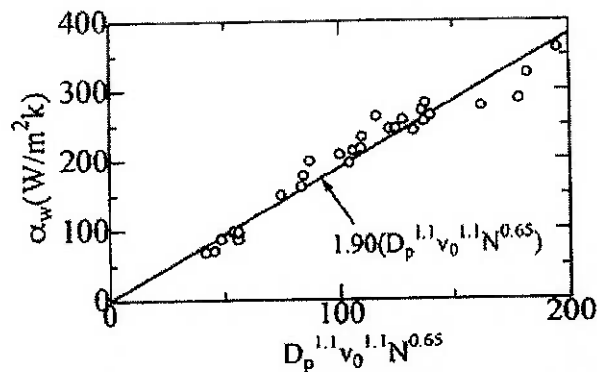


Fig.36: Correlação do coeficiente de transferência de calor do spray com parâmetros independentes medidos no centro da placa de teste e a 2 cm do centro [45].

Por outro lado, a correlação do coeficiente de transferência de calor com o fluxo volumétrico de água pareceu ambígua, como mostra a figura abaixo.

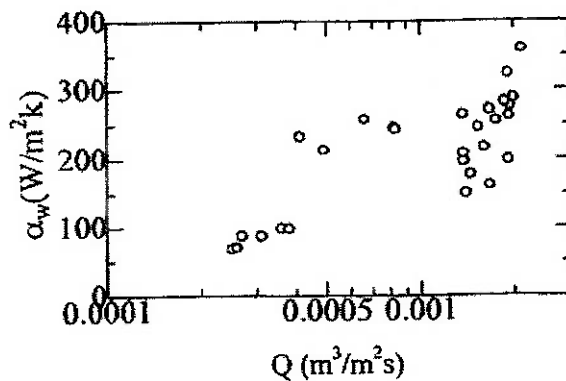


Fig.37: Relação entre o coeficiente de transferência de calor e o fluxo volumétrico de água medido no centro da placa ( $x=0$  cm) e em  $x=2$  cm na direção radial [45].

Mizikar [28] concluiu em seu experimento que o CTC para um determinado bico (1/4GG10) aumenta linearmente com o fluxo de água e observou um aumento relativamente pequeno do CTC quando variou a pressão da água em mais de duas vezes de 40 e 90 psig ( 276 e 620 kPa respectivamente). Comparando este bico com outros dois diferentes (3/8 GG15 e 1/4GG6.5) verificou também que a eficiência da extração do calor por gota consumida aumenta extremamente com o tamanho da gota e correspondente momento da gota.

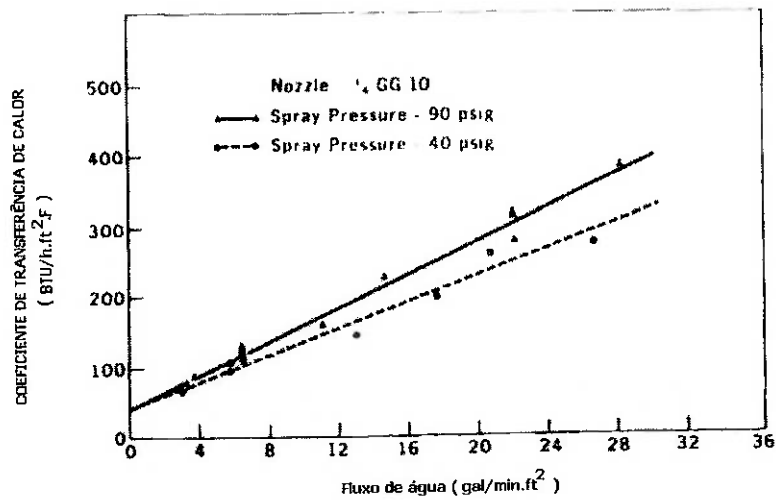


Fig.38: Efeito do fluxo e pressão de água no coeficiente de transferência de calor do spray [28]

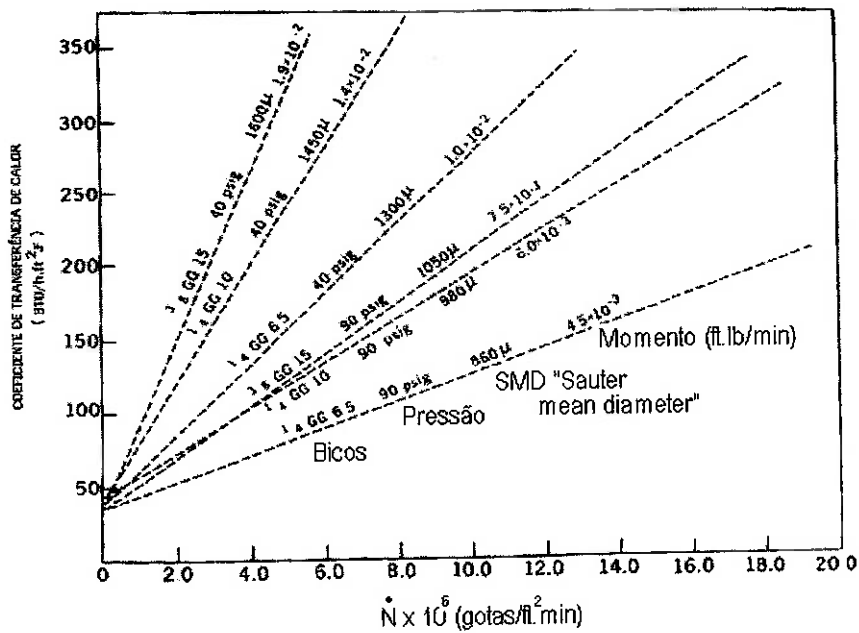


Fig.39: Efeito do tamanho e momento da gota sobre o CTC [28].

Jürgen W. Frick [33] cita que um fluxo mais elevado da água não é o único fator decisivo para o coeficiente de transferência de calor como mencionado acima. O ângulo do bocal do pulverizador e a altura do pulverizador têm um papel muito importante.

Ambos determinam a forma do impacto de água do pulverizador (largura e profundidade do pulverizador) e são conseqüentemente, fatores da densidade de impacto do spray (fluxo da água) e do impacto do spray. Além destas duas variáveis a relação entre o volume de ar comprimido e o fluxo da água deve ser considerada como um outro fator importante no processo de resfriamento secundário. A fig.40 mostra a comparação entre dois bicos, o 100.259 que utilizam uma determinada quantidade de ar para vazões de água até 5,5bar e um outro tipo de bocal 11/90-40-40 que não consome quase nenhum ar comprimido em pressões da água acima de 4bar.

A queda no CTC além da pressão da água de 4bar pode ser atribuída ao fato que a refrigeração por spray do veio envolve mecanismos de ebulição e formação de uma camada de vapor na superfície do aço e o ar comprimido fornece a energia cinética necessária para a penetração das gotas nesta camada de vapor. Vale lembrar que as vazões de água do spray são diretamente proporcionais à raiz quadrada da pressão de água no bico.

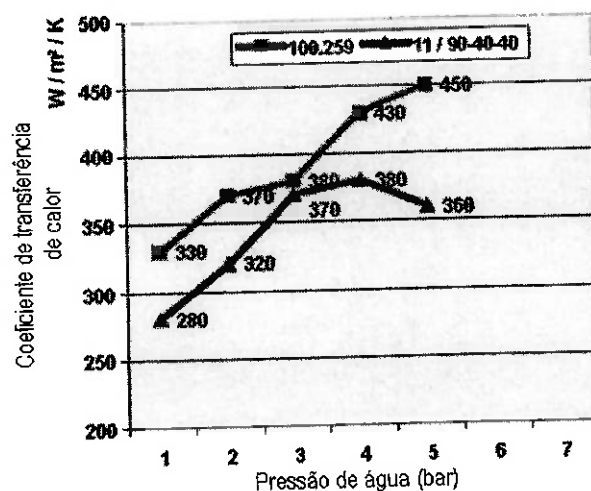


Fig.40: Diagrama de CTC dos bicos 100.259 e 11/90-40-40, para pressão de água de 1,0 a 5,5 bar e pressão de ar constante de 2 bar, adaptado da referência [33].

### 5.3.6 Efeito da Qualidade da Água

Em geral, a água utilizada no processo de lingotamento contínuo é recirculada e submetida a processo de tratamento e filtragem. O controle da qualidade da água de

refrigeração é fundamental para o processo, pois a má qualidade da água pode acelerar a corrosão da estrutura e componentes da máquina e ou provocar obstrução dos bicos; a tabela abaixo mostra uma especificação típica da água utilizada para o resfriamento secundário.

TAB.06: Especificação da água do resfriamento secundário – Máquinas de Lingotamento Contínuo 1~3, Cosipa, 2007

PARÂMETRO	PROJETO	VALORES ATUAIS
Temperatura [°C]	< 35	< 33
Sólidos em suspensão [ppm]	< 20	4 a 12
Cloretos [ppm]	< 170	40 a 600
Dureza total [ppm]	< 200	45 a 120
Óleo e graxa [ppm]	< 5	3 a 19

A fig.41 mostra o resultado de um teste realizado com bico pulverizador usando água e uma mistura de água mais o óleo solúvel em 3% <sup>[32]</sup>. Para este grau de contaminação a taxa da remoção do calor foi reduzida pela presença do óleo solúvel. O controle de qualidade da água não deve ser negligenciado no lingotamento contínuo, pois o efeito da contaminação pode afetar a troca térmica de forma direta ou indiretamente. A contaminação por óleo e graxa para o caso de resfriamento secundário não deve passar de 5ppm.

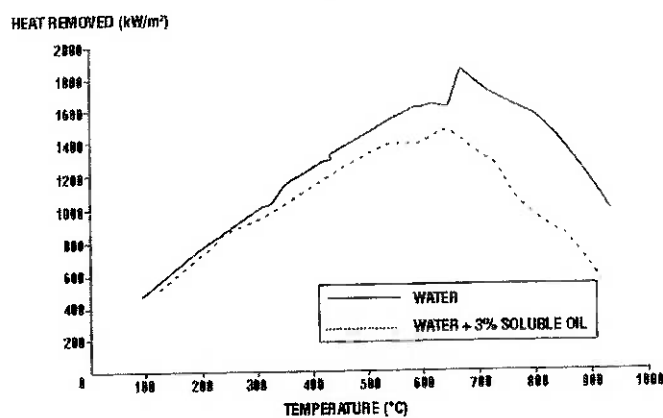


Fig.41: Influência da qualidade da água na extração de calor com pulverizores [32].

## 6. CONCLUSÃO

O objetivo deste trabalho foi apresentar um estudo da transferência de calor no processo de lingotamento contínuo. Conclui-se que o estado atual de conhecimento é muito bom.

A extração de calor no molde é principalmente afetada pela velocidade de lingotamento, teor de carbono do aço e propriedades do fluxante utilizado. O fluxo de calor do molde reduz com a redução da velocidade de lingotamento e apresenta valor mínimo para aço com teor de carbono próximo de 0,1%, devido à transformação de fase  $\delta \rightarrow \gamma$  da reação peritética. Fluxantes que produzem escória com baixa viscosidade e temperatura de fusão apresentam comparativamente, maior fluxo de calor extraído do molde. Foram apresentadas equações empíricas para prevê o fluxo de calor no molde em função destas variáveis do processo ao invés de considerar como função apenas da velocidade de lingotamento ou tempo de residência no molde.

No resfriamento secundário, apesar da comodidade de relacionar o coeficiente de transferência de calor com uma variável de fácil controle que é a vazão de água do spray, existem estudos mostrando a importância de outros parâmetros tais como: temperatura da

água, velocidade das gotículas do spray na saída do bico, tamanho da gota, temperatura superficial do veio, etc. Estão disponíveis na literatura várias equações do CTC em função destas variáveis e as principais foram apresentadas neste trabalho.

Existem Várias técnicas disponíveis para determinar o coeficiente de transferência de calor dos sprays, podendo ser realizado as medições em laboratório ou em planta. Os resultados mais precisos da medida do CTC para uma determinada máquina são aqueles medidos na planta.

## **7. REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA**

- [1] INCROPERA, F.P.; WITT, D.P.; Fundamentos de Transferência de calor e de Massa, 5ed- 2003
- [2] HOMAN, J.P.; Transferência de Calor, 1981.
- [3] GEIGER, G. H., POIRIER, D. R., Transport Phenomena in Metallurgy, 1972
- [4] BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEDERA, IV.; LALT, J. E., Chapter 1, Heat Transfer, in Continuous casting: heat flow, solidification and crack formation. Warrendale, PA The Iron and Steel Society, v.2, p.1-8, 1984.
- [5] CICUTTI, C.; Transferencia de calor en colada continua de aceros, 1 parte. El molde; Ver. Metal. Madrid, 33 (5), p.333 - ,1977
- [6] SENGUPTA, J.; THOMAS, B.G. and WELLS, M.A., The Use Of Water Cooling During The Continuous Casting Of Steel And Aluminum Alloys; Metallurgical And Materials Transactions A Volume 36a, January 2005—Pp187-204
- [7] CICUTTI, C.; VALDEZ, M.; PEREZ, T.; GRESIA, G.D.; BALANTE,; W. ; AND PETRONI, J.; Mould thermal evaluation in a slab continuous casting machine, 85th Steelmaking Conference, (Nashville,TN, USA, 10-13 Mar. 2002), vol. 85, pp. 97-107.

- [8] MENG, Y.; AND THOMAS, B.G.; Heat Transfer And Solidification Model of Continuous Slab Casting: Con1d; Metallurgical And Materials Transactions B, Vol. 34b, No. 5, Oct., 2003, Pp. 685-705.
- [9] CARVALHO, J.L.R., Solidificação do Aço no Molde, p.107-188, in Curso de Lingotamento Continuo de Placas de Aço, ABM, 1988
- [10] SHWERDTFERGER, K. Heat Withdrawal in the Mold in Continuous Casting of Steel. Review and Analysis, Steel Research int. 77 n° 12, 2006
- [11] SHWERDTFERGER, K. Metallurgical Approach from Ladle Furnace to Continuous Casting, Square and Round, Belo Horizonte – MG,p.121-200,2007
- [12] SAMARASEKERA, I.V., BRIMACOMBE, J.K., The Thermal Field in Continuous Casting Moulds in the continuous casting of steel. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEDERA, IV.; LALT, J. E. Continuous casting: heat flow, solidification and crack formation. Warrendale, PA The Iron and Steel Society, 1984. p. 45 – 58 (Continuous casting, 2)
- [13] MIZIKAR, E.A.; Mathematical Heat Tansfer Model for Solidification of Continuosly Cast Steel Slabs In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEDERA, IV.; LALT, J. E. Continuous casting: heat flow, solidification and crack formation. Warrendale, PA The Iron and Steel Society, 1984. p.9 -15 (Continuous casting, 2)
- [14] SHWERDTFERGER, K. Continuous Casting of Steel. São Paulo:USP/POLI/Metalurgia, 2000. [Apostila do curso]
- [15] ALBERNY, R. Cir. Inf. Tech. (10). 1978:1785-1815
- [16] LARRECQ, M., SAGUEZ,C. e WANIN, M. Ver. Metall., (6), 1978: p.337-352
- [17] NOZZLE-NETWORK, [http://www.nozzle-network.com/knowledge/know\\_practical\\_1.html](http://www.nozzle-network.com/knowledge/know_practical_1.html) , acessado em fevereiro/2008

- [18] SINGH, S.N., BLAZEK, K.E. Heat transfer and skin formation in a continuous casting mold as a function of steel carbon content. *Journal of Metals*, v.26, n.10, p17-27, 1974
- [19] GRILL, A., BRIMACOMBE, J.K., Influence of carbon content on rate of heat extraction in the mold of a continuous casting machine. *Ironmaking and Steelmaking*, v.3, n.2, p. 76-79, 1976
- [20] SAMARASEKERA, I.V., BRIMACOMBE, J.K., The Continuous Casting Moulds in: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEDERA, IV.; LALT, J. E. Continuous casting: heat flow, solidification and crack formation. Warrendale, PA The Iron and Steel Society, 1984. p. 45 – 58 (Continuous casting, 2)
- [21] BRANDELEZE, E., CASTELLA, L., BENAVIDEZ, E., The Influence of Mould Powder Properties on Heat Transfer in Continuous Casting.
- [22] WOLF, M., Proc. 2nd European Conference on Continuous Casting, held in Dusseldorf, june 1994
- [23] OGIBAYAH, S. et al., Nipon Steel Technical Report 34 (1987) 1/10
- [24] NAKATO, T. et al., Formation of Longitudinal Facial Cracks During Continuous Casting of Slab  
*Continuous Casting Volume Nine*, p.239-244, 1997
- [25] YAMAUCHI, A., SORIMACHI, K. AND YAMAUCHI, T., Effect of Solidus Temperature and Crystalline Phase of Molde Flux on Heat Transfer in Continuous Casting Mold, Chiba Works, Kawasaki Steel Corporation, Japan
- [26] JENKINS, M.S., Characterization of Heat Transfer in a Continuous Casting Molde, *Continuous Casting Volume Nine*, p.239-244, 1997
- [27] BRIMACOMBE, J.K., ARGARWAL, P.K., BAPTISTA, LA, HIBBINS, S, PRABHAKAR, B. Spray cooling in the continuous casting of steel. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEDERA, IV.; LALT, J. E. Continuous casting: heat flow, solidification

and crack formation. Warrendale, PA The Iron and Steel Society, 1984. p. 109-123.  
(Continuous casting, 2)

[28] MIZIKAR, E.A. Spray cooling investigation for continuous casting of tarugo and blooms, iron and Steel Engineer, v. 47, n. 6, p. 53-60, June 1 970.

[29] NOZAKI, L.; MATSUMO, J.; MURATA, K; 001, H.; KODAMA, M. Secondary cooling pattern for preventing surface cracks of continuous casting slab. Transactions ISIJ, v. 18, n.6, p. 330-338, June 1978.

[30] BOLLE, E.; MOLJREAU, J.C. Spray cooling of hot surfaces: a description of the dispersed phase and a parametric study of heat transfer results. In: PROCEEDINGS OF TWO PHASE FLOWS AND HEAT TRANSFER, 1979, Dubrovnik, Vugoslavia Belgium NATO Advanced Study Institute, 1979. v. 3, p. 1327-1346.

[31] 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, v. 87, n. 6, p. 573-580, June 1990.

[32] STEWART, I.; HAGERS, J.J.; Heat Transfer Coefficient Effects On Spray Cooling; Aise Annual Convention And Iron & Steel Exposition, Pittsburgh, Pennsylvania; 1995

[33] FRICK, J.W.; User Benefits Of Modern Air Mist Nozzle And Secondary Cooling System Technology; Lechler Gmbh & Co KG;Ulmer Strasse 128;D-72555 Metzingen, Germany

[34] THOMAS, B.G.; BENTSMAN, J.; ZHENG, K.; VAPALAHTI, S.; PETRUS, B.; BEHERA, A.; CASTILLEJOS, A.H.; AND ACOSTA, F.A.; Online Dynamic Control of Cooling in Continuous Casting of Thin Steel Slabs; in Proceedings of 2006 NSF Design, Service, and Manufacturing Grantees and Research Conference, W. De Vries and M. Leu, eds., (St. Louis, Missouri, July 24-27, 2006), 2006, 11p.

Fonte:[http://ccc.me.uiuc.edu/projectfolder/online\\_dynamic\\_control\\_goali.html](http://ccc.me.uiuc.edu/projectfolder/online_dynamic_control_goali.html)

- [35] LECHLER GMBH, Precision Nozzles; Nozzle Systems; Metzingen / Germany ;Edition 04/04 · GB · 1000 · LEC03139 · [www.walliser-partner.de](http://www.walliser-partner.de) · M · S · Subject to technical modifications.
- [36] Engineering Information, fonte : [http://www.bete.com/pdfs/BETE\\_EngineeringInformation-metric.pdf](http://www.bete.com/pdfs/BETE_EngineeringInformation-metric.pdf) , acessado em fevereiro/2008
- [37] EVERLOY, fonte : [http://www.everloy-spray-nozzles.com/en/support/about\\_air\\_mist.html](http://www.everloy-spray-nozzles.com/en/support/about_air_mist.html) , acessado em fevereiro/2008
- [38] ALLSPRAY, fonte : [http://www.allspray.com/content.aspx?pg=techinfo\\_2#2](http://www.allspray.com/content.aspx?pg=techinfo_2#2), acessado em fevereiro/2008
- [39] NOZZLE-NETWORK, fonte : [http://www.nozzle-network.com/knowledge/know\\_practical\\_2.html](http://www.nozzle-network.com/knowledge/know_practical_2.html) , acessado em fevereiro/2008
- [40] FRICK, J., HAAP, R., Improved Secondary Cooling for Continuous Casting, LECHLER GMBH, Precision Nozzles · Nozzle Systems; Metzingen / Germany ;Edition 04/04 · GB · 1000 · LEC03139 · [www.walliser-partner.de](http://www.walliser-partner.de) · M · S · Subject to technical modifications.
- [41] NOZZLE-NETWORK, [http://www.nozzle-network.com/knowledge/know\\_practical\\_7.html](http://www.nozzle-network.com/knowledge/know_practical_7.html) , acessado em fevereiro/2008
- [42] GARCIA, A; SPIM, J. A; SANTOS, C. A; CHEUNG, N.; Lingotamento Contínuo de Aços, ABM, 2006.
- [43] GARCIA, A.; Solidificação: Fundamentos e Aplicação, Editora da Unicamp, 2001.
- [44] MÖRWALD, K.; DITTENBERGER, K.; IVES, K.; The DYNACS cooling system – features and operational results, Ironmaking and Steelmaking, Vol. 25, No. 4, 1998.
- [45] WOLF, M.M.; Scale Formation and Descaling in Continuous Casting and Hot Rolling, LSM, parte V, 2000, pp.78-79
- [46] FUJIMOTO, N. H.; HATTA. N.; ASAKAWA, H. and HASHIMOTO, T.; Predictable Modeling Spraying Water and a Temperature of Heat Transfer Coefficient between Hot Surface above the Leidenfrost ; ISIJ International, Vol. 37 (1997), No. 5, pp. 492-497

- [47] TANNER, K.; Comparison of Impact, Velocity, Drop Size and Heat Flux to Redefine Nozzle Performance in the Caster; Spraying Systems Company, Presented at American Iron and Steel Technology Conference, Nashville, TN, September 16, 2004
- [48] PATRICK, B.; BARBER, B.; BROWN, D.; Practical aspects of the design, operation and performance of caster spray systems ; La Revue de Métallurgie-CIT Avril 2001 pp 383 - 390
- [49] REICHETSEDER, F.; WAHL, H.; ENGEL, K.; FITZEL, H.; Advanced Tools and Trends in the Design of Fluid Systems; Linz / Austria, Services & Systems Session - Paper No. 59 / pp 1-6, June 2000
- [50] BEALY, M.E.; LESKINEN, N.; FREDRIKSSON, H.; Simulation of cooling conditions in secondary cooling zones in continuous casting process; Iron and Steelmaking, vol 22 No 3, pp 246-255, 1995
- [51] KATO, T.; ET AL.; Tesutsu-to-Hegané, Vol. 83; 1997, pp. 611-616
- [52] HIBBINS, S.G.; BRIMACOMBE, J.K.; Characterization of heat transfer in the secondary cooling system of a continuous slab caster; Continuous Casting, Vol 2, Heat Flow, Solidification and Crack Formation by J.K. Brimcombe, Samarasekera and J.E. Lait, 1984
- [53] KÜHNER, C.; JESEBAR, R.; SCHOLZ, R.; SIOWIK, J. AND BORCHARDT, G.; Influence of oxide scales on heat transfer in secondary cooling zones in the continuous casting process, part 1: heat transfer through hot-oxidized steel surfaces cooled by spray—water; Steel Research 61 No. 7, 1990 pp 295-301
- [54] REINERS, H.; JESCHER, R.; SCHOLZ, R.; Heat transfer during continuous casting cooling because of spray water. Steel Research, 60, No. 10 (1989), p. 442-450.
- [55] KIFLIE, B.; ALEMU, D.; Thermal Analysis Of Continuous Casting Process, Faculty Of Technology, Addis Ababa University, Ethiopia, ESME 5th Annual Conference On Manufacturing And Process Industry, September 2000, fonte: <http://home.att.net/~africantech/ESME/contcast/Casting1.htm>, acessado em jan/2008