



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS
CURSO DE ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS

ROMULO SOUZA ARAÚJO

**ESTUDO DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM UM MOLDE DE
LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE AÇOS**

FORTALEZA

2013

ROMULO SOUZA ARAÚJO

**ESTUDO DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM UM MOLDE DE
LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE AÇOS**

Monografia apresentada ao Curso de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Ceará como requisito parcial para obtenção do Título de Engenheiro Metalúrgico.

Orientador: Prof. Dr. Francisco Marcondes.

FORTALEZA

2013

ROMULO SOUZA ARAÚJO

**ESTUDO DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM UM MOLDE DE
LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE AÇOS**

Monografia apresentada ao Curso de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Ceará como requisito parcial para obtenção do Título de Engenheiro Metalúrgico

Aprovada em ___/___/_____

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Francisco Marcondes (Orientador)

Universidade Federal do Ceará

Prof. Dr. Hamilton Ferreira Gomes de Abreu

Universidade Federal do Ceará

Prof. Dr. Jeferson Leandro Klug

Universidade Federal do Ceará

À Deus.

Aos meus pais Olavo e Gerusa.

À minha esposa Kátia Uchoa e à minha Filha
Rachel.

AGRADECIMENTOS

A Deus pelo dom da vida.

À meu professor orientador Francisco Marcondes que me direcionou nesse trabalho;

Aos engenheiros e amigos Frank Webston, Tarquínio Plynio e Alex Maia pelo incentivo, conselho, paciência e orientação durante todo o trabalho;

Aos amigos de laboratório (LAPS) em especial ao amigo Geilson Martins pela ajuda no desenvolvimento das atividades;

Aos grandes amigos que fiz durante o período de graduação Leonardo Rodrigues, Francisco Neco, Mozart Queiroz, Helilton Lima, Thiago Ivo, Fernando Emerson, Ronald Alexandre, João Rodrigues, Gilberto Pereira, Vitor Torquato, Mateus Paulino, Genilson Junior, Francisco Edval, Geilson Martins, Mirela Castro, Jardel Belo, Natanael Vagner, Luiz Eduardo, Ítalo Martins, Marcio Lobo, Lucas Thé, Ítalo Costa, Rodrigo Ramos, Alfredo Leão e Emerson Miná;

Aos meus amigos da REU 2142 em especial Bruno Silva, Nelci Firmino, Severino, Tiago Souza, Antônio Neto e Rodrigo.

Aos meus amigos Robério Barbosa, Rogério Barbosa, Jonas Pires, Gabriel Sales, Renato Sousa e Jardim Luiz;

À Usina Gerdau Cearense pela oportunidade oferecida, em especial à todos os colaboradores do Lingotamento Contínuo;

A todos os professores do departamento pelos ensinamentos a mim passado.

À minha família pelo apoio.

A glória é tanto mais tardia quanto mais duradoura há de ser, porque todo fruto delicioso amadurece lentamente.

Arthur Schopenhauer

1 Resumo

O presente trabalho tem como objetivo encontrar uma equação para o coeficiente de extração de calor em todo o perfil de um molde de lingotamento contínuo (LC) de seção transversal 100 mm x 100 mm. Para tal estudo foi necessário acoplar termopares em pontos estratégicos ao longo das faces do molde durante o processo de lingotamento para se entender os fenômenos que ocorrem na interface metal/molde. Para a realização do estudo utilizou-se uma ferramenta computacional desenvolvida no Departamento de Engenharia Metalúrgica e Materiais da Universidade Federal do Ceará. Essa ferramenta permite a obtenção o coeficiente de extração de calor na interface metal/molde referente a cada ponto onde foram inseridos os termopares, por meio de um modelo inverso de transferência de calor baseado na comparação de perfis térmicos experimentais/simulados. A partir dos coeficientes de extração de calor referentes a cada ponto estratégico, obtidos usando o modelo inverso, foi proposto uma equação para a transferência de calor em função da velocidade de lingotamento e distância do menisco (z), para cada aço em estudo levando em consideração as faces interna, lateral e externa do molde.

Palavras Chave: Coeficiente de extração de calor, velocidade de lingotamento e composição química, lingotamento contínuo de aços, distância do menisco (z).

2 Abstract

The main goal of this work is to obtain an equation for the coefficient of heat extraction in the whole profile of a continuous casting steel mold of cross section 100 mm x 100 mm. In order to understand the physical phenomena occurring at the metal/mold interface, it was necessary to insert thermocouples in strategic locations along the three sides of the mold. To perform this study, we used a computational tool developed at the Department of Metallurgical engineering and Material Science at Federal University of Ceará which simulates the coefficient of heat extraction in the metal/mold interface at each point where the thermocouples are inserted through an inverse heat transfer model based on the comparison of the experimental and simulated thermal profiles. From the coefficients of heat extraction obtained using the inverse model, it was proposed an equation to the heat of extraction as a function of the casting speed and distance from the meniscus (z), for the internal, lateral and external surfaces of the mold, and for each steel investigated.

Key words: Coefficient of heat extraction, casting speed and chemical composition, steel continuous casting of steel, inverse model.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Esquema do processo de lingotamento contínuo.....	15
Figura 2 – Mistura de ar mais água e somente água.....	16
Figura 3 – Ilustração das três zonas de resfriamento no processo de Lingotamento Contínuo.....	18
Figura 4 – Resistência térmica lingote/molde.....	19
Figura 5 – Influência da velocidade de lingotamento no coeficiente de extração de calor.....	20
Figura 6 - Curvas de extração de calor da face lateral do molde de duas corridas de composição química e velocidades semelhantes e com temperaturas de lingotamento diferentes.....	21
Figura 7 – Efeito do teor de carbono na taxa de transferência de calor.....	22
Figura 8 – a) Fluxo de calor pela superfície do molde; b) Quantidade de contração da casca solidificada.....	23
Figura 9 – Tendência ao agarramento e à contração em função do potencial de ferrita.....	24
Figura 10 - Influência da velocidade da água de resfriamento do molde sobre o perfil de temperatura do molde em lingotamento com pó fluxante.....	25
Figura 11 – Máquina de Lingotamento Contínuo.....	26
Figura 12 – Termopar descartável.....	27
Figura 13 - Desenho esquemático da distribuição dos termopares na face lateral.....	29
Figura 14 – Sequência de imagens da montagem do equipamento para a captação das temperaturas.....	30
Figura 15 – Desenho esquemático para o cálculo do diâmetro hidráulico.....	32
Figura 16 - Secção transversal do molde utilizada para o acoplamento da malha.....	32
Figura 17 – Malha numérica unidirecional. ($h_{m/m}$).....	35
Figura 18 – Fluxograma do algoritmo utilizado para a obtenção dos coeficientes de transferência de calor ($h_{m/m}$).....	36
Figura 19 – Influência da velocidade no coeficiente de transferência de calor.....	38
Figura 20 – Influencia da composição química no coeficiente de extração de calor.....	40

Figura 21 – Influência da temperatura de lingotamento.....	41
Figura 22 – Influência das faces do molde.....	42
Figura 23 Metodologia adotada para a análise da influencia da composição química e velocidade de lingotamento na transferência de calor no molde.....	43
Figura 24 – Gráfico do índice de agarramento ou depressão do tarugo no molde para cada faixa de potencial ferrítico.....	44
Figura 25 – Gráfico das equações de transferência de calor para a corrida 12, 27 e 25, referente à face externa.....	44
Figura 26 – Comparação das curvas dos $h_{m/m}$'s gerada pela equação exponencial com o desvio padrão dos coeficientes de transferência para três corridas em diferentes velocidades, referentes ao Aço Tipo A e faces externa, interna e lateral.....	47
Figura 27 – Gráficos da equação $h_{m/m}$ de transferência de calor para os aços Tipo BM, e desvio padrão dos coeficientes de transferência para três corridas em diferentes velocidades.....	49
Figura 28 – Gráficos da equação $h_{m/m}$ para os aços Tipo BA, com desvio padrão dos coeficientes de transferência para três corridas em diferentes velocidades.....	51

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Características termofísicas do molde fornecidas pelo fabricante KME.....	27
Tabela 2 – Composição química e parâmetros operacionais dos aços utilizados.....	28
Tabela 3 – Nomenclatura para identificação dos termopares.....	30
Tabela 4 – Características da água a 35°C.....	31
Tabela 5 – Temperaturas médias obtidas no molde e seus principais parâmetros operacionais.....	37
Tabela 6 – Coeficientes da equação $h_{m/m}=f(z)$ para cada corrida analisada referente à face externa.....	45
Tabela 7 – Coeficientes da equação $h_{m/m}=f(z,v)$ para os aços Tipo A para cada face do molde.....	46
Tabela 8 – Coeficientes da equação $h_{m/m}=f(z,v)$ para os aços Tipo BM para cada face do molde.....	48
Tabela 9 – Coeficientes da equação $h_{m/m}=f(z,v)$ para os aços Tipo BA para cada face do molde.....	50

LISTA DE ABREVIATURAS

ATC – Alto teor de carbono

BA – Alta tendência ao agarramento

BM – Média tendência ao agarramento

Ceq – Carbono equivalente

Cor – Corrida

H_g – Coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde

KME – Fabricante do molde

PF – Potencial ferrítico

TL – Temperatura de lingotamento

Tipo A – Alta tendência ao agarramento

T_p – Termopar

v – velocidade

γ - Austenita

δ - Ferrita delta

SUMÁRIO

1.0	Introdução.....	14
2.0	Revisão Bibliográfica.....	15
2.1	Processo de Lingotamento Contínuo.....	15
2.2	Transferência de Calor no Processo de Lingotamento Contínuo.....	17
2.2.1	Transferência de Calor no Molde e as Influencias dos Parâmetros de Processo.....	18
2.2.1.1	Velocidade de Lingotamento.....	20
2.2.1.2	Temperatura de Lingotamento.....	21
2.2.1.3	Composição Química do Aço.....	21
2.2.1.4	Velocidade da Água de Refrigeração do Molde.....	24
3.0	Materiais e Métodos.....	26
3.1	Levantamento dos Dados Operacionais da Máquina de Lingotamento.....	27
3.1.1	Temperatura de Lingotamento.....	27
3.1.2	Velocidade de Lingotamento, Nível de aço no Molde e Refrigeração do Molde e Composição química.....	28
3.2	Instrumentação do Molde.....	28
3.3	Calculo do coeficiente convectivo da água de refrigeração do molde.....	31
3.4	Ferramenta Computacional.....	32
4.0	Resultados e Discussões.....	37
4.1	Parâmetros que Afetam o Fluxo de Calor no Molde.....	37
4.1.1	Velocidade de Lingotamento.....	38
4.1.2	Composição Química.....	39
4.1.3	Temperatura de lingotamento.....	41
4.1.4	Faces do Molde.....	41
4.2	Determinação das equações dos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde.....	42
5.0	Conclusão.....	52
6.0	Referências.....	53

1.0 Introdução

Cada vez mais cresce a competitividade das grandes siderúrgicas, e essa competição alavanca grandes investimentos em tecnologia visando o aumento da produtividade e a qualidade do produto final. Esse grande avanço tecnológico não só aumenta a produtividade, mas também reduz os custos do processo e assim cada vez mais o produto final deve atender a necessidade da clientela do aço.

A utilização do aço vai desde a construção civil à indústria automobilística e para cada aplicação exige certo padrão de qualidade. É nesse contexto que o processo de lingotamento contínuo cada vez mais vem evoluindo e tornando-se sofisticado de modo que substituiu o processo convencional de lingotamento em quase todas as siderúrgicas.

Um dos grandes cuidados no processo de lingotamento contínuo é o ajuste dos parâmetros de processo, pois sem um ajuste coerente provoca vários defeitos no produto semiacabado. Defeitos que podem surgir no início da extração de calor, por exemplo, a romboidade, que se inicia durante a formação do tarugo.

É no molde que se inicia a formação do tarugo, e essa formação depende de uma extração de calor uniforme, uma vez que essa transferência de calor acontece de forma muito rápida. Tal extração é estudada neste trabalho com a instalação de termopares na parede do molde, em pontos estratégicos.

Nesse contexto o presente trabalho teve como objetivo encontrar o coeficiente de extração de calor na interface metal/molde, empregando um modelo computacional para as principais variáveis do processo de lingotamento contínuo: composição química do aço, velocidade e temperatura de lingotamento. Como objetivo secundário obteve-se uma equação que fornece o coeficiente de extração de calor na interface metal/molde ($h_{m/m}$) em função da velocidade e distância do menisco (z) para cada tipo de aço investigado.

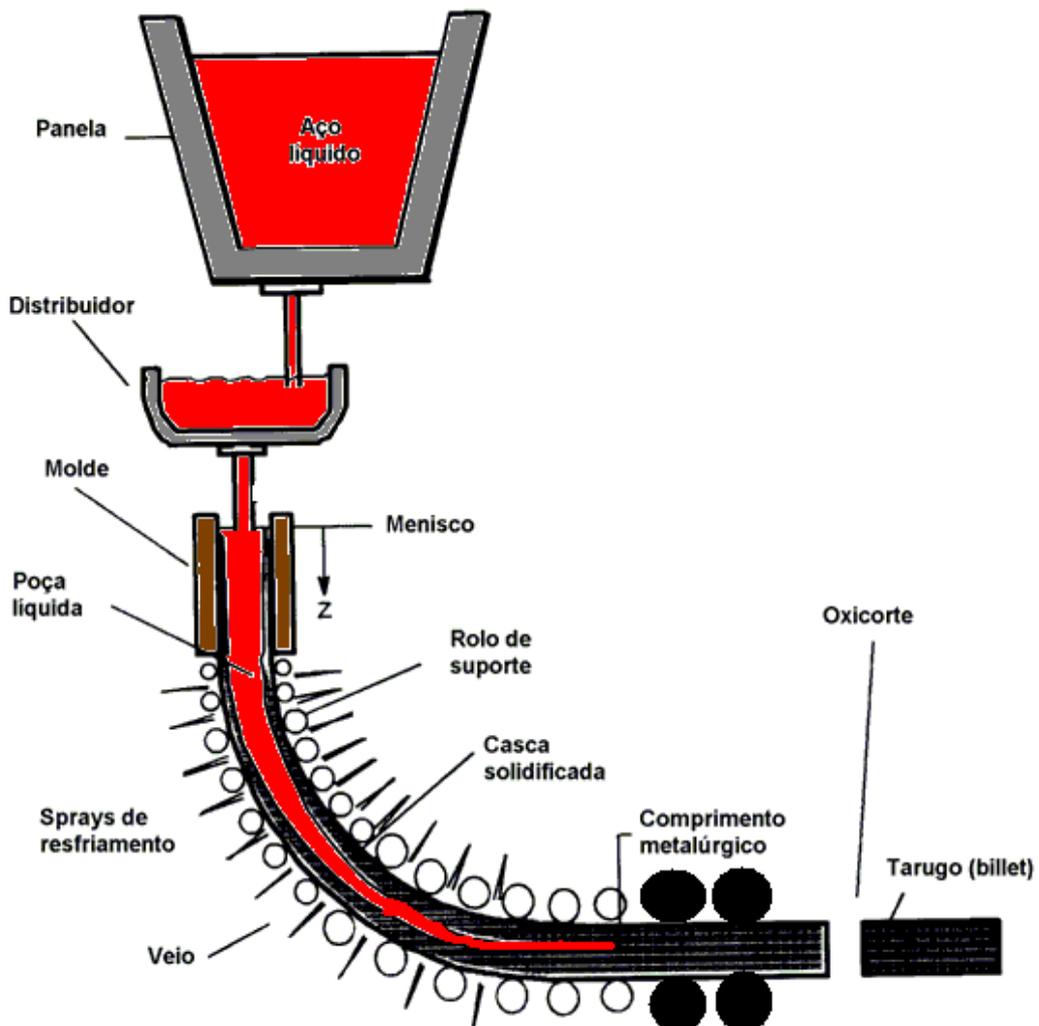
2.0 Revisão Bibliográfica.

2.1 Processo de Lingotamento Contínuo.

O processo de lingotamento contínuo tem por objetivo solidificar o aço líquido que vem do refino secundário. A panela além de ter a função de ajustar a composição química do aço, o transporta até o distribuidor, que por sua vez tem como uma das funções alimentar o molde de forma contínua.

A Figura 1, mostra de forma esquemática o processo de lingotamento contínuo.

Figura 1- Esquema do processo de lingotamento contínuo (Thomas, 2001).



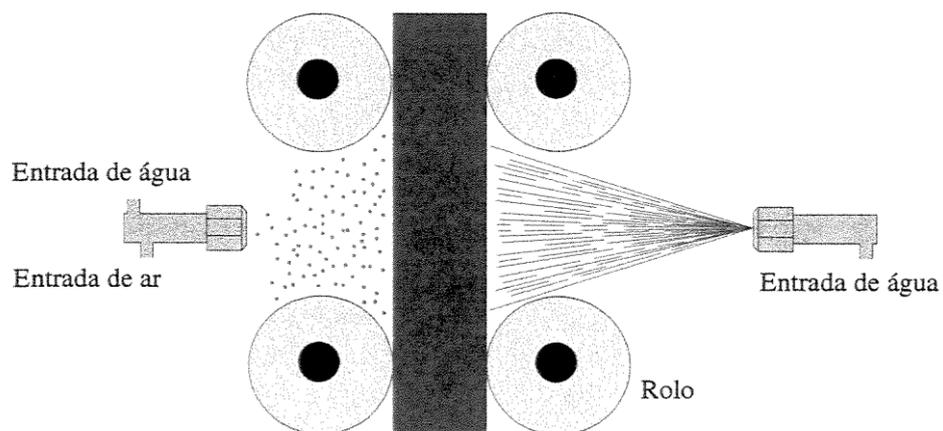
O resfriamento do aço inicia-se no molde de cobre que por sua vez é refrigerado a água. Assim se forma uma casca solidificada que deve possuir uma espessura mínima para suportar a pressão ferrostática. O molde deve oscilar de modo que evite que o aço se agarre à parede do mesmo.

Para reduzir o atrito entre a parede do molde e a casca solidificada adiciona-se óleo lubrificante ou pó fluxante. A casca solidificada é extraída pela máquina extratora em conjunto com os rolos e guias que se localizam após o molde a uma taxa igual à velocidade de lingotamento.

Na saída do molde inicia-se a região de chuveiros (*sprays*), responsável pela maior retirada de calor latente do lingote por transferência de calor por radiação, condução nos rolos refrigerados e evaporação da água proveniente dos *sprays* que banha a superfície do tarugo (Cheung, 1999).

A pulverização na superfície do tarugo pode ser com ar e água ou somente água. Com ar e água tem-se uma aplicação mais uniforme devido ao pequeno tamanho das gotas em relação a um jateamento apenas com água (Cheung, 1999). A Figura 2 mostra a mistura de ar mais água e somente água.

Figura 2 – Mistura de ar mais água e somente água (Irving, 1990).



No resfriamento secundário, as zonas de sprays não possuem o mesmo comprimento e, além disso, o número de zonas varia de siderúrgica para siderúrgica. Vale salientar que um dos problemas internos provenientes do resfriamento secundário é a trinca meio raio (*midway*) que se origina devido a reaquecimento muito elevado entres as zonas de *sprays*, como será visto futuramente (Cheung, 1999).

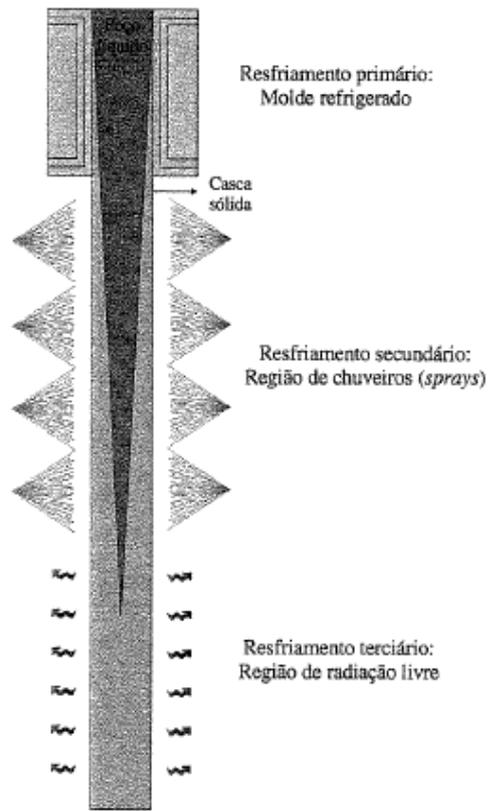
A última etapa do processo de lingotamento contínuo acontece na região de radiação livre. Nessa fase o lingote é resfriado apenas por convecção natural e pela radiação de calor da superfície do mesmo para o ambiente externo, enquanto ocorre a solidificação de todo líquido existente até a região de oxícorde (Cheung, 1999).

2.2 Transferência de Calor no Processo de Lingotamento Contínuo

No processo de Lingotamento Contínuo a solidificação ocorre devido a extração de calor ao longo das três zonas de resfriamento, ver Figura 3, e dessa forma, há diferentes formas de transferência de calor que se somam para que ocorra a transformação de todo metal líquido em sólido originando o produto semiacabado (Cheung, 1999).

A transferência de calor é o principal fenômeno do processo de lingotamento contínuo (LC) e está intimamente ligada a qualidade, particularmente a formação de trincas e rompimento da casca sólida (*break out*). Durante o processo o lingote sofre expansão e contração, ou seja, resfriamento e aquecimento na casca sólida e assim pode levar a formação de defeitos internos (trincas) no produto semiacabado. É de fundamental importância o conhecimento dos mecanismos que controlam a transferência de calor em cada região de resfriamento para se obter um produto de alta qualidade, com condições competitivas no mercado (Cheung, 1999).

Figura 3 – Ilustração das três zonas de resfriamento no processo de Lingotamento Contínuo, Cheung (1999).



2.2.1 Transferência de Calor no Molde e as Influências dos Parâmetros de Processo.

Um dos fenômenos mais importantes para o entendimento do processo de lingotamento contínuo é a transferência de calor no molde, (Pinheiro, 1997). Uma transferência de calor de forma homogênea no molde evita vários defeitos como, por exemplo, o break out e a romboidade.

Segundo Lait (1984) a transferência de calor na superfície do lingote na região do molde ocorre através dos seguintes mecanismos:

- Condução através da casca sólida;
- Condução e radiação através do *gap* que separa o molde do lingote;
- Condução através da parede do molde;
- Convecção na água de refrigeração;
- Condução através da camada de lubrificante;

A Figura 4 mostra todas as resistências térmicas envolvidas na passagem do fluxo de calor, desde o interior do lingote até a água de refrigeração, onde:

R_a = Resistência térmica da água;

R_m = Resistência térmica do molde;

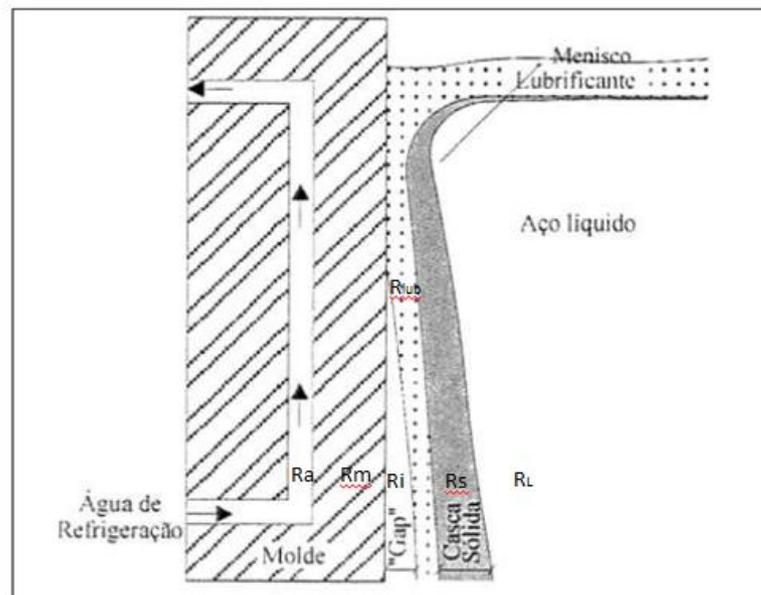
R_i = Resistência térmica metal/molde(*gap*);

R_{lub} = Resistência térmica do lubrificante;

R_s = Resistência térmica da casca sólida;

R_L = Resistência térmica do aço líquido;

Figura 4 – Resistência térmica lingote/molde (Cheung, 1999).



Segundo Samarasekera (1978), o *gap* corresponde a cerca de 84% da resistência total, enquanto a parede do molde e a água de refrigeração por 2% e 14%, respectivamente.

Durante o processo vários parâmetros influenciam na transferência de calor no molde. Destes parâmetros podemos destacar a velocidade de lingotamento, superaquecimento do aço, a composição química do aço, e a velocidade da água de refrigeração.

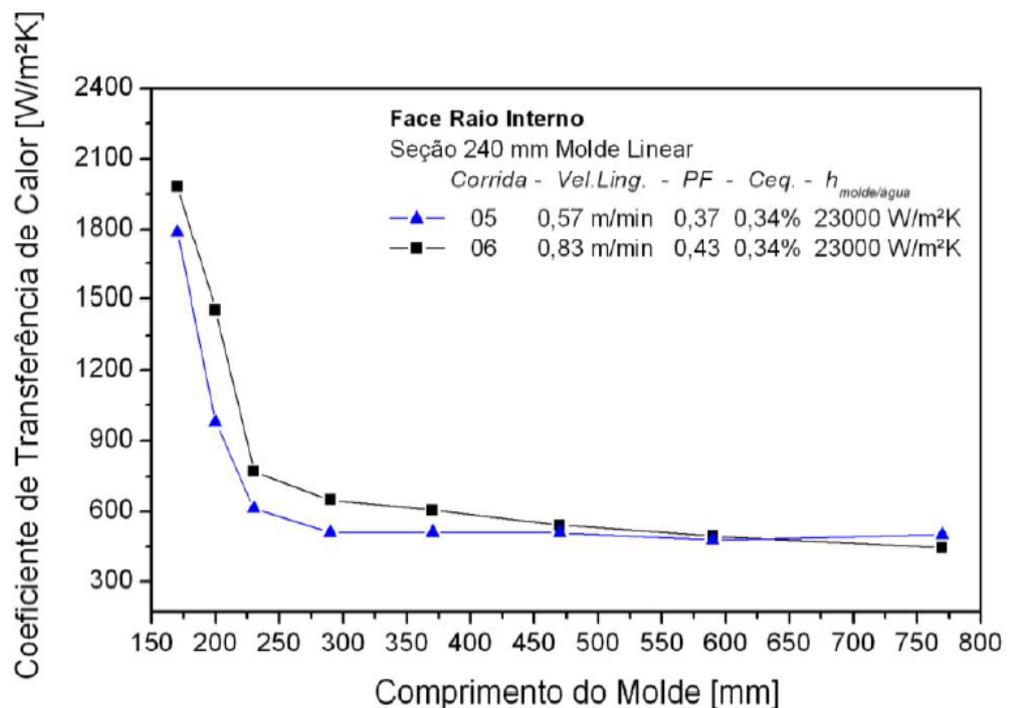
2.2.1.1 Velocidade de Lingotamento

Segundo Chow (2002), o fluxo de calor no molde é sensível a variações de velocidade de lingotamento maiores que 0.5 m/min. O aumento da velocidade de lingotamento provoca um aumento no fluxo de calor tanto na face do molde quanto nos cantos. Isso é devido a três princípios básicos:

- Quanto maior a velocidade de lingotamento menor será o tempo de residência do lingote no molde provocando uma menor casca solidificada, e assim menor será a resistência a pressão ferrostática, reduzindo o *gap* de ar.
- O menor tempo de residência resulta em uma superfície do lingote mais quente, aumentando a força motriz, que é o gradiente térmico, para o fluxo de calor.
- Há uma menor contração térmica da casca solidificada em temperaturas mais altas, o que melhora o contato molde/tarugo, não contribuindo para o tamanho do *gap*.

Estudos realizados em molde de seção 240mm x 240mm mostram que a velocidade de lingotamento aumenta o coeficiente de extração de calor do menisco até a metade do molde como mostra a Figura 5, (Barcellos, 2007).

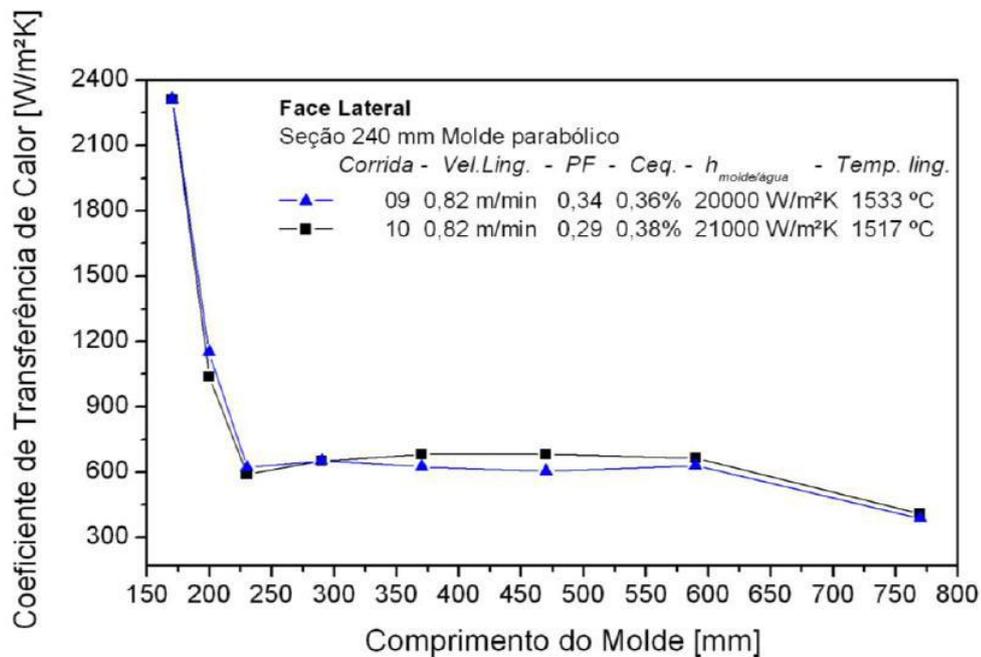
Figura 5 – Influência da velocidade de lingotamento no coeficiente de extração de calor (Barcellos, 2007).



2.2.1.2 Temperatura de Lingotamento.

Barcellos (2007) afirma que a temperatura de lingotamento tem menor influência no coeficiente de extração de calor quando comparada à velocidade de lingotamento e composição química. Em um estudo feito pelo mesmo em um molde de seção 240 mm x 240 mm mostra a influência da temperatura de vazamento no coeficiente de transferência de calor para corridas com velocidade de lingotamento e composição química semelhante e notou que variações da ordem de 16°C não apresentam influência considerável, ver Figura 6.

Figura 6 - Curvas de extração de calor da face lateral do molde de duas corridas de composição química e velocidades semelhantes e com temperaturas de lingotamento diferentes (Barcellos, 2007).



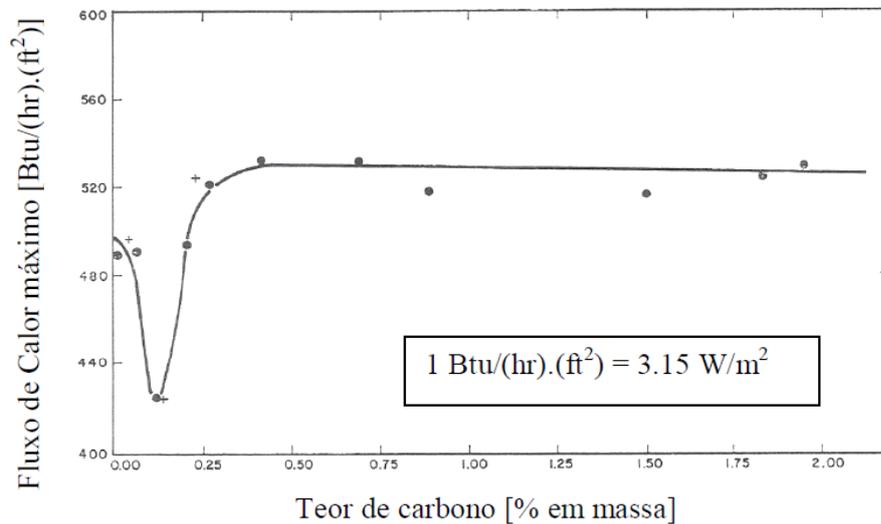
2.2.1.3 Composição Química do Aço.

Segundo Chow (2002), um aumento no teor de carbono no aço afeta o perfil da transferência de calor do mesmo, mas com um aumento significativo da transferência de calor na região do menisco.

Para concentrações até 0,12%C, o fluxo de calor decai apresentando para esta concentração, o seu valor mínimo, como consequência do *gap* de ar na interface metal/molde.

Acima desta concentração, o fluxo de calor volta a elevar-se mantendo aproximadamente constante para concentrações acima de 0,25% como mostra a Figura 7 (Sigh, 1974).

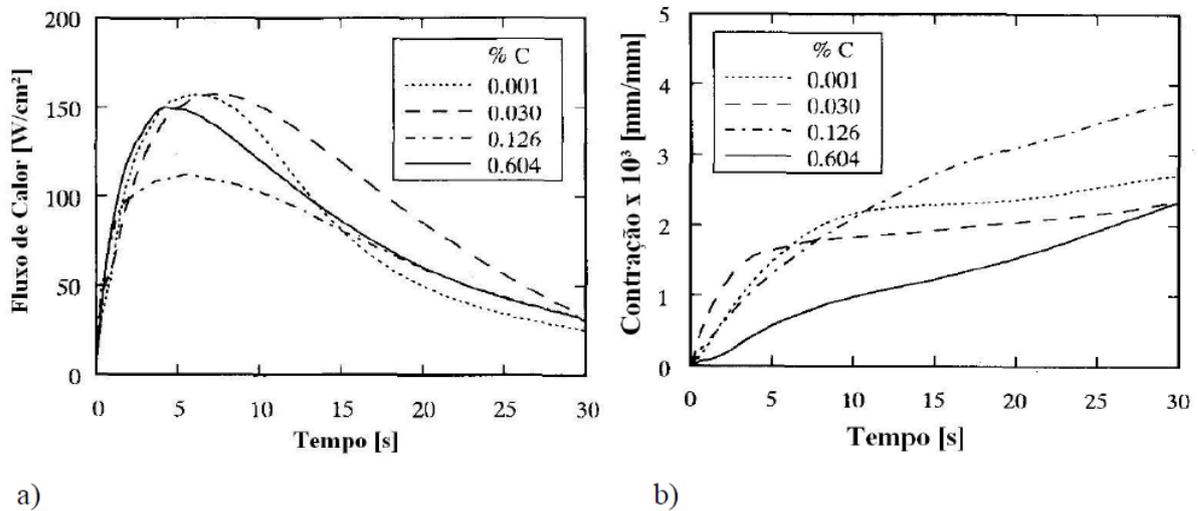
Figura 7 – Efeito do teor de carbono na taxa de transferência de calor (Sigh, 1974).



Os aços com teor de carbono entre 0,09% e 0,53% são chamados de aços peritéticos, uma vez que, a solidificação se caracteriza pela reação da ferrita delta com o líquido gerando austenita, a 1493°C. A Figura 8a mostra o fluxo de calor para aços com diferentes teores de carbono onde se observa que o aço peritético com 0,126%C mostra valores mais baixos de fluxo de calor em comparação com os demais aços (Suzuki, 1996).

A Figura 8b mostra a contração da casca solidificada. No início da solidificação, o aço carbono peritético com 0,126%C apresentou maior contração da casca em comparação com os demais aços, isso ocorreu devido à prematura ocorrência da transformação ferrita delta para austenita δ/γ , enquanto que para o aço com 0,604%C, a contração foi menor que os demais aços (Suzuki, 1996).

Figura 8 – a) Fluxo de calor pela superfície do molde; b) Quantidade de contração da casca solidificada (Suzuki, 1996).



De acordo com Suzuki (1996), os aços carbono peritéticos têm uma resistência mais alta em relação à transferência de calor e maior contração da casca solidificada que os demais aços no início da solidificação. A deflexão da casca dos aços peritéticos não é endireitada pela pressão metalostática e conseqüentemente permanece maior, causando a anomalia que diminui transferência de calor no molde.

Segundo Wolf (1997), os aços com teor de C entre 0,081 e 0,55% podem solidificar-se transformando a ferrita delta- δ em austenita- γ . Esta reação resulta do crescimento dos grãos da fase secundária periféricamente em torno da fase primária. Sabe-se que os elementos de liga influenciam nas mudanças de temperatura e nas composições da transformação peritética, isso é descrito através de concentrações equivalentes. Para aços carbono, o efeito dos elementos de liga pode ser expresso em termos de Carbono Equivalente (Ceq) conforme à equação de Wolf (1981), apresentada a seguir:

$$(\%)C_{eq} = (\%C) + 0,02(\%Mn) + 0,04(\%Ni) - 0,1(\%Si) - 0,04(\%Cr) - 0,1(\%Mo) - 0,7(\%S) \quad (1)$$

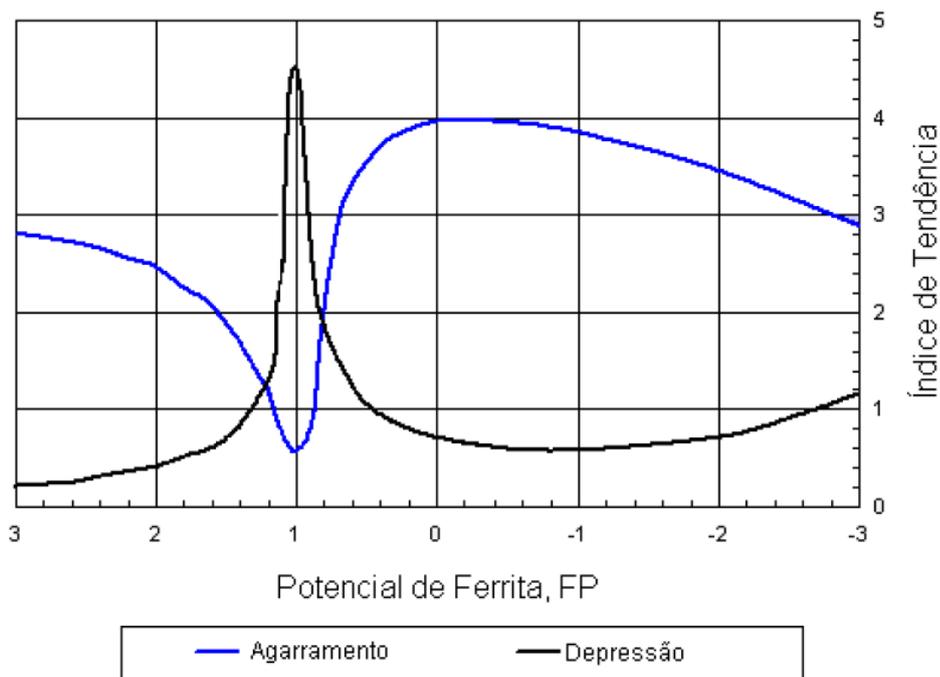
Wolf (1981) definiu o Potencial Ferrítico (PF), função do carbono equivalente, através das frações sólidas da ferrita de 12 aços resultantes da solidificação em ensaios de análise térmica diferencial, como sendo a tendência do aço de contrair ou expandir durante a solidificação dentro do molde. Além disso, é possível comparar diversos tipos de aço em termos da reação peritética. O Potencial Ferrítico é dado por:

$$PF = 2,5(0,5 - (\%)C_{eq}) \quad (2)$$

PF > 1 indica que os aços são hipoperitéticos, isto é, modo de solidificação ferrítico. Para PF < 0 (valores negativos) indica que são aços hiperperitéticos com solidificação totalmente austenítica, e para PF entre 0 e 1 define-se como faixa peritética, com mistura das fases ferríticas delta (δ) e austenita (γ) na solidificação.

Para melhor entendimento, Wolf (1981) definiu o termo Aços tipo A para aços com tendência a contração da casca solidificada e caracterizados com valores de PF entre 0,85 – 1,05, e o termo Aços tipo B para aços com tendência a agarramento da casca solidificada à parede do molde e que apresentam valores de PF > 1,05 ou PF < 0,85. A Figura 9 ilustra a distinção dos aços Tipo A e B.

Figura 9 – Tendência ao agarramento e à contração em função do potencial de ferrita (Wolf, 1981).

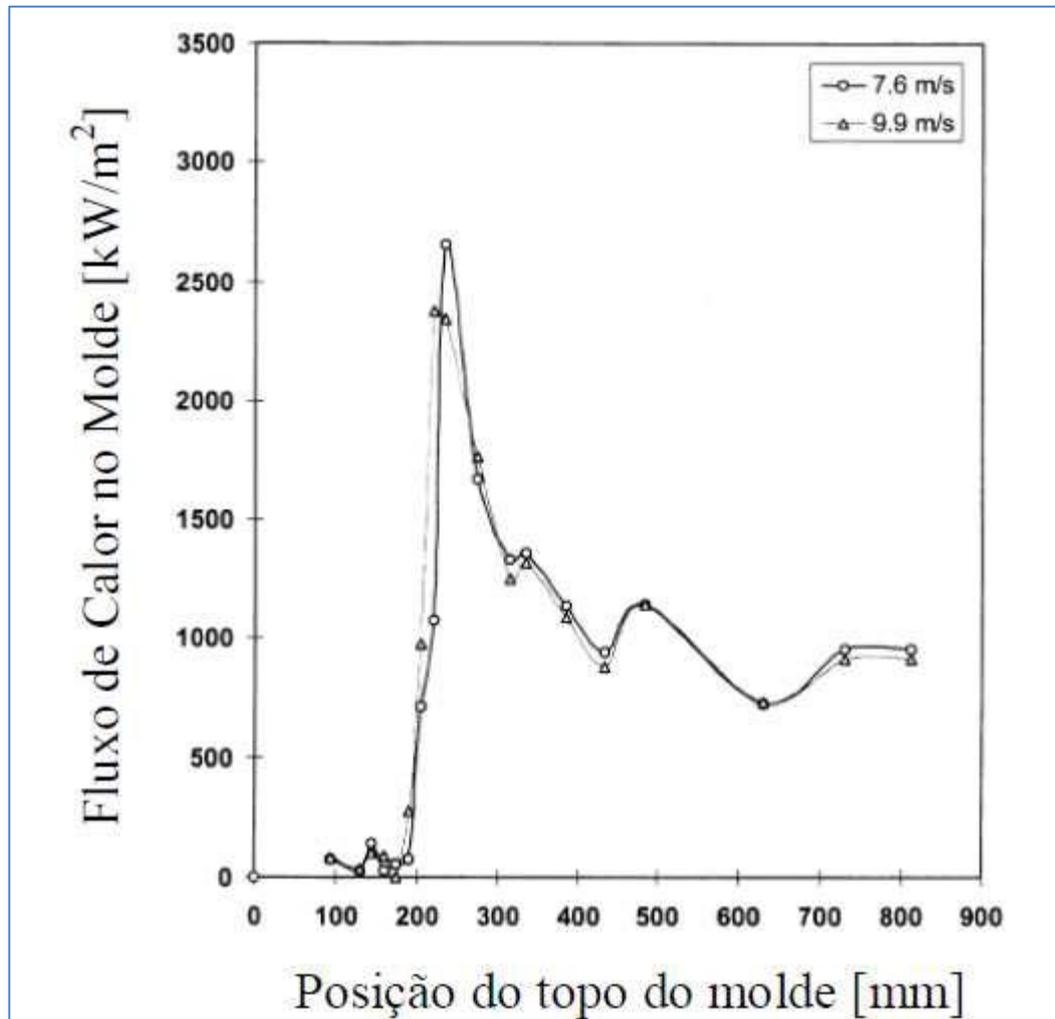


2.2.1.4 Velocidade da Água de Refrigeração do Molde

Segundo Pinheiro (2000), a redução da velocidade da água de resfriamento resulta em um menor coeficiente de transferência de calor na face fria do molde, aumentando a sua temperatura. No entanto, esse aumento de temperatura na superfície do molde não influi significativamente no fluxo de calor, conforme pode ser visto na Figura 10 para duas velocidades. Chow (2002) afirmou que a variação na velocidade da água de resfriamento simplesmente varia a resistência da interface molde/água de resfriamento, que pouco

representa no fluxo total de calor, dominado pela resistência representada pelo “*gap*” formado entre a casca solidificada e a parede interna do molde.

Figura 10 – Influência da velocidade da água de resfriamento do molde sobre o perfil do fluxo de calor no molde em lingotamento com pó fluxante (Pinheiro, 2000).



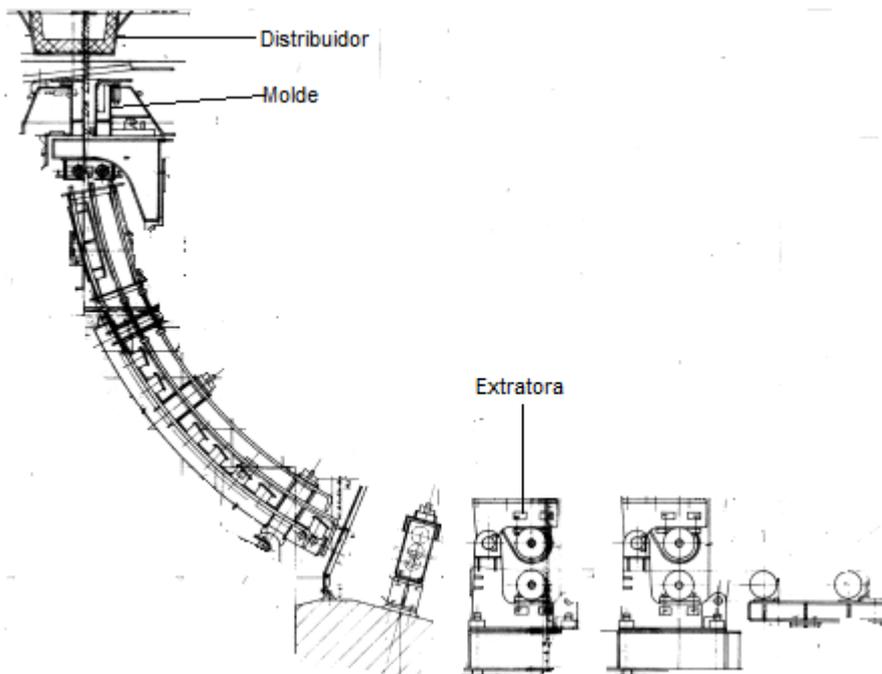
3.0 Materiais e Métodos

O presente trabalho foi realizado numa máquina de Lingotamento Contínuo de tarugos da Usina Gerdau Cearense, ver Figura 11, onde foram realizadas as medições de temperatura na parede do molde por meio de termopares e coletados os parâmetros de processo.

A máquina de lingotamento possui as seguintes características:

- raio de máquina de 4,5m;
- comprimento metalúrgico de 12m;
- sistema de troca de panelas: carro porta panela;
- distribuidor com 2 veios;
- jato livre sem proteção

Figura 11 – Máquina de Lingotamento Contínuo.



Para o molde temos as seguintes características:

- seção 100 mm x 100 mm;
- comprimento de 700 mm;
- lubrificante: óleo vegetal com vazão de constante de 30 ml/min nas faces internas por meio de 4 orifícios no flange do porta molde;
- conicidade parabólica;
- frequência: 148 ciclos/min.;

Segundo o fabricante do molde (KME) o mesmo possui as seguintes características termofísicas de acordo com a Tabela 1.

Tabela 1 – Características termofísicas do molde fornecidas pelo fabricante KME.

Composição Química	Liga Cu-P (0,015<%P<0,04)
Densidade [g/cm³]	8,96
Condutividade Térmica [W/m.K] (em 20°C)	340
Calor Específico [J/Kg.K]	386
Coefficiente de Expansão térmica [K⁻¹] (em 300°C)	17,7.10 ⁻⁶
Dureza Brinell [HB] (em 20°C)	95

3.1 Levantamento dos Dados Operacionais da Máquina de Lingotamento.

3.1.1 Temperatura de Lingotamento.

Utilizaram-se termopares descartáveis de imersão, ver Figura 12, para leitura da temperatura de lingotamento. A frequência de obtenção de temperatura no distribuidor foi a cada 20 minutos. Afim de uma maior confiabilidade também utilizou-se um pirômetro ótico no jato do veio de lingotamento.

Figura 12 – Termopar descartável (<http://www.italterm.com/img/2.jpg>).



3.1.2 Velocidade de lingotamento, nível de aço no molde e refrigeração do molde e composição química.

A velocidade de lingotamento está relacionada ao nível de aço no molde. Na jaqueta de refrigeração, local onde o molde é inserido, há um sensor que cria um campo eletromagnético alternado que por sua vez emite correntes de Foucault na parede do molde.

Essas correntes dependem da resistividade elétrica do cobre, e também do perfil de temperatura do molde. Porém esse perfil de temperatura depende do nível de aço líquido no molde. Desse modo é gerado um sinal, o sensor captura esse sinal e envia para a extratora informando o nível de aço líquido no molde. Dependendo do nível de aço no molde a extratora aumenta ou diminui a velocidade de extração do lingote (velocidade de lingotamento) mantendo assim o nível de aço sempre dentro de uma faixa de trabalho. O espaço entre a jaqueta e o molde é de apenas de 4 mm, e é por esse espaço que flui a água de refrigeração com uma vazão de 1800 l/min.

A siderúrgica em questão trabalha com apenas três tipos de aços. A Tabela 2 mostra a faixa da composição química para cada aço em estudo com alguns parâmetros de processos. Salienta-se que a letra “D” na classificação dos aços na Tabela 2 significa que o aço foi produzido a partir de sucata. Por exemplo, o aço 1013D contém 0,13% de carbono em sua composição química e foi produzido a partir de sucata.

Tabela 2. Composição química e parâmetros operacionais dos aços utilizados.

Aço	Composição Química (%)														Tliquidus (°C)	T lingotamento (°C)	V lingotamento (m/min)
	C	Mn	Si	S	P	Cu	Cr	Ni	Mo	As	Nb	Sn	V	Al			
1013D	0,070	0,450	0,130	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	1528	1540 - 1560	2,7 - 3,2
	0,150	0,700	0,300	0,036	0,040	0,350	0,350	0,350	0,050	0,050	0,015	0,090	0,015	0,100	1512		
1028D	0,250	0,500	0,150	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	1511	1520 - 1540	
	0,300	0,700	0,300	0,036	0,060	0,450	0,250	0,250	0,050	0,080	0,015	0,090	0,015	0,100	1498		
1034D	0,300	0,500	0,150	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	1507	1510 - 1538	
	0,360	0,700	0,300	0,036	0,060	0,450	0,250	0,250	0,050	0,080	0,015	0,090	0,015	0,100	1493		

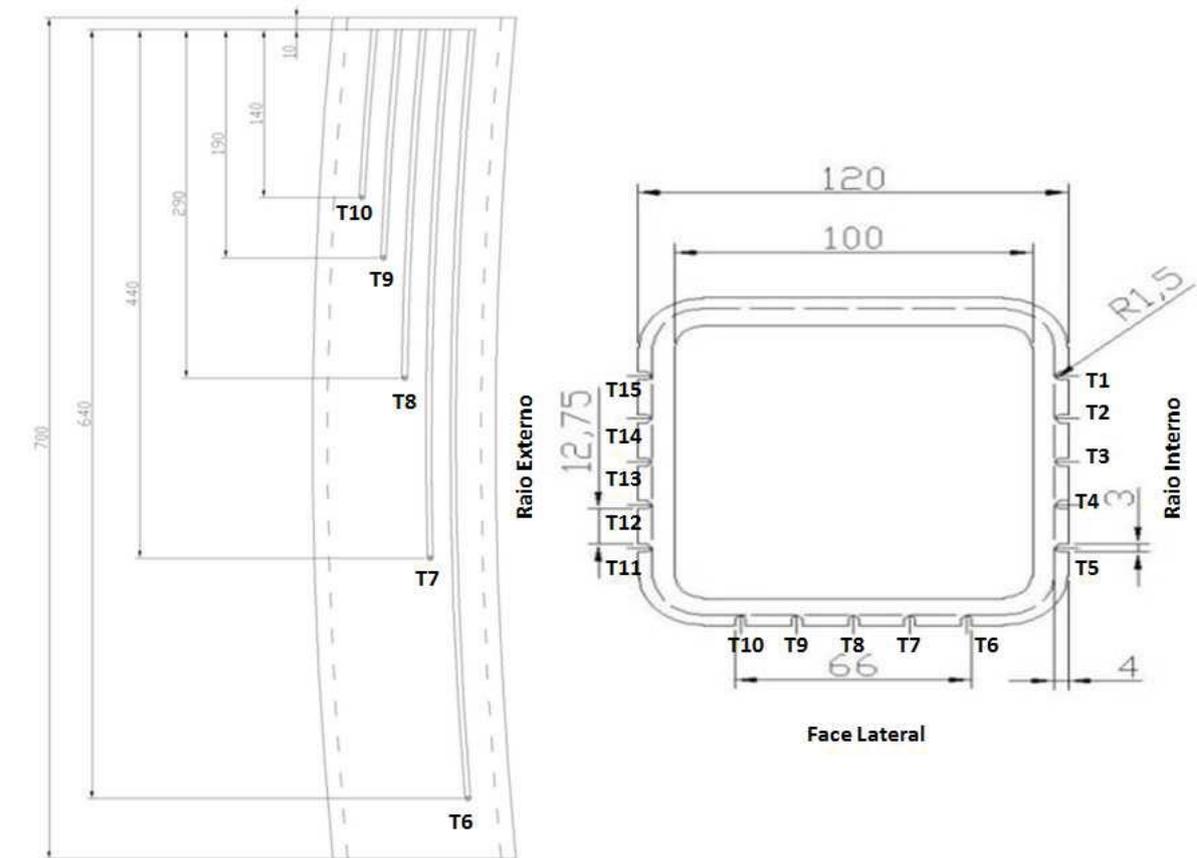
3.2 Instrumentação do Molde

Foram empregados 15 termopares nas 3 faces do molde parabólico de secção transversal 100 mm x 100 mm, distribuídos da seguinte forma: 5 termopares na face externa, 5 termopares na face lateral e 5 termopares na face interna.

Os termopares foram fixados a 4 mm da superfície fria do molde, baseados nas referências utilizadas nesse trabalho, com o intuito de evitar uma possível perfuração. Além disso, concentraram-se três termopares mais próximos do menisco, pois há uma maior variação em relação à região inferior.

Afim de um melhor entendimento do fluxo de calor, os termopares foram igualmente espaçados na face, a Figura 13 mostra o desenho técnico do molde, e a distribuição dos termopares bem como os sulcos feitos na face lateral.

Figura 13: Desenho esquemático da distribuição dos termopares na face lateral.



Durante a instrumentação do molde foram feitas as seguintes considerações:

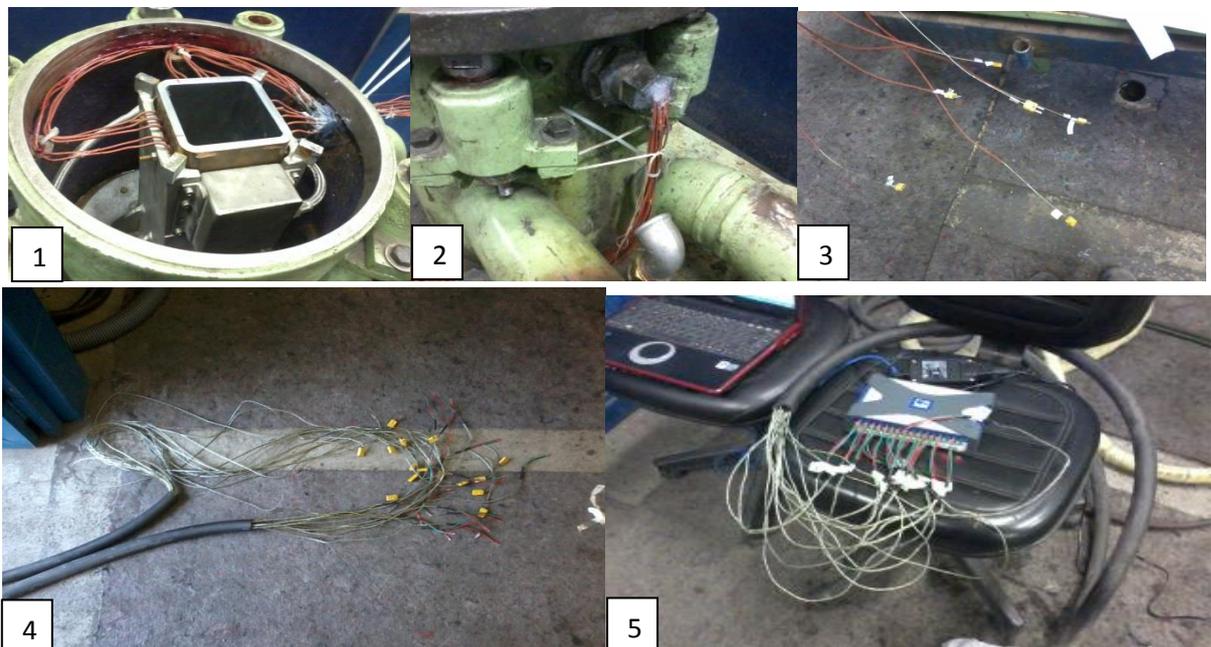
- Os sulcos feitos na superfície do molde foram realizados em uma fresadora automática devido à curvatura do mesmo, além de manter a condição física da superfície do molde intacta para evitar qualquer tipo de turbulência;
- Na face externa, interna e lateral foram instalados 15 termopares bem espaçados de modo a considerar o efeito próximo ao canto;
- Utilizou-se o método de brasagem para fixar a ponta do termopar na superfície do molde;
- Utilizou-se termopar tipo K (Cromel-Alumel), sem revestimento cerâmico, com diâmetro de 1,5 mm;
- Empregou-se um revestimento mineral de alta tensão, para revestir os termopares e afim de evitar que o mesmo entre em contato com a parede do molde;

- Utilizaram-se cabos de compensação conectados aos termopares com sistema macho-fêmea;
- A identificação dos termopares está representada na Tabela 03.

Tabela 3 – Nomenclatura para identificação dos termopares.

FACE INTERNA	FACE LATERAL	FACE EXTERNA
Tp1	Tp6	Tp11
Tp2	Tp7	Tp12
Tp3	Tp8	Tp13
Tp4	Tp9	Tp14
Tp5	Tp10	Tp15

A Figura 14 mostra como foi realizada a montagem do equipamento, bem como os termopares revestidos, cabos de compensação e conectores, e o sistema de aquisição de dados. Figura 14 – Sequencia de imagens da montagem do equipamento para a captação das temperaturas.



Para a aquisição de dados de temperatura monitoradas no molde utilizou-se uma placa de monitoração de dados de 15 canais acoplada a um computador e um software de tratamento gráfico, e os dados foram coletados a uma frequência de 1 medida por minuto.

3.3 Cálculo do coeficiente convectivo da água de refrigeração do molde

Uma vez conhecidas as características do fluido de refrigeração e as condições de escoamento é possível calcular o coeficiente de convecção térmica entre a jaqueta e o molde, Tacconi, (2007). A Tabela 4 mostra algumas características da água de refrigeração do molde a uma temperatura entre 35°C e a uma velocidade entre 13,5 m/s.

Tabela 4 – Características da água a 35°C

Densidade [kg/m ³]	Capacidade térmica [kJ/kg °C]	Viscosidade [Pa s]	Condutividade térmica [W/m°C]	Número de Prandtl
993	4179	0,00072	0,6	5

Segundo Monrad et al. (2003), a velocidade da água (7m/s-15m/s) é tal que, pode-se considerar que a troca térmica ocorra em regime turbulento. A seguinte correlação pode ser empregada para determinar o coeficiente de troca de calor entre a parede do molde e a água de refrigeração, ver as equações 3 á 7:

$$Nu = c * Re^a * Pr^b \quad (3)$$

Onde: a=0,8; b=0,33 e:

$$c = 0,02 * \frac{Di}{De} * 0,53 \quad (4)$$

Os números de Reynolds e de Nusselt devem ser calculados com base na sua definição como:

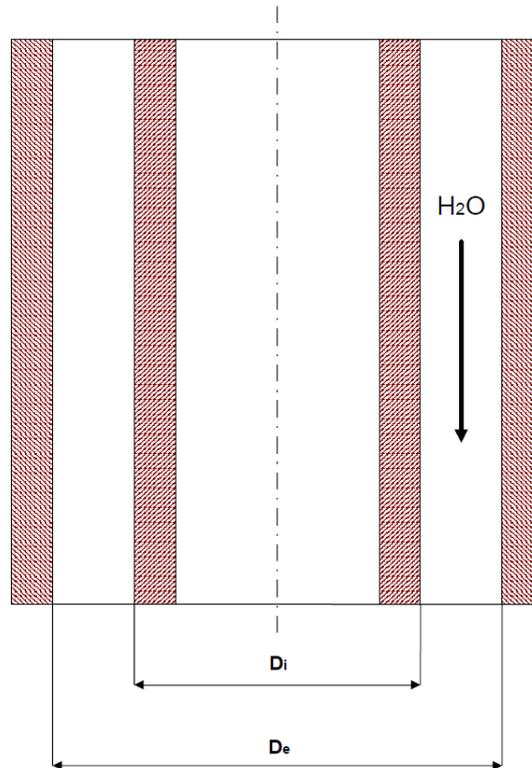
$$Nu = \frac{h * D_{idr}}{K} \quad (5)$$

$$Re = \frac{h * D_{idr}}{\mu} \quad (6)$$

onde o diâmetro hidráulico, ver Figura 15, é calculado através de:

$$D_{hidráulico} = \sqrt{D_e^2 - D_i^2} \quad (7)$$

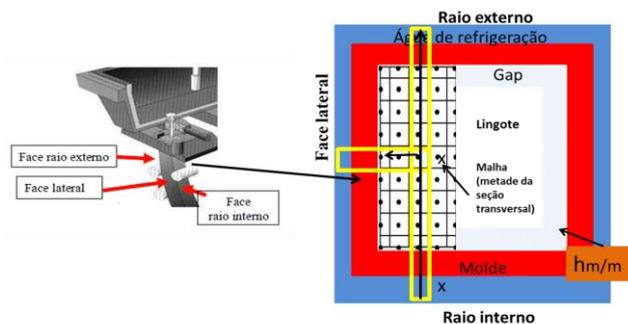
Figura 15 – Desenho esquemático para o cálculo do diâmetro hidráulico (Monrad et al, 2003).



3.4 Ferramenta Computacional

O software utilizado no presente trabalho foi desenvolvido no Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Ceará, utilizando o método dos volumes finitos aplicado na equação geral de condução de calor unidimensional ao longo do centro do molde para a água de refrigeração para a face lateral e do raio interno para o raio externo, ver Figura 15. A Figura 15 apresenta uma secção transversal do molde com os três domínios de cálculo empregados para a obtenção do coeficiente metal/molde em cada uma das três interfaces.

Figura 16 – Secção transversal do molde utilizada para o acoplamento da malha.



Para as soluções das equações adotaram-se as seguintes condições:

- Fluxo unidirecional de calor;

- A abordagem matemática utiliza a equação geral da condução de calor escrita na forma unidimensional, ver equação 8:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[k(x) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \dot{q} \quad (3)$$

onde:

ρ : densidade do material [kg/m^3];

c : calor específico do material [$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$];

T : temperatura [K];

t : tempo relativo à solidificação [s];

\dot{q} : geração interna de calor associado à transformação de fase;

k : condutividade térmica do material ($\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$);

x : coordenada cartesiana ao longo das três direções;

$\frac{\partial T}{\partial t}$: taxa de resfriamento ou aquecimento do material (K/s)

$\frac{\partial T}{\partial x}$: gradiente térmico entre os pontos fixos ao longo de x [K/m].

- A Equação (4) representa a equação geral de condução de calor considerando o efeito da taxa de fração solidificada com a liberação do calor latente do material na transformação líquido/sólido ao longo da solidificação de uma fase binária.

$$\rho c' \frac{\partial T}{\partial t} = k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) \quad (4)$$

onde:

$$c' = \left(c - L \frac{\partial f_s}{\partial T} \right) \quad (5)$$

O termo $\left(L \frac{\partial f_s}{\partial T} \right)$ na Equação (5) pode ser entendido como um pseudo calor específico, onde a velocidade de solidificação é controlada pela relação entre o pseudo calor específico que representa a liberação do calor latente do material na transformação de fase e o calor específico do material.

- $\Delta x, \Delta y, \Delta z$ da malha = 1mm;

- A temperatura da água de refrigeração do molde é considerada constante ao longo do comprimento do molde e igual à temperatura de entrada da água do molde;

- Propriedades termofísicas (calor específico, densidade e condutividade térmica) constantes nas fases líquida e sólida, sendo as propriedades da fase pastosa calculada pela regra da alavanca;

- Na avaliação das propriedades termofísicas do material nos diferentes estados, sólido, líquido e pastoso é suficientemente aceitável a aproximação do seu valor, quando no estado pastoso, como sendo uma relação percentual entre a quantidade de sólido e líquido relativo aos seus valores quando líquido ou sólido, a exceção do calor específico, que deve ser balanceado com o calor latente conforme a Equação 8:

$$k_{SL} = (k_S - k_L) * f_S + k_L \quad (6)$$

$$\rho_{SL} = (\rho_S - \rho_L) * f_S + \rho_L \quad (7)$$

$$c'_{SL} = (c_S - c_L) * f_S + c_L - L \frac{\partial f_S}{\partial T} \quad (8)$$

- Quando a composição da liga permanece uniforme dentro de cada fase ocorrendo à completa difusão do soluto tanto na fase sólida como na líquida, ou condições de não equilíbrio, quando o soluto apresenta alta mobilidade atômica no estado sólido como no caso do carbono na solidificação dos aços faz-se uso da regra da alavanca para o cálculo da fração sólida, ver Equação (9).

$$f_S = \left(\frac{1}{1 - k'} \right) * \left(\frac{T_{Liq} - T}{T_f - T} \right) \quad (9)$$

derivando a equação 10 em relação à temperatura, tem-se:

$$\left(\frac{\partial f_S}{\partial T} \right) = \left(\frac{1}{1 - k'} \right) * \left[\frac{T_{Liq} - T}{(T_f - T)^2} - \frac{1}{T_f - T} \right] \quad (10)$$

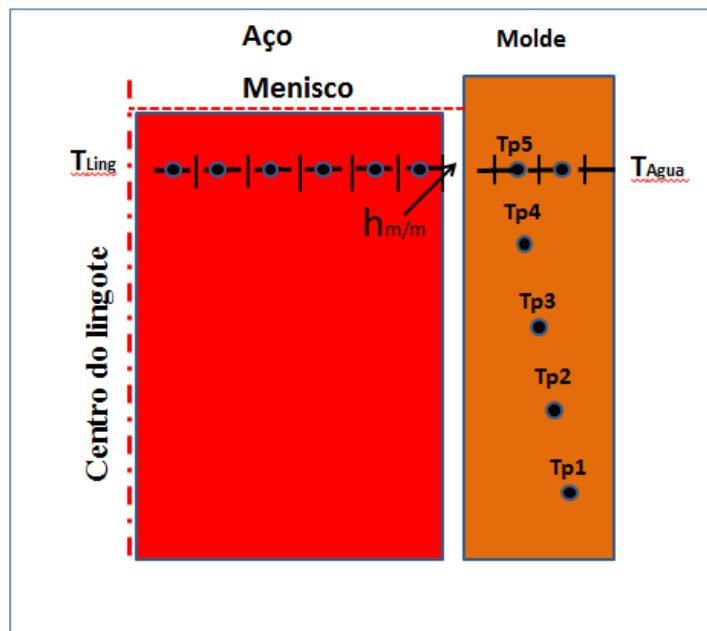
onde T_{Liq} é a temperatura líquida do material calculada pela Equação (11), T_f é a temperatura de fusão do solvente e K' é o coeficiente de partição do soluto.

$$T_L (^\circ C) = 1537 - 88(\%C) - 25(\%S) - 5(\%Cu) - 8(\%Si) - 5(\%Mn) - 2(\%Mo) - 4(\%Ni) - 1,5(\%Cr) - 18(\%Ti) - 30(\%P) - 2(\%V) \quad (11)$$

- A temperatura de lingotamento é a temperatura medida pelo pirômetro de imersão no distribuidor em intervalos de tempo de 20 minutos.
- O coeficiente de transferência de calor da interface molde/sistema de refrigeração é considerado constante ao longo do comprimento do molde ($h_{\text{água}} = 24528 \text{ W/m}^2\text{K}$);
- As superfícies do topo e da base da parede do molde são consideradas isoladas;
- O número de elementos de volume na malha acoplada = 5000.

O cálculo do coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde será calculado através da solução da Eq. (14) em cada uma das faces interna, externa e lateral do molde utilizando um código unidimensional desenvolvido no Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Ceará. Essa ferramenta calcula o coeficiente de transferência de calor metal/molde através de uma malha numérica unidirecional, ver o esboço na Figura 17, no centro da face ao longo da superfície do molde, levando em consideração a parede do mesmo e a metade da seção do tarugo. Foi considerando como condições de contorno a temperatura de lingotamento e a água de refrigeração.

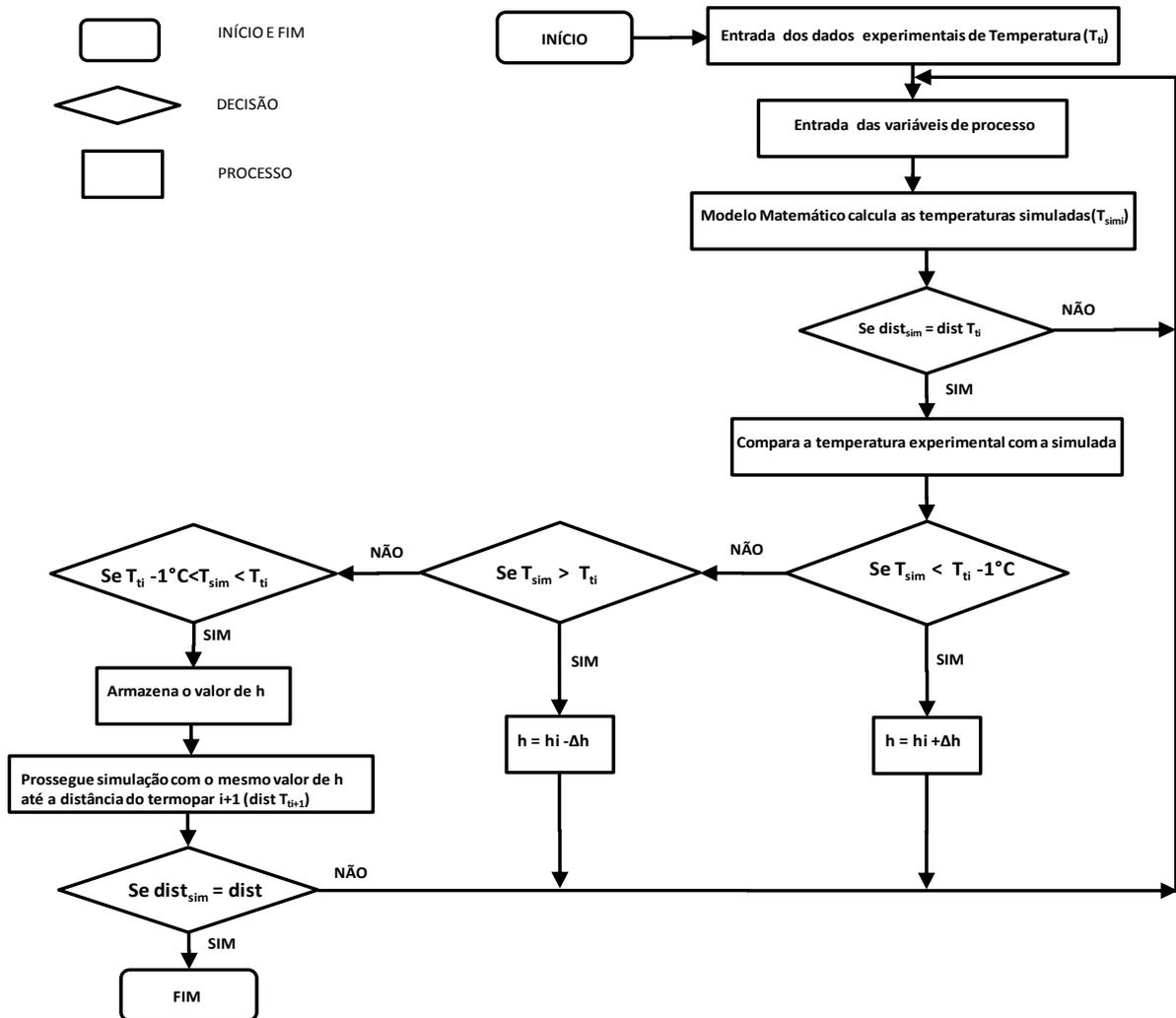
Figura 17 – Malha numérica unidirecional.



A única incógnita para o cálculo dos perfis de temperatura é o h da interface metal/molde ($h_{m/m}$). Assim a rotina de determinação dos h 's (coeficientes de extração de calor) baseou-se na estimativa de um h inicial, sendo calculadas as temperaturas dos elementos de malha ao longo do lingote e da parede do molde. As temperaturas calculadas pelo modelo são comparadas com as temperaturas experimentais obtidas de acordo com um critério de tolerância de 1°C . A partir desse comparativo é incrementado ou decrementado um valor Δh ao h inicial até que a temperatura calculada atinja o valor da temperatura experimental medida. Por exemplo, a Figura 17 mostra a posições dos termopares da face lateral, informamos ao programa o valor da temperatura do termopar Tp5, a rotina incrementa ou decrementa o valor de h em Δh de modo que temperatura calculada seja aproximadamente igual à temperatura experimental em T5 com tolerância de 1°C . Assim se tem o valor de h inicial e o perfil de temperatura adequado.

De forma contínua a malha se desloca do Tp5 ate o Tp1 com variações de distâncias de $\Delta t \cdot v$ e então novos perfis de temperatura são calculados com base no h inicial até a malha atingir o nível do próximo termopar, quando um novo h é calculado, e, portanto esse procedimento acontece até o último termopar (T1). A Figura 18 mostra de forma esquemática o fluxograma do algoritmo para o calculo dos $h_{m/m}$'s.

Figura 18 – Fluxograma do algoritmo utilizado para a obtenção dos coeficientes de transferência de calor ($h_{m/m}$).



4.0 Resultados e Discussões

Foram monitoradas 75 corridas com duração média de 45 minutos cada, e os valores de temperatura gravados pelo sistema de aquisição de dados foram medidos a cada segundo. Foi necessário realizar um filtro nos valores de temperatura, devido à flutuação do nível de metal no menisco e oscilação do molde, e o método utilizado para o filtro foi à média móvel, com a média sendo realizada a cada 60 valores.

Para o cálculo do carbono equivalente e do potencial ferrítico foram utilizadas as equações de Wolf (1981). A Tabela 4 mostra alguns valores médios de temperatura obtidos pelos termopares e seus principais parâmetros operacionais.

Tabela 4 - Temperaturas médias obtidas no molde e seus principais parâmetros operacionais.

ID	Aço	Velocidade Lingotamento (V) [m/min]	Temperatura Lingotamento (T) [°C]	Raio interno					Face Lateral					Raio Externo					Wolf (1981)		
				T1	T2	T3	T4	T5	T6	T7	T8	T9	T10	T11	T12	T13	T14	T15	Carbono Equivalente (Ceq)	Potencial Ferrítico (FP)	Tipo do Aço
1	1013D	2,7	1547	62,0	65,0	72,3	83,0	103,0	63,0	65,0	71,0	83,0	104,0	63,0	65,0	73,0	84,0	105,0	0,12	0,96	B
2	1013D	2,7	1554	60,0	64,0	70,0	81,0	102,0	62,0	64,0	69,0	80,0	103,0	63,0	64,0	70,0	82,0	104,0	0,09	1,02	B
3	1013D	2,8	1562	62,0	65,0	72,0	83,0	104,0	63,0	65,0	70,0	83,0	104,0	63,0	65,0	73,0	85,0	106,0	0,08	1,06	B
4	1013D	2,9	1550	62,0	65,0	73,0	83,0	104,0	62,0	65,0	72,0	83,0	104,0	64,0	65,0	74,0	84,0	106,0	0,10	0,99	B
5	1013D	2,9	1556	62,0	65,0	72,0	82,0	104,0	63,0	65,0	71,0	82,0	104,0	63,0	65,0	72,0	83,0	105,0	0,10	0,99	B
6	1013D	3	1558	63,0	67,0	75,0	85,0	107,0	65,0	67,0	72,0	85,0	107,0	65,0	67,0	76,0	85,0	109,0	0,08	1,06	B
7	1013D	3	1560	63,0	67,0	75,0	85,0	107,0	64,0	67,0	73,0	83,0	107,0	65,0	67,0	76,0	86,0	108,0	0,08	1,06	B
8	1013D	3	1543	63,0	66,0	74,0	84,0	105,5	64,0	66,0	73,0	82,0	106,0	64,0	66,0	74,0	85,0	107,0	0,10	0,99	B
9	1013D	3	1555	60,2	68,3	76,5	85,0	107,0	65,0	68,3	74,0	83,0	107,0	66,0	68,3	77,0	86,0	108,0	0,14	0,90	B
10	1013D	3	1570	58,8	68,3	76,5	85,0	109,0	66,0	68,3	74,0	84,0	108,0	65,0	68,3	76,5	86,0	110,0	0,13	0,92	B
11	1013D	3,05	1550	57,5	67,5	74,8	83,0	107,0	65,0	67,5	73,0	81,0	106,5	65,0	67,5	75,0	85,0	108,0	0,13	0,92	B
12	1013D	3,2	1561	56,2	70,7	78,0	86,0	108,0	65,0	69,0	76,0	84,0	107,0	66,0	70,7	77,0	87,0	109,0	0,08	1,06	A
13	1013D	3,2	1550	55,0	70,0	78,0	86,0	108,0	66,0	70,0	75,0	84,0	107,5	66,0	70,0	79,0	88,0	109,0	0,10	0,99	A
14	1013D	3,37	1553	68,0	73,0	80,0	89,0	111,0	69,0	73,0	79,0	87,0	110,0	69,0	73,0	80,0	90,0	112,0	0,14	0,90	A
15	1013D	3,4	1535	65,0	71,5	79,1	88,0	110,0	67,0	71,5	76,0	85,0	109,0	67,0	71,5	80,0	90,0	111,0	0,10	1,01	A
16	1013D	3,4	1556	63,5	73,0	80,0	89,0	111,0	69,0	73,0	78,0	87,0	110,0	69,0	73,0	81,0	91,0	112,0	0,10	1,01	A
17	1013D	3,4	1532	62,1	71,5	79,1	88,0	110,0	66,0	72,0	78,0	86,0	109,0	67,0	71,5	78,0	90,0	111,0	0,12	0,96	A
18	1034D	2,9	1543	62,0	71,0	80,0	86,0	115,0	65,0	71,0	80,0	87,0	116,0	65,0	72,0	82,0	90,0	117,0	0,32	0,45	A
19	1028D	2,95	1531	59,2	67,5	73,1	87,0	113,0	66,0	67,5	72,0	86,0	113,0	67,0	68,0	74,0	89,0	114,0	0,29	0,51	A
20	1034D	3	1540	57,9	72,4	80,8	89,0	116,0	65,0	72,4	80,0	87,0	116,0	65,0	73,0	82,0	91,0	117,0	0,34	0,39	A
21	1034D	3	1550	63,0	70,0	77,0	88,0	115,0	64,0	70,0	76,0	86,0	115,0	64,0	71,0	79,0	89,0	115,5	0,31	0,47	A
22	1034D	3,1	1541	64,0	69,0	77,0	86,0	115,0	65,0	69,0	76,0	85,0	114,0	65,0	71,0	79,0	88,0	116,0	0,31	0,48	A
23	1034D	3,2	1541	65,0	75,0	80,0	91,0	119,0	66,0	75,0	79,0	89,0	116,0	67,0	77,0	81,0	93,0	117,0	0,33	0,42	A
24	1028D	3,2	1545	70,0	72,0	79,0	90,0	116,0	70,0	72,0	77,0	88,0	116,0	72,0	74,0	80,0	91,0	117,0	0,29	0,51	A
25	1034D	3,25	1556	66,0	74,0	82,0	92,0	118,0	66,0	74,0	80,0	90,0	117,5	70,0	75,0	84,0	93,0	117,3	0,32	0,44	A
26	1028D	3,15	1528	70,0	72,0	79,0	90,0	116,0	70,0	72,0	77,0	88,0	116,0	72,0	74,0	80,0	91,0	117,0	0,29	0,51	B
27	1028D	3,1	1532	65,0	71,0	77,0	88,0	115,0	66,0	70,0	76,0	87,0	114,0	68,0	70,0	77,0	89,0	116,0	0,26	0,59	A
28	1028D	2,8	1538	61,0	65,0	71,0	85,0	112,0	63,0	65,0	70,0	82,0	112,0	62,0	65,0	71,0	85,0	112,0	0,27	0,57	A
29	1028D	3,3	1542	66,0	71,0	78,0	89,0	116,0	67,0	71,0	77,0	87,0	115,0	68,0	70,0	77,0	89,0	117,0	0,27	0,57	A

4.1 Parâmetros que Afetam o Fluxo de Calor no Molde

Para a obtenção do coeficiente de transferência de calor foram utilizadas as temperaturas capturadas pelos termopares e com o simulador desenvolvido no Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Ceará. Com a simulação a partir das temperaturas, calcularam-se os coeficientes de transferência de calor da interface metal/molde ($h_{m/m}$) correspondente a altura das posições dos termopares inseridos no molde.

Foram analisados os principais parâmetros de processo que mais influenciam no fluxo de calor e conseqüentemente nos valores de $h_{m/m}$'s de cada corrida analisada: velocidade de lingotamento, composição química, temperatura de lingotamento e as faces do molde.

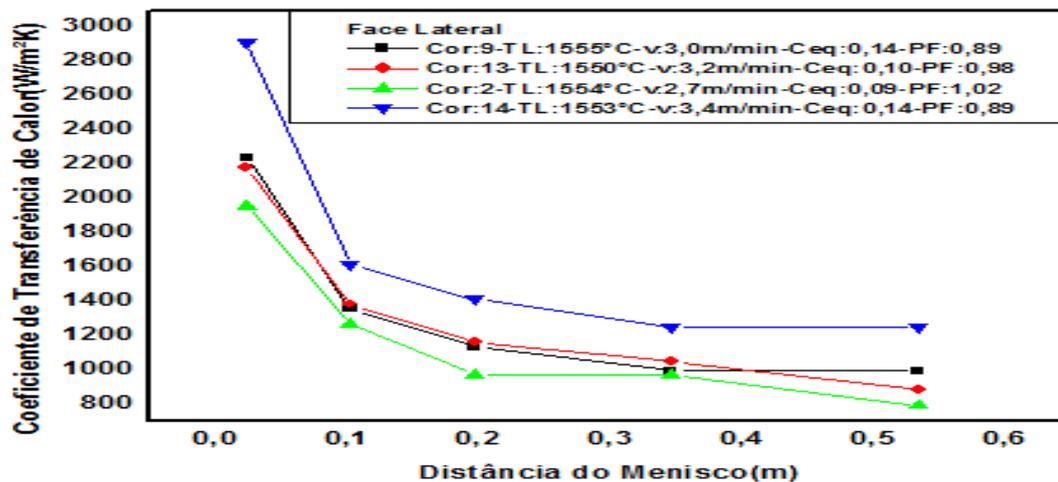
4.1.1 Velocidade de Lingotamento

Foram analisados 2 corridas com carbono equivalente e temperaturas de lingotamento (TL) semelhantes e velocidade de lingotamento diferentes.

Observou-se que o aumento da velocidade de lingotamento eleva-se o fluxo de calor no molde e conseqüentemente aumenta o valor do coeficiente de calor ao longo da curva, principalmente na região próxima ao menisco, ver Figura 19.

A razão do aumento da transferência de calor com o aumento da velocidade é devido a dois fatores. Primeiro, um menor tempo de residência do aço no molde resulta em uma menor espessura da casca solidificada, que se deforma com a pressão metalostática, contribuindo para a redução do *gap* entre a parede do molde e o tarugo. Segundo, um menor tempo de residência favorece o aumento da temperatura na superfície do tarugo, que acarreta no aumento do gradiente térmico e, na força motriz para o fluxo de calor no molde e uma menor contração térmica da casca solidificada contribuindo para a redução do gap (Chow, 2002).

Figura 19 – Influência da velocidade no coeficiente de transferência de calor.

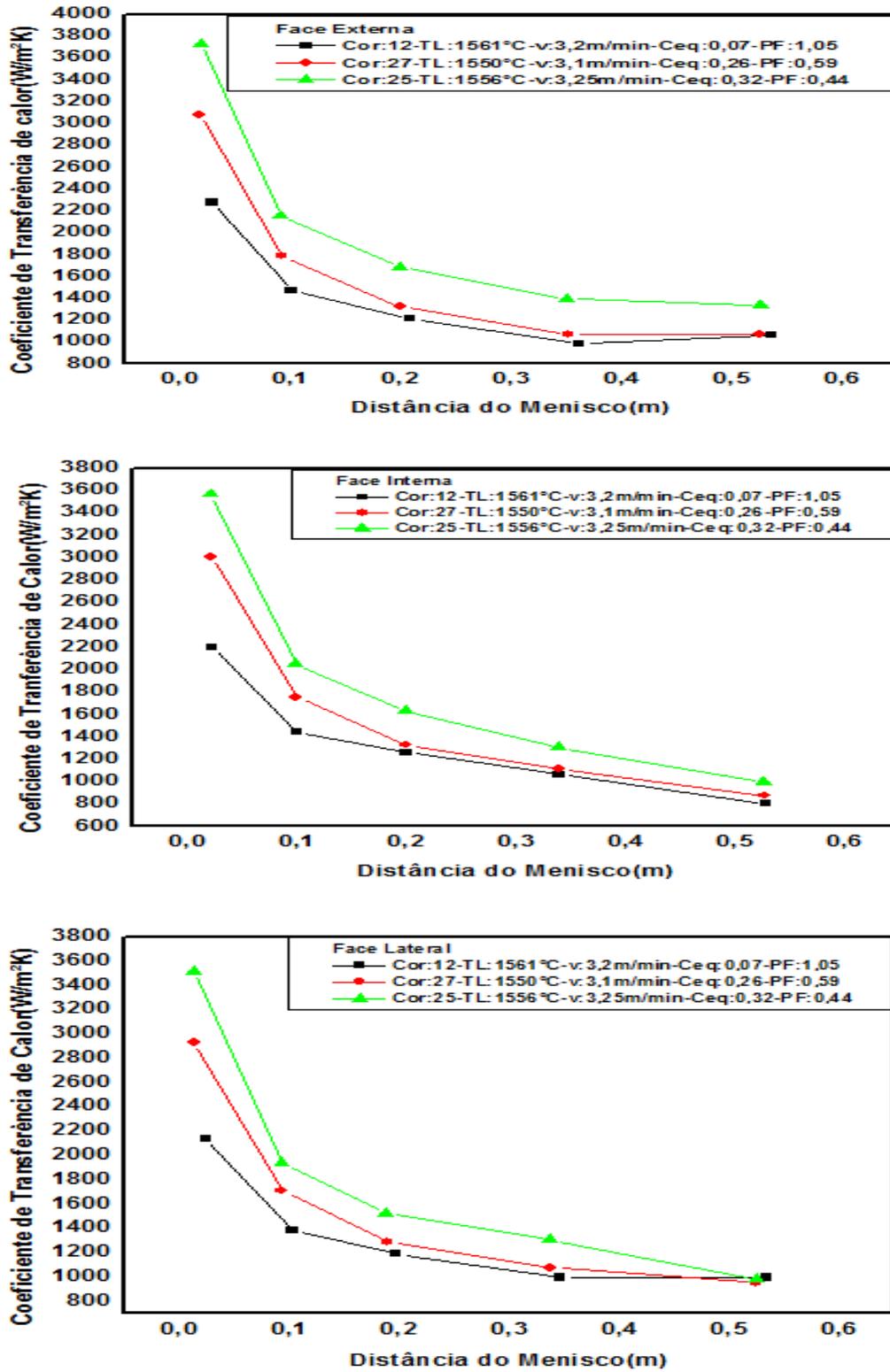


4.1.2 Composição Química

Para a análise da influência da composição química foram utilizadas 3 corridas com carbono equivalentes (Ceq) diferentes. O valor do potencial ferrítico (PF) da corrida 12 e 25 representam aços tipo A e B respectivamente como citado na literatura.

Conforme pode ser observado na Figura 20, a corrida 25 possui os coeficientes de transferência de calor mais elevados ($h_{m/m}$) em todas as faces do molde devido ao fato desta corrida se referir a um aço tipo B, conforme a definição de Wolf (1981). Isso ocorre devido à tendência de agarramento, ou seja, uma maior redução do *gap* entre metal/molde comparado com as corridas 12 e 27.

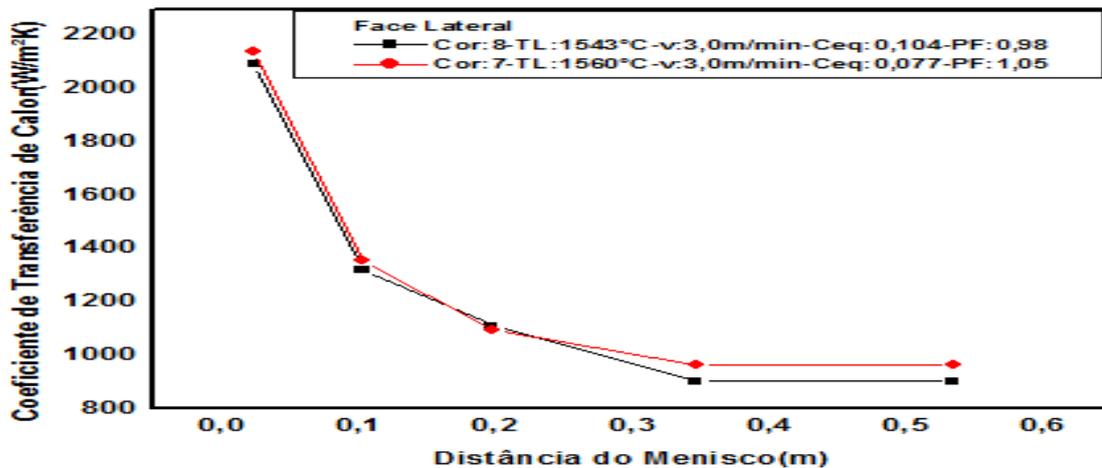
Figura 20 – Influência da composição química no coeficiente de extração de calor nas faces externa, interna e lateral.



4.1.3 Temperatura de lingotamento

Para investigar o efeito da temperatura de lingotamento no coeficiente de transferência de calor ($h_{m/m}$) foram utilizadas duas corridas de velocidade e composição química semelhantes e temperatura de lingotamento (TL). A Figura 21 mostra que não houve variação significativa dos $h_{m/m}$'s do molde para uma diferença de temperatura de 17°C.

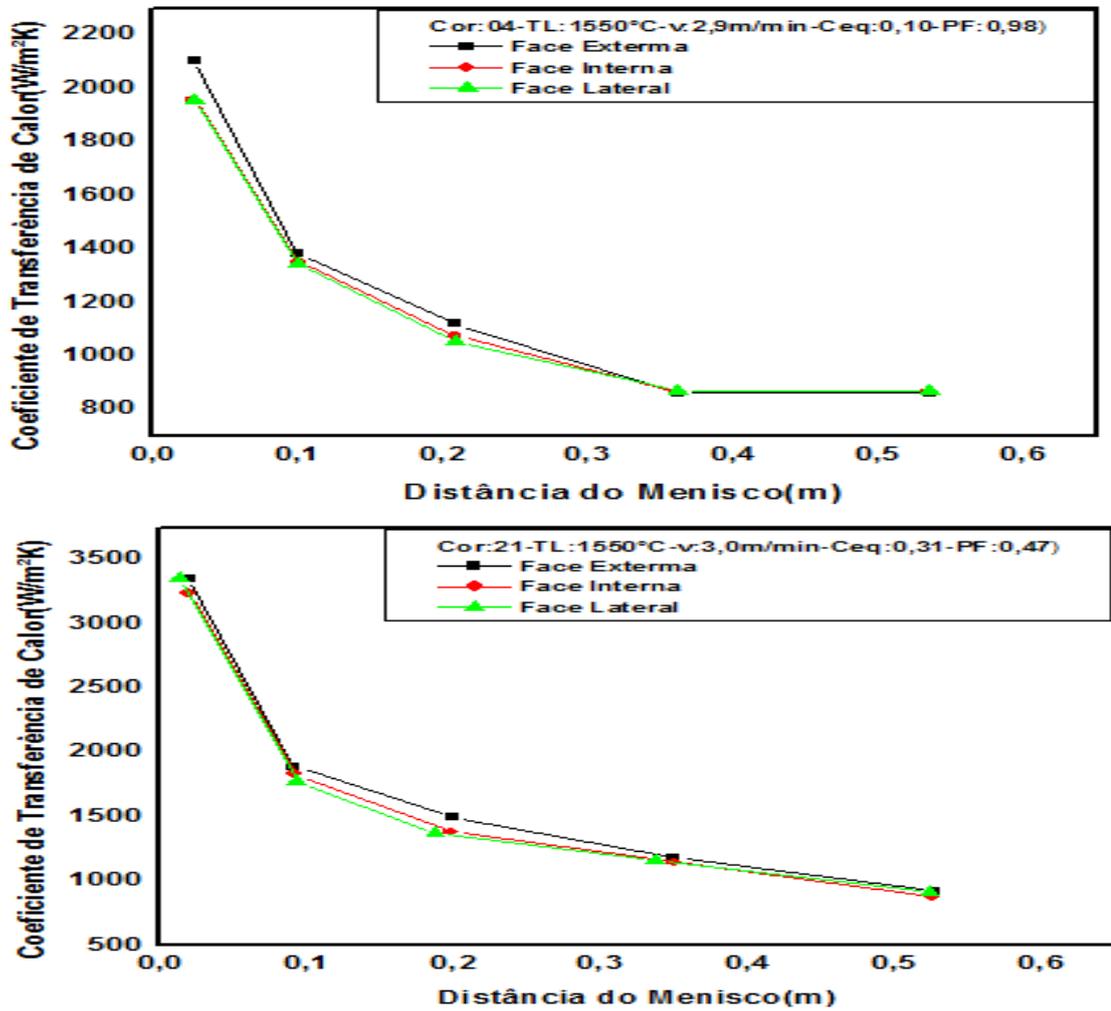
Figura 21 – Influência da temperatura de lingotamento.



4.1.4 Faces do Molde

As curvas de $h_{m/m}$'s mostradas na Figura 22 ilustram o efeito das faces do molde na transferência de calor, para isso utilizou-se as corridas 04 (aço tipo A) e 21 (aço tipo B). Verifica-se que os valores dos $h_{m/m}$'s das faces são relativamente próximos. Apesar dessa aproximação é notório que a face externa, devido à curvatura do molde, em ambos os gráficos, apresenta um maior coeficiente de extração de calor, devido ao melhor contato do tarugo com a parede do molde.

Figura 22 – Influência das faces do molde.



4.2 Determinação das equações dos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde.

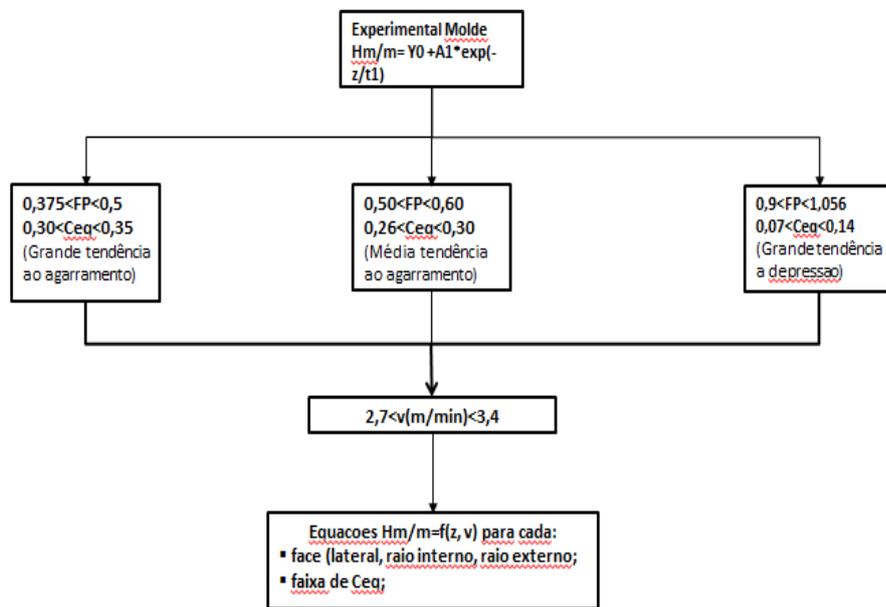
Como visto anteriormente as principais variáveis que afetam o coeficiente de transferência de calor são a velocidade de lingotamento e a composição química do aço. O perfil das curvas de $h_{g/m}$ calculadas ao longo do comprimento do molde (z) assemelham-se as curvas de $h_{m/m}$ sendo que o tipo de equação que melhor representa é a exponencial da forma:

$$h_{m/m} = Y_0 + A_1 * \exp\left(\frac{-z}{t_1}\right) \quad (12)$$

onde $h_{m/m}$ é o coeficiente de extração de calor na interface metal/molde, z é a distância do menisco, e Y_0 , A_1 e t_1 são constantes.

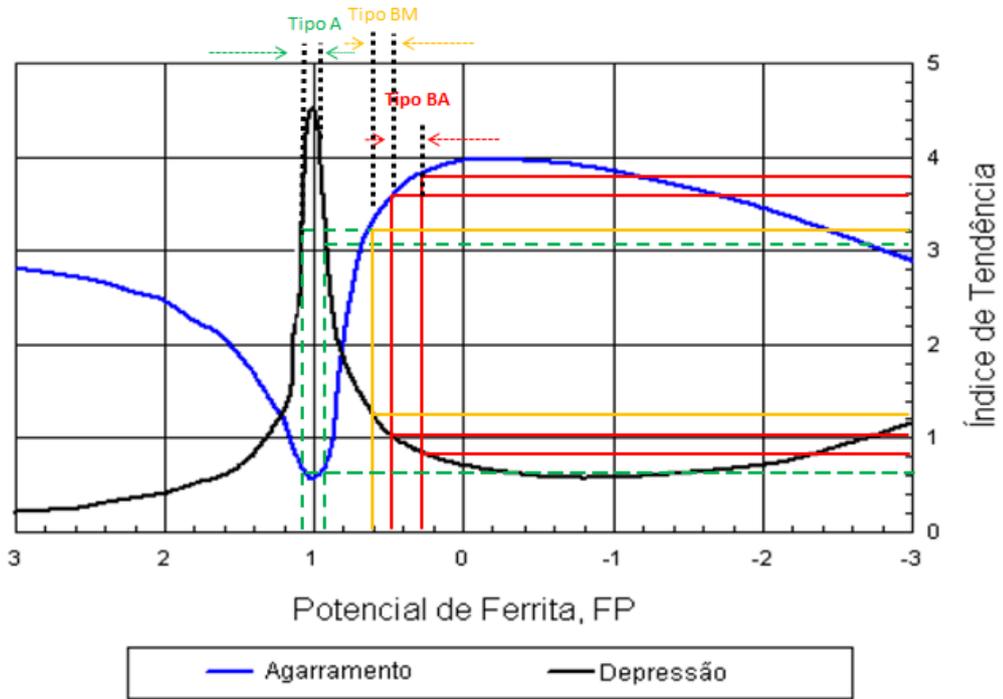
Assim foi desenvolvida uma metodologia que consiste em separar todas as corridas analisadas por faixas de potencial ferrítico, e então analisar a influência da velocidade de lingotamento no coeficiente de transferência de calor para cada faixa levando em consideração cada face do molde. Assim as corridas analisadas foram classificadas em três tipos: **A**: com grande tendência à depressão (Tipo A), **BM**: média tendência ao agarramento (Tipo BM), e **BA**: alta tendência ao agarramento (Tipo BA), ver Figura 23.

Figura 23: Metodologia adotada para a análise da influência da composição química e velocidade de lingotamento na transferência de calor no molde.



A Figura 24 mostra o gráfico de tendência a agarramento e depressão do tarugo no molde para cada faixa de potencial ferrítico estabelecido na classificação dos aços em estudo, Wolf (1981). As corridas 12, 27 e 25 exibidas na Figura 23 são classificadas de acordo com a metodologia em tipo A, tipo BM e tipo BA respectivamente.

Figura 24 – Gráfico do índice de agarramento ou depressão do tarugo no molde para cada faixa de potencial ferrítico.



Como citado anteriormente a função que mais se ajustou ao perfil da curva de transferência de calor foi uma exponencial. A Figura 25 mostra o comportamento da função para as corridas 12, 27 e 25 e a Tabela 5 mostra os respectivos valores dos coeficientes para cada função, mostrando assim de forma específica as equações de transferência de calor para cada tipo de aço conforme a metodologia adotada na Figura 23.

Figura 25 – Gráfico das equações de transferência de calor ($h_{m/m}$) para a corrida 12, 27 e 25, referente a face externa.

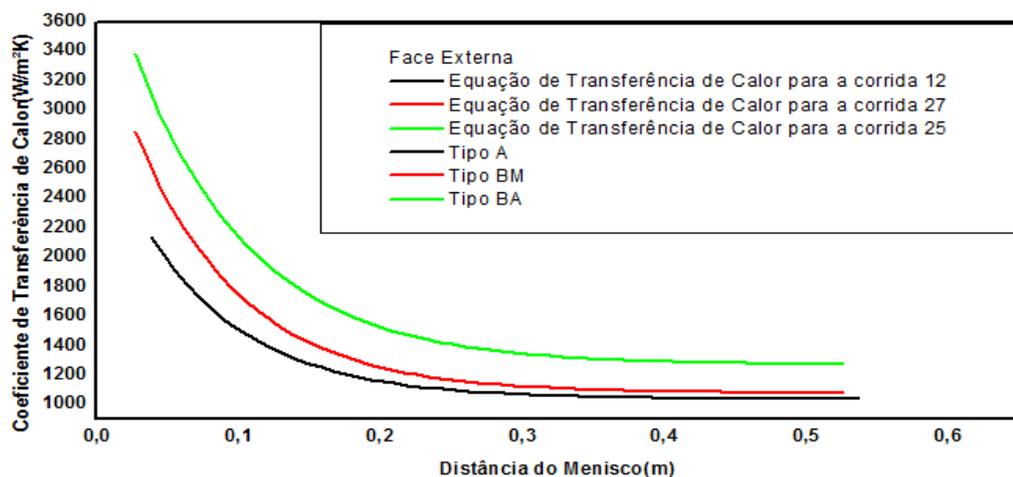


Tabela 5 – Coeficientes da equação $h_{m/m}=f(z)$ para cada corrida analisada referente à face externa.

$h_{m/m} = Y_0 + A_1 * \exp(-z/t_1)$			
Coeficientes	Corrida 12	Corrida 27	Corrida 25
Y0	1037	1078	1269,9
A1	1837	2551	2931
t1	0,0738	0,0747	0,08207

Portanto essas equações são validas apenas para a condição de velocidade estabelecida para cada corrida. Então para se chegar a uma equação que possa estimar os h's para qualquer velocidade, qualquer tipo de aço, foi necessário encontrar para cada corrida em estudo uma equação em que os valores de Y_0 , A_1 e t_1 pudessem ser estimados em função da velocidade. Com o auxilio de um software matemático, obteve-se uma aproximação linear dos coeficientes, ver equações 13,14 e 15.

$$Y_0 = L_0 + L_1 * v \quad (13)$$

$$A_1 = M_0 + M_1 * v \quad (14)$$

$$t_1 = N_0 + N_1 * v \quad (15)$$

onde $L_0, L_1, M_0, M_1, N_0, N_1$ são constantes e v : velocidade de lingotamento.

Portanto aplicando as equações 13,14 e 15 na equação 12, temos a equação geral para o cálculo do coeficiente de extração de calor na interface metal/molde ($h_{m/m}$) em função da distância do menisco e velocidade de lingotamento, ver equação 16:

$$h_{m/m} = (L_0 + L_1 * v) + \left[(M_0 + M_1 * v) * \exp\left(\frac{-z}{N_0 + N_1 * v}\right) \right] \quad (16)$$

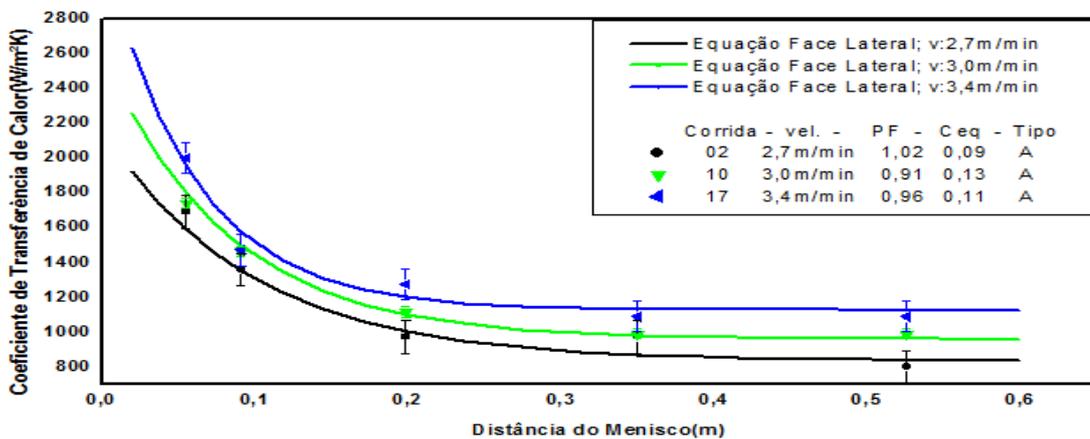
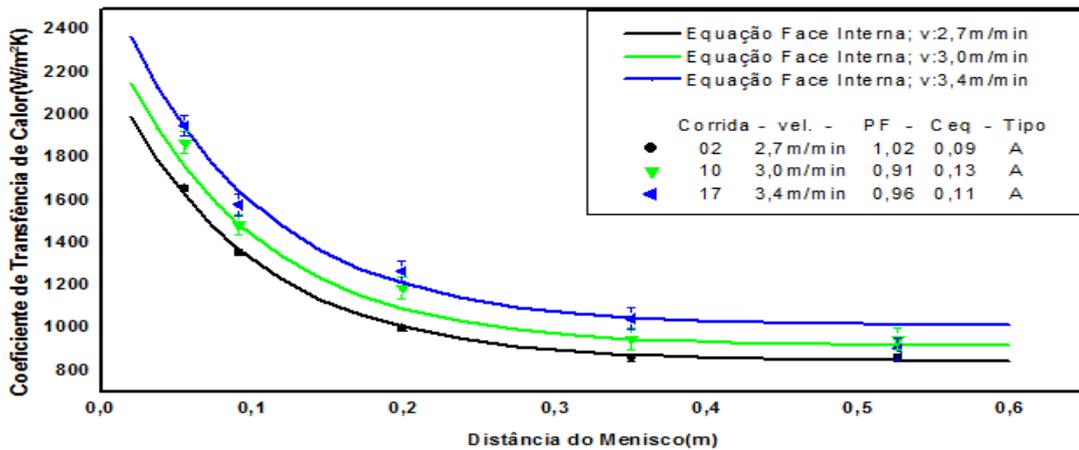
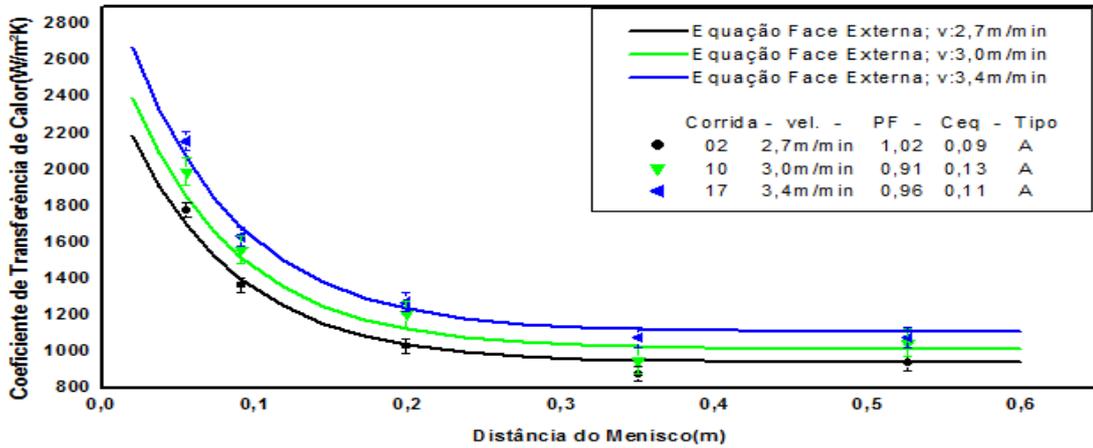
Para os aços Tipo A, a Tabela 6 mostra os valores dos coeficientes da equação $h_{m/m}$ para cada face do molde.

Tabela 6 – Coeficientes da equação $h_{m/m}=f(z,v)$ para os aços Tipo A para cada face do molde.

Aço Tipo A				
Coeficientes	Face externa	Face interna	Face lateral	
Y₀	L0	292,9	203,67	-298
	L1	240,82	237,47	419
A₁	M0	24,167	481,19	-1604
	M1	597,3	348,21	1084,7
t1	N0	0,0692	0,0814	0,2459
	N1	0,0006	0,0036	-0,0549

A Figura 26 mostra os gráficos gerados pela equação exponencial em comparação com os valores de h 's calculados pelo programa, aço Tipo A, para a face externa, interna e lateral respectivamente. Percebe-se que a face externa possui um coeficiente de extração de calor mais elevado em qualquer velocidade.

Figura 26 – Comparação das curvas dos $h_{m/m}$'s gerada pela equação exponencial com o desvio padrão dos coeficientes de transferência para três corridas em diferentes velocidades, referentes ao Aço Tipo A e faces externa, interna e lateral.



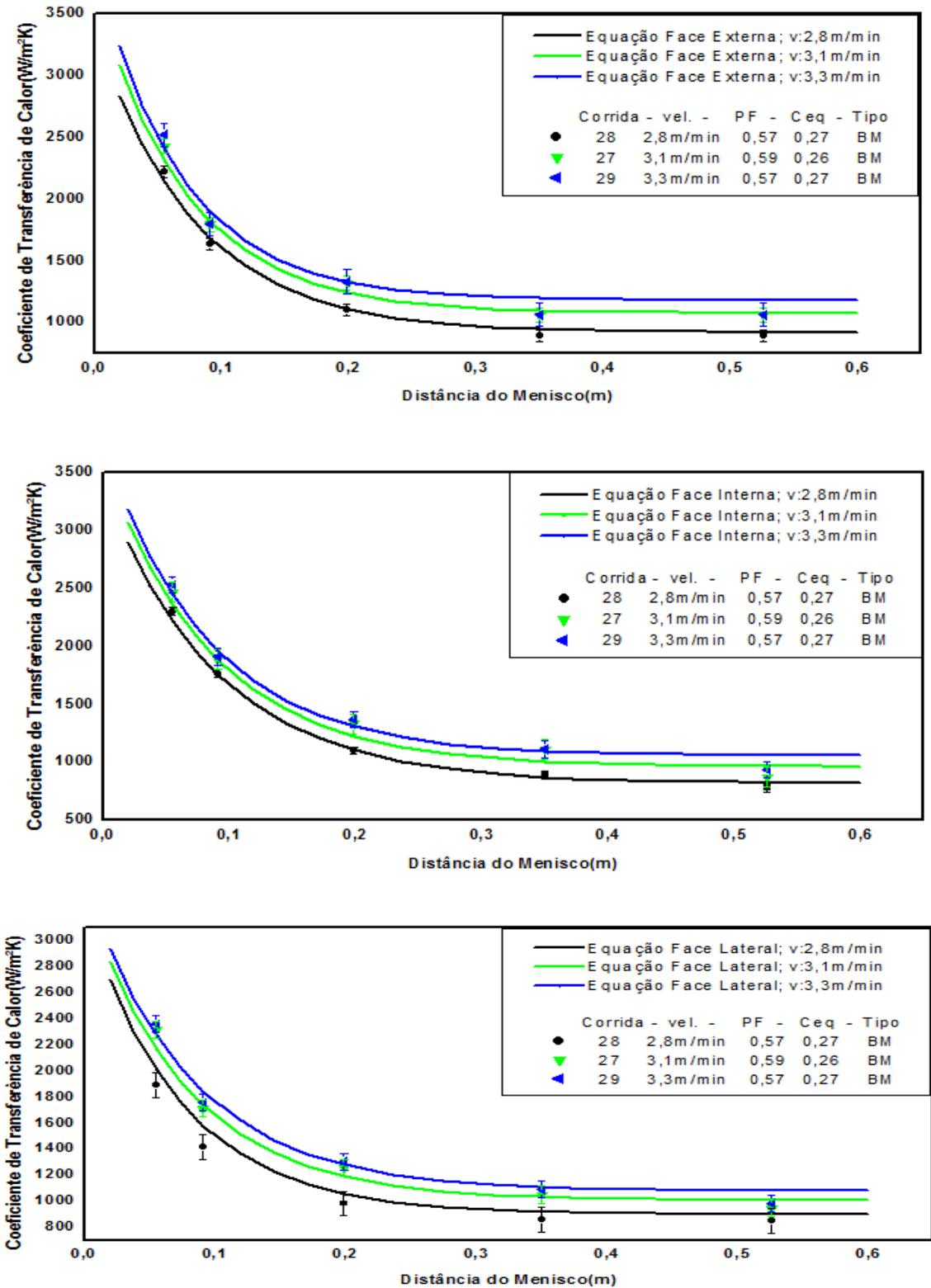
Para os aços Tipo BM a Tabela 8 mostra os valores dos coeficientes da equação $h_{m/m}$ para cada face do molde.

Tabela 7 – Coeficientes da equação $h_{m/m}=f(z,v)$ para os aços Tipo BM para cada face do molde.

Aço Tipo BM				
Coeficientes		Face externa	Face interna	Face lateral
Y0	L0	-533,72	-521,19	-92,5
	L1	519,29	477,56	355
A1	M0	867,23	1972,2	2215
	M1	566,92	213,68	41,31
t1	N0	0,1326	0,1291	0,0328
	N1	-0,0196	-0,0137	0,0146

A Figura 27 mostra os gráficos gerados pela equação exponencial $h_{m/m}$ em comparação com os valores de h 's calculados pelo programa, aço Tipo BM, para a face externa, interna e lateral respectivamente. Os valores do coeficiente próximo ao menisco tornam-se cada vez mais próximo com o aumento da velocidade.

Figura 27 – Gráficos da equação $h_{m/m}$ de transferência de calor para os aços Tipo BM, e desvio padrão dos coeficientes de transferência para três corridas em diferentes velocidades.



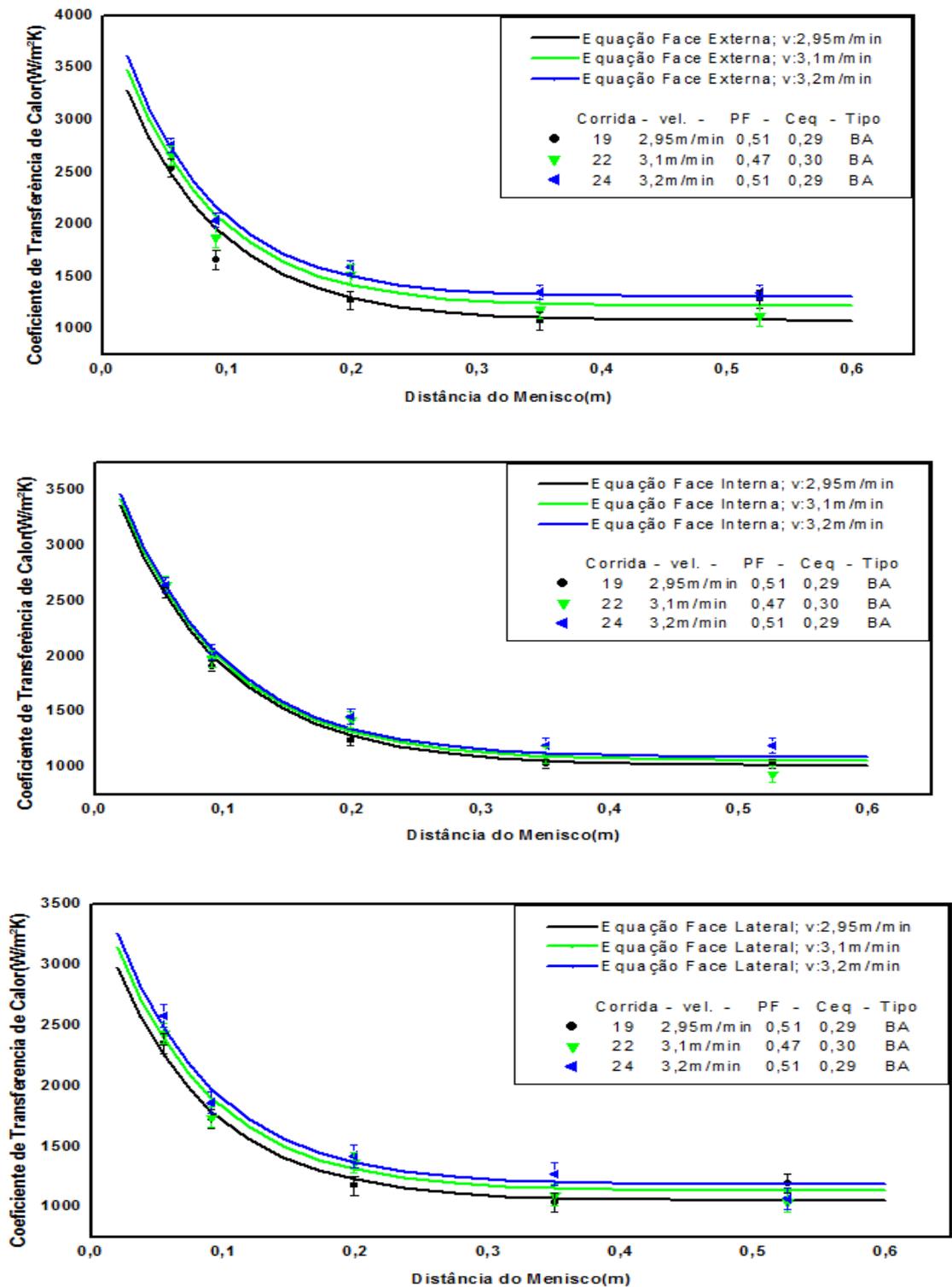
E por fim os aços Tipo BA a Tabela 8 mostra os valores dos coeficientes da equação $h_{m/m}$ para cada face do molde.

Tabela 8 – Coeficientes da equação $h_{m/m}=f(z,v)$ para os aços Tipo BA para cada face do molde.

Aço Tipo BA				
Coeficientes		Face externa	Face interna	Face lateral
Y0	L0	-1623	152	-499,6
	L1	914,94	292	526,3
A1	M0	402,3	2309	169
	M1	818,38	220	786,3
t1	N0	0,1474	0,1052	0,0763
	N1	-0,0234	-0,0074	-0,0005

Finalmente a Figura 28 mostra os gráficos gerados pela equação $h_{m/m}$ em comparação com os valores de h 's calculados pelo programa, aço Tipo BA, para a face externa, interna e lateral respectivamente. A face interna apresenta em todo o perfil do molde uma grande aproximação entre as curvas comparadas com as outras faces.

Figura 28 – Gráficos da equação $h_{m/m}$ para os aços Tipo BA, com desvio padrão dos coeficientes de transferência para três corridas em diferentes velocidades.



5.0 Conclusões

Com os resultados obtidos foi possível chegar as seguintes conclusões:

- O modelo numérico utilizado para estudar o coeficiente de extração ao longo da interface metal/molde mostrou-se bastante eficiente, permitindo determinar equações exponenciais em função da velocidade para cada face em diferentes condições de processo.
- Em todas as equações a face externa possui um coeficiente de calor mais elevado.
- De acordo com as equações, o perfil de transferência de calor ao longo do molde aumenta com o aumento da velocidade de lingotamento.

6.0 Referências

Barcellos, V. K., “Análise da transferência de calor durante a solidificação de aços em moldes no lingotamento contínuo”, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, (2007).

Cheung, N., “Interação entre uma base de conhecimento e um modelo matemático de solidificação na análise da qualidade no lingotamento contínuo de aços”. Dissertação de Mestrado, Universidade Estadual de Campinas, (1999).

Chow, C. e Samarasekera, I.V., “High speed continuous casting of steel billets Part 1: General overview”, *Ironmaking and Steelmaking*. v. 29, n. 1, pp. 53-60, (2002).

Irving, W.R., “On line quality control for continuously cast semis”, *Ironmaking and Steelmaking*. v 17, n.3, pp. 197-20, (1990).

Lait, J. E. e Brimacombe, J. K., “Solidification during continuous casting of steel”, Apresentado no: Continuous casting – heat flow. solidification and crack formation”, *Iron and Steel Society of AIME*, (1984).

Pinheiro, C.A., Samarasekera, I.V., Brimacombe, J.K. e Walker, B.N., “Mould heat transfer and continuously cast billet quality with mould flux lubrication Part 1: mould heat transfer”. *Ironmaking Steelmaking*. v. 27, n. 1, pp. 37-53, (2000).

Samarasekera, I.V., Anderson D.L. e Brimacombe, J.K., “The thermal distortion of continuous-casting billet molds”. *Metallurgical Transactions*, v.13B, pp. 489-505, (1982).

Samarasekera, I. V. e Brimacombe, J. K. “The Continuous casting mould”, *International Metals Review*, n 6, pp. 286-300, (1978).

Sigh, 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*, Vol. 26, pp. 17-27, (1974).

Suzuki, M., Yu, C. H., Sato, H., Tsui, Y., Shibata, H., Emi, T. “Origin of heat transfer anomaly and solidifying shell deformation of peritectic steel in continuous casting”, *The Iron and Steel Institute of Japan*, pp. 171-174, (1996).

Thomas, B.G., Continuous casting, *The encyclopedia of materials: science and technology*. Elsevier science ltd., oxford, UK, v.2, pp. 1595-1599, (2001).

Wolf. M. M. “Inicial solidification and strand surface quality of peritectic steel. Continuous Casting”, *Iron & Steel Society*, (1997).

Wolf. M. M., Kurz, W. “The effect of carbon content on solidification of steel in the continuous casting mold”, *Metallurgical Transactions*, pp. 85-93, (1981).

<http://www.italterm.com/img/2.jpg> acessado em 09 de Agosto de 2012