



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

TARQUÍNIO PLYNIO DURÃES DOS ANJOS

**METODOLOGIA NUMÉRICO-EXPERIMENTAL PARA DETERMINAÇÃO DA
QUALIDADE DE AÇOS OBTIDOS POR LINGOTAMENTO CONTÍNUO**

FORTALEZA

2013

TARQUÍNIO PLYNIO DURÃES DOS ANJOS

METODOLOGIA NUMÉRICO-EXPERIMENTAL PARA DETERMINAÇÃO DA
QUALIDADE DE AÇOS OBTIDOS POR LINGOTAMENTO CONTÍNUO

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência dos Materiais do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará como requisito parcial para obtenção do Título de mestre em Engenharia e Ciência dos Materiais. Área de Concentração: Processos de Transformação e Degradação dos Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Francisco Marcondes

FORTALEZA

2013

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
Universidade Federal do Ceará
Biblioteca Universitária
Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

D951m Durães Dos Anjos, Tarquínio Plynio.
Metodologia numérico-experimental para determinação da qualidade de aços obtidos por lingotamento contínuo / Tarquínio Plynio Durães Dos Anjos. – 2013.
89 f. : il. color.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência de Materiais, Fortaleza, 2013.
Orientação: Prof. Dr. Francisco Marcondes.

1. Degradação dos materiais. 2. Qualidade do aço. 3. Transformação dos materiais. 4. Modelamento. 5. Solidificação. I. Título.

CDD 620.11

TARQUÍNIO PLYNIO DURÃES DOS ANJOS

**Metodologia numérico-experimental para determinação da qualidade de aços
obtidos por lingotamento contínuo**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência de Materiais do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Ceará, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do título de Mestra em Engenharia e Ciência de Materiais.

Área de concentração: Processos de Transformação e Degradação de Materiais

Aprovado em: 19/11/ 2013.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Francisco Marcondes (Orientador)
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. Dr. Hélio Cordeiro de Miranda
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. Dr. Clovis Raimundo Maliska
Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC)

AGRADECIMENTOS

Expresso meus sinceros agradecimentos a todas as pessoas e instituições que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho. Em especial:

à Deus pelo sustento emocional, espiritual e material durante esta jornada;

ao Programa de Pós Graduação em Engenharia e Ciência dos Materiais e a todos os professores pela oportunidade e ensino;

ao Professor Francisco Marcondes e pela orientação e motivação;

ao sempre Professor Alex Maia do Nascimento pela visão do trabalho e confiança;

ao Eng. Metalurgista Rômulo Souza pelo esforço e perseverança na realização dos experimentos;

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

à minha família pelo apoio e incentivo;

à minha esposa Raquel Damaris pelo apoio, incentivo, amor e paciência.

LISTA DE FIGURAS	IV
LISTA DE TABELAS	VII
RESUMO	VIII
1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Descrição dos Processos de Lingotamento Contínuo	1
a) Sistema de troca de Painéis.....	4
b) Distribuidor	4
c) Molde.....	5
d) Resfriamento secundário (região dos chuveiros)	6
1.2 Transferência de calor no processo de lingotamento contínuo	7
1.2.1 Molde.....	7
1.2.2 Região dos Chuveiros	10
1.2.3 Região de Radiação /Convecção Natural.	12
2 INFLUÊNCIA DAS VARIÁVEIS DE PRODUÇÃO NA TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO LC E CRITÉRIOS DE QUALIDADE A SEREM ATENDIDOS.....	15
2.1 Velocidade de Lingotamento	15
2.2 Composição Química.....	16
2.3 Tipo de lubrificante.....	20
2.4 Zonas de baixa Ductilidade em aços.....	20
2.5 Critérios para Prevenção de Defeitos no Lingotamento Contínuo	22
3 MODELAGEM MATEMÁTICA DO PROCESSO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO.	26
3.1 Cálculo da Fração Sólida	28
3.2 Avaliação das Propriedades Termofísicas	29
3.3 Condições de Contorno.....	30
4 PROCEDIMENTO PARA DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE GLOBAL DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO MOLDE (h_g).....	44
4.1 Determinação do Coeficiente de Extração de Calor na Interface Metal/Molde	44
4.1.1 Rotina de cálculo dos h 's.....	44
4.2 Cálculo do coeficiente convectivo da água de refrigeração do molde.....	47
5 OBTENÇÃO DAS TEMPERATURAS EXPERIMENTAIS	49
5.1 Obtenção das Temperaturas Experimentais no Molde	50
5.2 Obtenção do coeficiente de transferência de calor na Região de Sprays e Radiação/convecção natural	52
6 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	56
6.1 Temperaturas Experimentais do Molde	56
6.2 Influência dos Parâmetros Operacionais no Fluxo de Calor no Molde	57
6.2.1 Composição química	57
6.2.2 Faces do Molde.....	59
6.2.3 Velocidade de Lingotamento.....	60
6.2.4 Temperatura de Lingotamento.....	62
6.3 Determinação das Equações do Coeficiente Global de Transferência de calor no Molde (h_g).....	63

6.4	Perfis de Temperatura Superficial e Espessura de Camada Solidificada Simulados.	65
6.5	Alternativas para minimização de defeitos no Processo.....	70
7	CONCLUSÕES.....	75
8	SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS.....	76
9	BIBLIOGRAFIA.....	77

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1. Tipos de Instalações de Lingotamento Contínuo. (Cheung, 1999).....	2
Figura 1.2. Principais componentes de uma máquina de lingotamento contínuo de aços. (Santos, 2001).....	3
Figura 1.3. Gráfico comparativo entre a velocidade de oscilação e a velocidade de produção. (Irving, 1993).....	6
Figura 1.4. Sistema Metal-Molde (Cheung, 1999).....	8
Figura 1.5. Mecanismos de transferência de calor e seus perfis de temperaturas no sistema metal/molde. (Garcia, 2001).....	9
Figura 1.6. Resistência à Transferência de Calor no Molde.....	9
Figura 2.2. Região de solidificação dos aços no diagrama Fe-C.....	16
Figura 2.3. Esquema de solidificação para um aço peritético com 0,15% de carbono. (ABM, 2006).....	18
Figura 2.4. Ilustração da estrutura cristalina da austenita na pele de aço solidificada. (a) aço baixo e alto carbono (b) aço médio carbono (peritético). (Mintz, 1991).....	18
Figura 2.5. Diagrama de distribuição do Potencial Ferrítico.....	20
Figura 2.6. Intervalos de temperatura de baixa ductilidade e seus fenômenos característicos.	21
Figura 2.7. Esquema mostrando o fechamento do poço líquido antes da região de endireitamento do lingote.	23
Figura 2.8. Trincas internas na região central de tarugos.....	23
Figura 2.9. Trinca transversal na face superior de em um tarugo de seção 130X130 mm ²⁴	
Figura 2.10. Macrografia de um tarugo de 150X 150 mm mostrando a presença de trincas intermediárias (“ <i>mid-ways cracks</i> ”)	25
Figura 3.1. Região da seção transversal do tarugo utilizada para acoplamento da malha.....	27
Figura 3.2. Malha superposta ao Lingote mostrando as condições de contorno.....	31
Figura 3.3. Nove regiões da malha numérica empregada.....	31
Figura 3.4: Volume elementar e seus vizinhos. Situação bidimensional (Maliska, 2004).....	32
Figura 3.5. Representação do elemento de volume situado na região 1.....	35
Figura 3.6. Representação dos elementos de volume situados na região 2.	36
Figura 3.7. Representação dos elementos de volume situados na região 3.	37
Figura 3.8. Representação dos elementos de volume situados na região 4.	38
Figura 3.9. Representação dos elementos de volume situados na região 6.	39

Figura 3.10. Representação dos elementos de volume situados na região 7.	40
Figura 3.11. Representação dos elementos de volume situados na região 8.	41
Figura 3.12. Representação dos elementos de volume situados na região 9.	42
Figura 4.1. Esquema mostrando malha numérica unidimensional utilizada para cálculo do $h_{m/m}$ e h_g	45
Figura 4.2. Fluxograma do algoritmo utilizado no cálculo dos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde ($h_{m/m}$).	46
Figura 4.3. Esquema mostrando o cálculo do diâmetro hidráulico. (Monrad et al, 2003)	48
Figura 5.1. Desenho esquemático da distribuição dos termopares na Face Lateral.	51
Figura 5.2. Montagem do aparato para a aquisição das temperaturas de trabalho do molde.	52
Figura 5.3. Pontos de Medição de Temperatura Superficial do Lingote.	53
Figura 6.1. Efeito da composição química sobre o coeficiente de Transferência de Calor $h_{m/m}$ para a face lateral do molde.	58
Figura 6.2. Efeito da composição química sobre o coeficiente de Transferência de Calor $h_{m/m}$ para o raio interno do molde.	58
Figura 6.3. Efeito da composição química sobre o coeficiente de Transferência de Calor $h_{m/m}$ para o raio externo do molde.	59
Figura 6.4. Efeito da face do molde sobre o coeficiente de Transferência de Calor $h_{m/m}$ para um aço “tipo B”.	60
Figura 6.5. Efeito das faces do molde sobre o coeficiente de Transferência de Calor $h_{m/m}$ para um aço “tipo A”.	60
Figura 6.6. Influência da velocidade de lingotamento no $h_{m/m}$ para aços tipo A no raio externo.	61
Figura 6.7. Influência da velocidade de lingotamento no $h_{m/m}$ para aços tipo A no raio interno.	61
Figura 6.8. Influência da velocidade de lingotamento no $h_{m/m}$ para aços tipo B no raio interno.	62
Figura 6.9. Influência da temperatura de lingotamento no $h_{m/m}$ para o raio externo.	62
Figura 6.10. Influência da temperatura de lingotamento no $h_{m/m}$ para a face lateral.	63
Figura 6.11. Metodologia para obtenção das equações de h_g	64
Figura 6.12. Curvas das equações de h_g e valores de h_g calculados através dos $h_{m/m}$'s, obtidos experimentalmente ao longo do molde, para o raio interno.	64

Figura 6.13. Curvas das equações de h_g e valores de h_g calculados através dos $h_{m/m}$'s, obtidos experimentalmente ao longo do molde, para a face lateral.	65
Figura 6.14. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1013D sendo lingotado com velocidade de 2,70 m/min.	66
Figura 6.15. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1013D sendo lingotado com velocidade de 3,40 m/min.	67
Figura 6.16. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1034D sendo lingotado com velocidade de 3,00 m/min.	68
Figura 6.17. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1034D sendo lingotado com velocidade de 3,25 m/min.	68
Figura 6.18. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1028D, sendo lingotado com velocidade de 2,80 m/min.	69
Figura 6.19. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1028D sendo lingotado com velocidade de 3,20 m/min.	69
Figura 6.20. Comparação da temperatura superficial prevista para o sistema de resfriamento secundário original e modificado. (Chaudhuri, 2010).....	71
Figura 6.21. Alterações propostas no resfriamento secundário para um aço 1034D.	72
Figura 6.22. Alterações propostas no resfriamento secundário para um aço 1028D.	73
Figura 6.23. Alterações propostas no resfriamento secundário para um aço 1013D.	74

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1. Formulações empíricas para correlacionar coeficientes de transferência de calor com medidas de vazão de água na região de sprays.....	11
Tabela 2.1. Espessura mínima da casca sólida na saída do molde para cada tipo de lingote (Brimacombe, 1984).....	22
Tabela 3.1. Propriedades Termofísicas utilizadas por tipo de aço	30
Tabela 4.1. Características da água a 35°C	47
Tabela 5.1. Composição química e parâmetros operacionais dos aços utilizados.	49
Tabela 5.2. Características Termofísicas do Molde (KME).....	50
Tabela 5.3. Temperaturas Superficiais do lingote médias e respectivos parâmetros operacionais da MLC.....	54
Tabela 5.4. Vazões utilizadas e coeficientes de transferência de calor obtidos nas regiões de sprays e radiação/convecção natural.....	55
Tabela 6.1. Temperaturas médias obtidas no molde e seus principais parâmetros operacionais.	56

RESUMO

O processo de lingotamento contínuo, amplamente utilizado na produção de aço, caracteriza-se pela solidificação do aço líquido em formas que serão utilizadas posteriormente em processos subsequentes de conformação mecânica. Portanto, as condições nas quais acontece a transferência de calor, nas várias etapas de resfriamento, influenciam grandemente à qualidade do produto lingotado e a produtividade do processo.

O presente trabalho tem como objetivo principal, o desenvolvimento de um modelo matemático capaz de simular o processo de solidificação de aços no lingotamento contínuo de tarugos. Foram realizadas medidas de temperatura nas paredes externas do molde de seção 100 x 100 mm da máquina de lingotamento contínuo através da inserção de termopares. A partir das temperaturas medidas, foi realizado um procedimento numérico para o cálculo dos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde. Com este estudo, foi possível verificar a influência dos principais parâmetros de processo no comportamento dos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde. Através dos coeficientes determinados, foi possível obter equações para determinar o coeficiente global de extração de calor em função de variáveis de processo como a composição química, velocidade de lingotamento e faces do molde.

Medições de temperatura superficial do lingote também foram realizadas através de um pirômetro óptico, ao longo das regiões de resfriamento secundário e radiação/convecção natural da máquina de lingotamento contínuo, sendo possível assim obter os coeficientes de transferência de calor destas regiões. De posse dos coeficientes de transferência de calor encontrados no molde, regiões de resfriamento secundário e radiação/convecção natural, foi possível simular de maneira eficaz o processo de solidificação ao longo da máquina de lingotamento, analisando perfis térmicos e espessuras de camada solidificada. Com base nos perfis simulados e de acordo com critérios metalúrgicos definidos para a garantia da qualidade do lingote, foram identificadas condições de operação propensas à geração de defeitos no tarugo e problemas operacionais no processo. Assim, oportunidades de melhoria dos parâmetros operacionais e estruturais da máquina de Lingotamento Contínuo foram sugeridas.

Palavras-chave: Lingotamento Contínuo; Aço; Simulação Numérica; Solidificação; Transferência de Calor.

ABSTRACT

The continuous casting process has been widely used in steel production. It is characterized by the solidification of liquid steel in several forms that will be used later for mechanical forming processes. Therefore, the conditions under which the heat transfer takes place in several stages of this cooling process will have a large effect on the product quality and the process productivity.

The main goal of this work is the development of a mathematical model capable of describing the solidification behavior during the several stages of the continuous casting process. Thermocouples are inserted into the outer walls of a mold of 100x100 mm square section in order to evaluate the temperature of the walls' mold. Hence, a numerical procedure is developed to evaluate the heat transfer coefficients at the metal/mold interface. Therefore, it will be possible to verify the influence of several parameters of continuous casting process on the behavior of the heat transfer coefficient at the metal/mold interface. Based on this study, equations to determine the overall heat transfer coefficient at the metal/mold interfaces as a function of process variables, such as steel chemical composition and casting speed, are suggested.

Measurements of the lingot surface temperature are also obtained using an optical pyrometer along with the secondary and the radiation/natural convection cooling zones. Therefore, it was possible to obtain the heat transfer coefficients in all the three zones. Using the obtained coefficients, it was possible to simulate the solidification process in continuous casting machine thorough the analysis of the temperature profile and solidified shell thickness for the investigated machine. Based on the results and standard quality criteria from the literature, it was possible to identify operational conditions capable of generating possible cracks and operational problems to the continuous casting process. Therefore, based on the simulated results, operational and structural parameters to improve the Continuous Casting process are suggested.

Keywords: Continuous Casting; Steel; Numerical Simulation; Solidification; Heat Transfer.

1 INTRODUÇÃO

Atualmente, o lingotamento contínuo (LC) é o processo mais utilizado na produção de aços pela indústria siderúrgica mundial. O processo de solidificação no lingotamento contínuo tem sido estudado com o objetivo de aumentar a velocidade de processo sem detrimento da qualidade do produto, ou seja, a busca pela redução de defeitos.

O principal fenômeno envolvido no processo é a transferência de calor que ocorre nas regiões de extração de calor. A previsão ou determinação do comportamento térmico do lingote ao longo do processo se torna extremamente importante na busca do aumento de produtividade, redução de custos e, no desenvolvimento de lingotes cada vez mais adequados aos processos subsequentes de conformação mecânica.

1.1 Descrição dos Processos de Lingotamento Contínuo

O processo de LC de aços engloba várias etapas, desde o fornecimento de metal líquido com composição e temperatura definidas proveniente do refino secundário, até a completa solidificação do metal em uma seção definida e corte da peça solidificada para posterior processamento.

As principais vantagens do LC de ligas ferrosas e não ferrosas reside no aumento substancial de produção, obtenção de um produto mais uniforme, além de uma economia energética expressiva, Santos (2001).

A Fig. 1.1 apresenta as diversas instalações de LC.

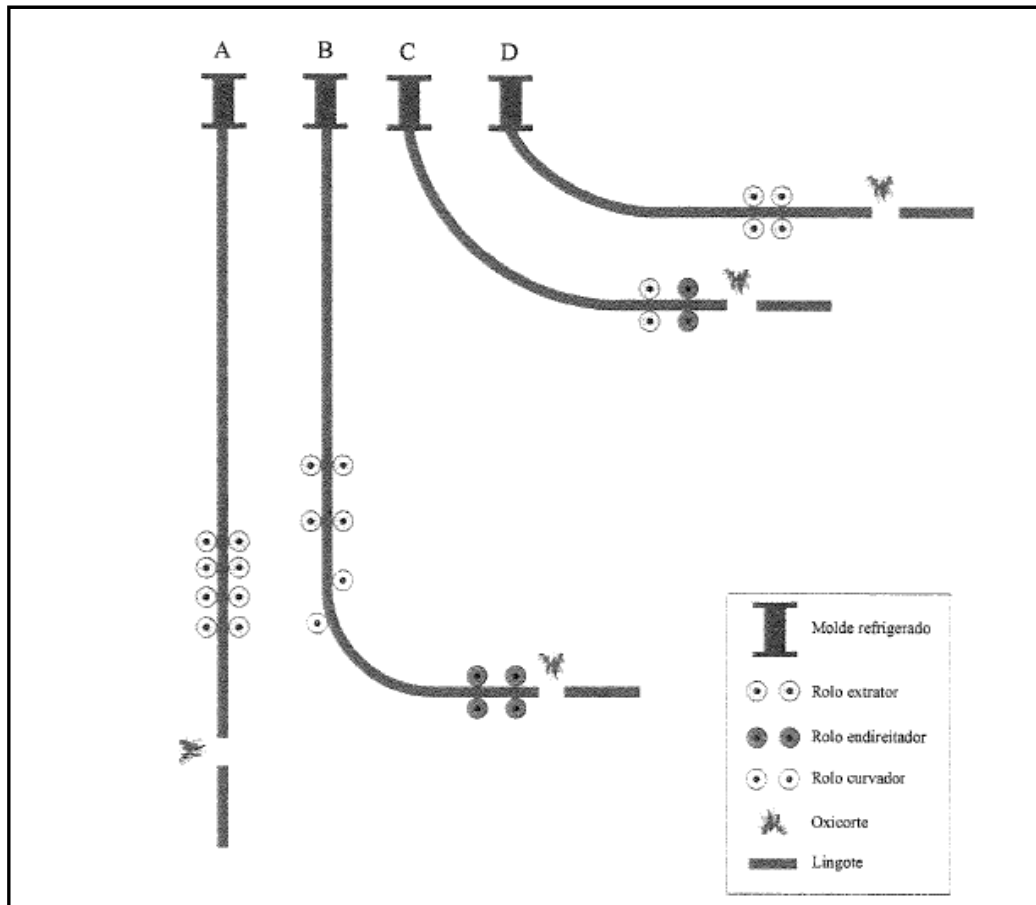


Figura 1.1. Tipos de Instalações de Lingotamento Contínuo. (Cheung, 1999)

Nas instalações verticais (A e B) o molde é reto, podendo o lingote ser cortado na posição vertical (A) ou curvado e endireitado antes de ser cortado (B). Na instalação à arco C, o molde é curvo com raio constante, apresentando o lingote curvatura constante entre o molde e os rolos extratores. A retificação e o corte são realizados após a passagem pelos rolos na horizontal. Nas instalações à arco D, o molde é curvo, no entanto, o lingote apresenta curvatura inicial constante, e depois decrescente, sendo este retificado progressivamente, antes da passagem pelos rolos extratores.

As desvantagens dos equipamentos de LC verticais são os elevados custos para abrigar o equipamento (pé direito da ordem de 35 m de altura) e os mecanismos de transporte da barra para a posição horizontal, após o corte.

É comum se dividir os produtos do LC em tarugos, blocos e placas. Os tarugos (“*billets*”) apresentam seção transversal quadrada com no máximo 150 mm ou, com seção transversal circular de no máximo 150 mm de diâmetro. Os blocos (“*blooms*”) apresentam seção transversal quadrada ou retangular com lado maior que 150 mm até o máximo de 800 mm,

respeitando a razão entre os lados menor ou igual a dois. As placas (“*slabs*”) apresentam razão entre os lados sempre maior que dois, Santos (2001).

A Fig.1.2 apresenta os principais componentes de uma máquina de lingotamento contínuo de aços (MLC).

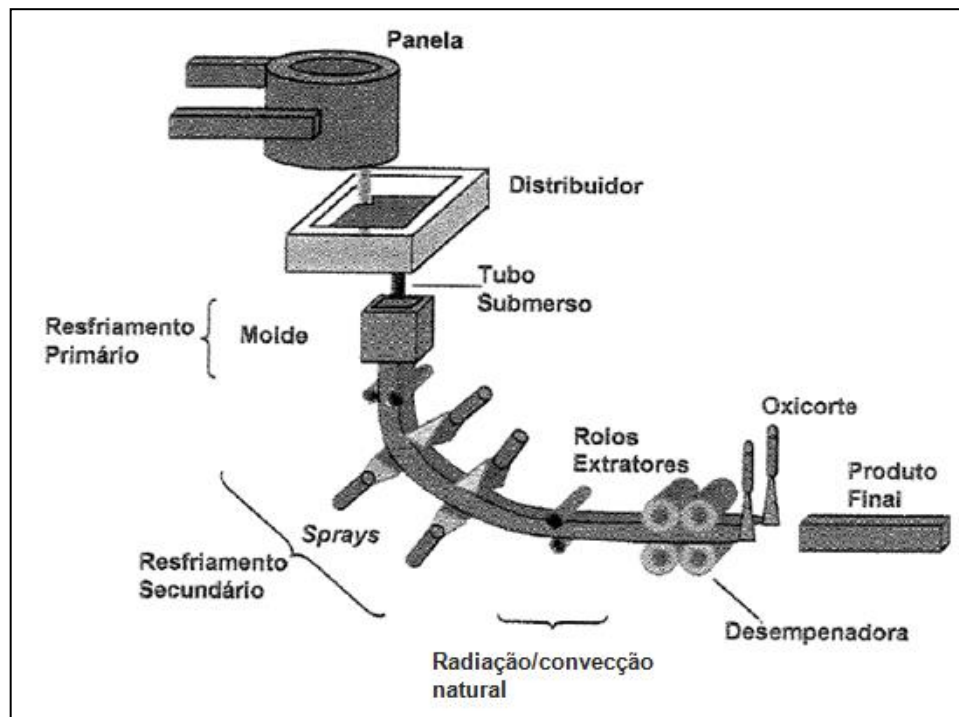


Figura 1.2. Principais componentes de uma máquina de lingotamento contínuo de aços.
(Santos, 2001)

A panela proveniente do refino secundário, etapa onde a composição química e temperatura do aço líquido são ajustadas, alimenta o aço no distribuidor através de sistemas de controle de fluxo como válvulas gavetas e válvulas longas. O distribuidor através dos seus veios alimenta o molde refrigerado à água onde é extraído calor do metal líquido formando uma casca solidificada que crescerá continuamente ao longo das zonas de sprays abaixo do molde refrigerado e região de radiação/convecção natural até completar a solidificação do metal. Depois de solidificado, o metal é endireitado e cortado na forma e comprimento desejado. Cada etapa do processo de lingotamento contínuo será explanada a seguir.

a) Sistema de troca de Painelas.

O processo de produção de aço é realizado através de corridas, ou seja, por bateladas. Para manter o lingotamento de aço contínuo, é necessária uma operação de trocas de painelas ou sequenciamento de painelas. Os equipamentos para tal fim podem ser carros porta- painelas ou torre de painelas. A painela lingotada é substituída por outra com aço líquido, para manutenção da alimentação de aço líquido no distribuidor.

b) Distribuidor

De acordo com Neto (1997), vários autores afirmam que o distribuidor passou da função básica de reservatório de aço no lingotamento contínuo para ser considerado um reator metalúrgico, capaz de funções como a remoção de inclusões do aço, desoxidação do aço, preparação de ligas e manutenção de homogeneidades térmica e química entre veios.

Para o atendimento dos objetivos acima mencionados é necessário otimizar o projeto do distribuidor com o intuito de: confinar a região turbulenta causada pelo jato de entrada do aço; eliminação de zonas mortas; eliminação de circuitos diretos; maximização do tempo de residência do aço no distribuidor; eliminação da ocorrência de vórtices; eliminação da turbulência junto à superfície do metal e manutenção da homogeneidade térmica. As diversas funções do distribuidor são em geral atendidas através de: geometria adequada do distribuidor; posicionamento de diques e barragens; emprego de filtros e escolha apropriada de pós de cobertura.

Para determinar a melhor configuração de projeto de distribuidor são utilizados frequentemente modelos matemáticos e físicos para simular o fluxo do metal líquido no distribuidor. Os modelos matemáticos são baseados nas equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia, que podem prever e analisar a dinâmica tanto do preenchimento do distribuidor pelo aço líquido, como seu escoamento pelas saídas de tubos de imersão. Os modelos físicos são projetados de modo que similaridades entre o modelo e o sistema sejam mantidas, obtendo assim, informações importantes que possam ser transportadas para escala industrial. Modelos físicos são construídos em acrílico e utilizam água como fluido de trabalho. Corantes e resinas são utilizados para visualização do fluxo, sendo os critérios de similaridade governantes dados através dos números adimensionais de Reynolds (Re) e de Froude (Fr). De acordo com Neto (1997), modelos físicos são indicados para estudo de padrões de fluxo e distribuição do tempo de residência. Os projetos de

distribuidores apresentam desenhos variados desde um simples cocho retangular até o formato circular.

c) Molde

A solidificação do metal líquido no LC para obtenção de seus produtos (placas, blocos, tarugos, tiras) é feita durante várias etapas de resfriamento. A primeira etapa de resfriamento no LC ocorre no molde. O molde em essência é um tubo de cobre posicionado no interior de uma jaqueta de aço com água passando pela fenda formada entre eles. A lubrificação entre a parede interna e o metal é feita através de pó fluxante, óleo vegetal ou mineral. O molde tem como função principal o resfriamento primário, propiciando a formação da pele sólida de aço de forma que, ao sair do molde, esta pele solidificada seja suficientemente espessa para resistir à pressão ferrostática do aço líquido em seu núcleo e, as tensões de extração do tarugo na saída do molde. Existem dois tipos de moldes: moldes tubulares e sistema chapa-molde. Os moldes tubulares são circundados por uma camisa d'água, sendo frequentemente utilizados para seções menores, como por exemplo, tarugos. O sistema chapa-molde é formado por placas com canais internos usinados que compõem o sistema de refrigeração. A vantagem deste sistema consiste na possibilidade de ajuste da seção da placa. O material construtivo do molde deve possuir alta condutibilidade térmica para rapidamente transferir o calor do metal para a água de refrigeração, além de boa resistência mecânica às elevadas temperaturas. Materiais típicos são ligas de Cu com Prata, Cromo, Zircônio, Titânio e Fósforo. Geralmente, os moldes possuem revestimento na parte interna de Níquel e Cromo para evitar desgaste por atrito e adesão da camada solidificada de metal ao molde.

Os primeiros moldes desenvolvidos para o lingotamento contínuo não eram capazes de evitar a adesão da casca solidificada formada inicialmente no molde. Este fenômeno ocasionava perfurações e interrupções no processo de lingotamento, prejudicando a produtividade e qualidade do lingote. A alternativa para esta dificuldade foi o desenvolvimento da oscilação dos moldes de lingotamento contínuo. A oscilação do molde tem como função evitar o colamento da casca sólida no molde e posterior fenômeno de “*break-out*” (perfuração da casca sólida seguido de escoamento do aço líquido do interior para fora do lingote). Durante o movimento de oscilação do molde, este se desloca para baixo mais rapidamente que o lingote durante um tempo chamado de “*negative strip time*”. Durante este tempo de estripagem negativa, se houver qualquer colamento da casca sólida esta será

descolada sem que ocorram rupturas e “*break-outs*”. O ciclo de oscilação pode ser descrito segundo uma senóide, conforme Fig.1.3.

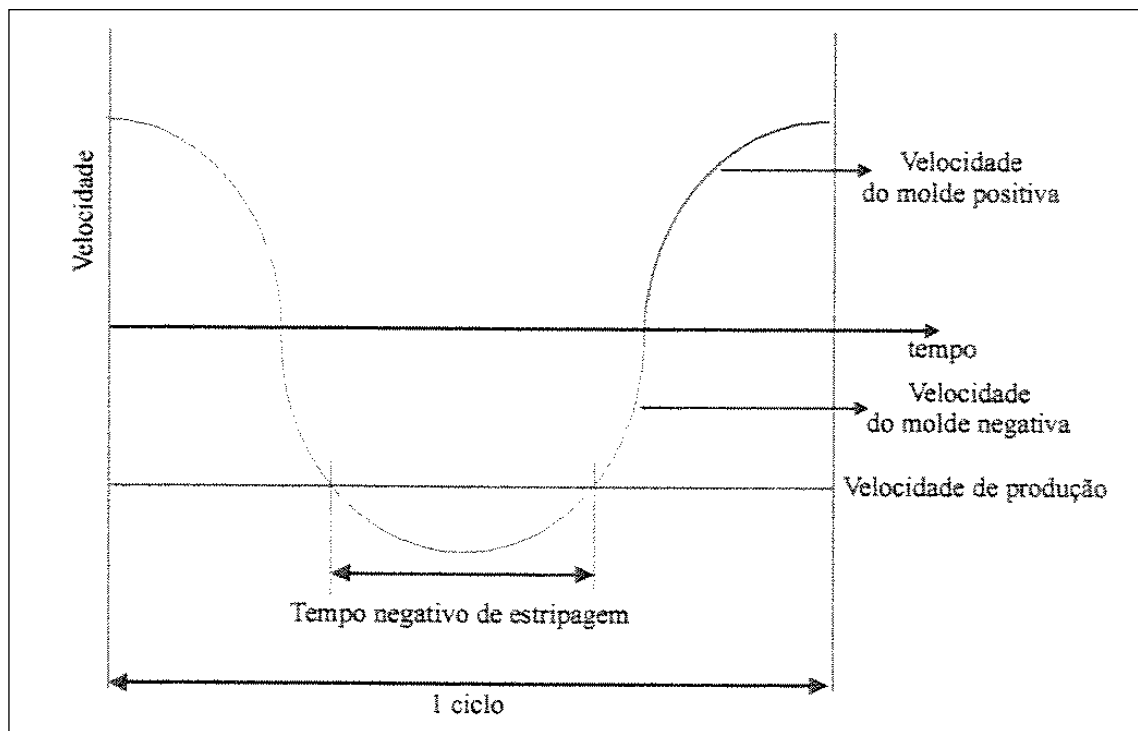


Figura 1.3. Gráfico comparativo entre a velocidade de oscilação e a velocidade de produção.
(Irving, 1993)

d) Resfriamento secundário (região dos chuveiros)

O resfriamento secundário é o responsável pela maior quantidade de calor latente retirada durante o lingotamento contínuo. A transferência de calor ocorre através da radiação, evaporação da água na superfície do lingote e condução através dos rolos refrigerados. Duas formas são empregadas para jatear a água na superfície do lingote: água e ar comprimido, e somente água. A mistura água e ar comprimido têm como vantagem a uniformidade da aplicação. A região dos chuveiros é dimensionada e parametrizada objetivando o atendimento de quatro requisitos. O primeiro requisito é a garantia da completa solidificação do lingote antes do desempenho, evitando desta forma a presença de regiões líquidas no interior do lingote que propiciariam a geração de defeitos. O segundo requisito é a obtenção de um comportamento térmico homogêneo na superfície do lingote, através de baixos gradientes térmicos que evitem a geração de defeitos de solidificação, bem como tensões internas que favoreçam a formação de trincas externas e internas. A utilização de controladores de vazão

para diferentes zonas de sprays garante a versatilidade na alteração da condição de resfriamento para diferentes tipos de aço e parâmetros operacionais. O terceiro requisito é a obtenção de maior eficiência no projeto do sistema de guias, deslizamento e alinhamento do lingote ao longo do equipamento, evitando assim defeitos devido a esforços e marcas superficiais. O quarto requisito é garantir uma capacidade de extração de calor semelhante para a região superior e inferior, considerando que as regiões superiores acumulam água entre os roletes, Santos (2001).

Ainda segundo Santos (2001), três critérios têm sido utilizados para estabelecer as melhores condições térmicas para a região de chuveiros: minimização de defeitos, elevada velocidade de solidificação, minimização do comprimento total de solidificação. Os parâmetros importantes para o atendimento destes critérios são velocidade de lingotamento, comprimento total da região de sprays, quantidade de zonas, e número de sprays por zona.

e) Resfriamento Terciário ou Região de Radiação/Convecção natural.

Após o lingote passar pela região dos sprays este é resfriado sem auxílio de sprays ou outro equipamento na região de resfriamento terciário ou região de radiação/convecção natural. Esta é a última região de resfriamento antes do processo de endireitamento, onde é completada a solidificação do lingote. Este é resfriado através da transferência de calor por radiação e convecção livre ao ar ambiente.

1.2 Transferência de calor no processo de lingotamento contínuo

A solidificação, inerente ao processo de lingotamento contínuo, é baseada nos mecanismos de transferência de calor que ocorrem durante as etapas de resfriamento no molde, região de chuveiros e radiação/convecção natural. O alcance da garantia da qualidade do produto lingotado, além de patamares elevados de produtividade, está intimamente ligado à resposta das condições de extração de calor frente às condições operacionais aplicadas.

1.2.1 Molde

A solidificação no molde inicia-se no menisco e cresce à medida que a coluna de aço progride na direção de lingotamento. Devido à contração do metal durante resfriamento, ocorre o fenômeno da formação de um “*gap*” entre a casca solidificada e a parede do molde dificultando o fluxo de calor do aço para o molde conforme ilustra a Fig. 1.4.

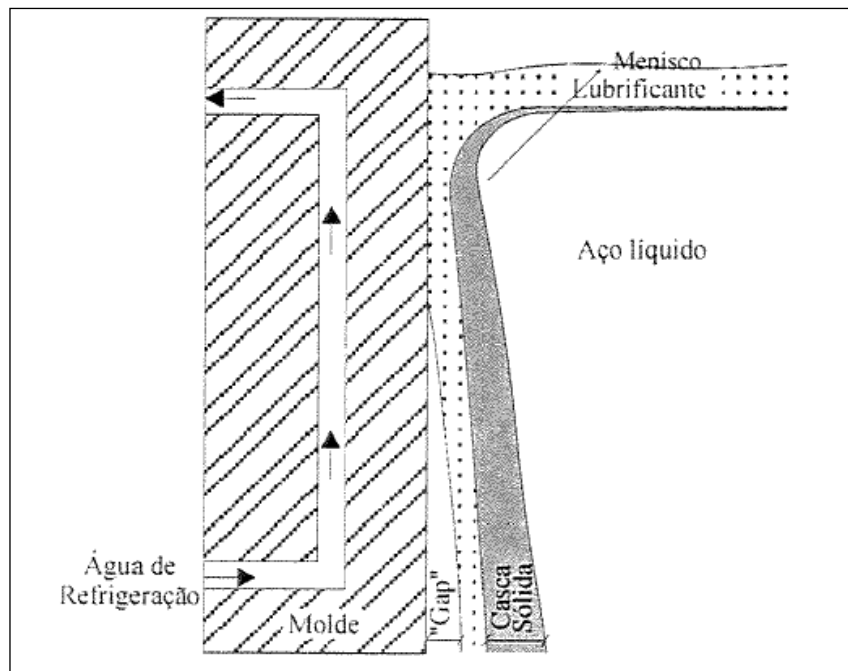


Figura 1.4. Sistema Metal-Molde (Cheung, 1999).

Os mecanismos de transferência de calor envolvidos no molde de LC, bem como seus perfis de temperatura são mostrados na Fig. 1.5. O calor latente de fusão e o calor sensível são transferidos para a água de resfriamento através dos mecanismos de convecção e condução no metal líquido, condução na camada de metal solidificada, convecção e radiação na camada de ar entre o metal e o molde; condução através das paredes do molde, convecção e condução na água de refrigeração.

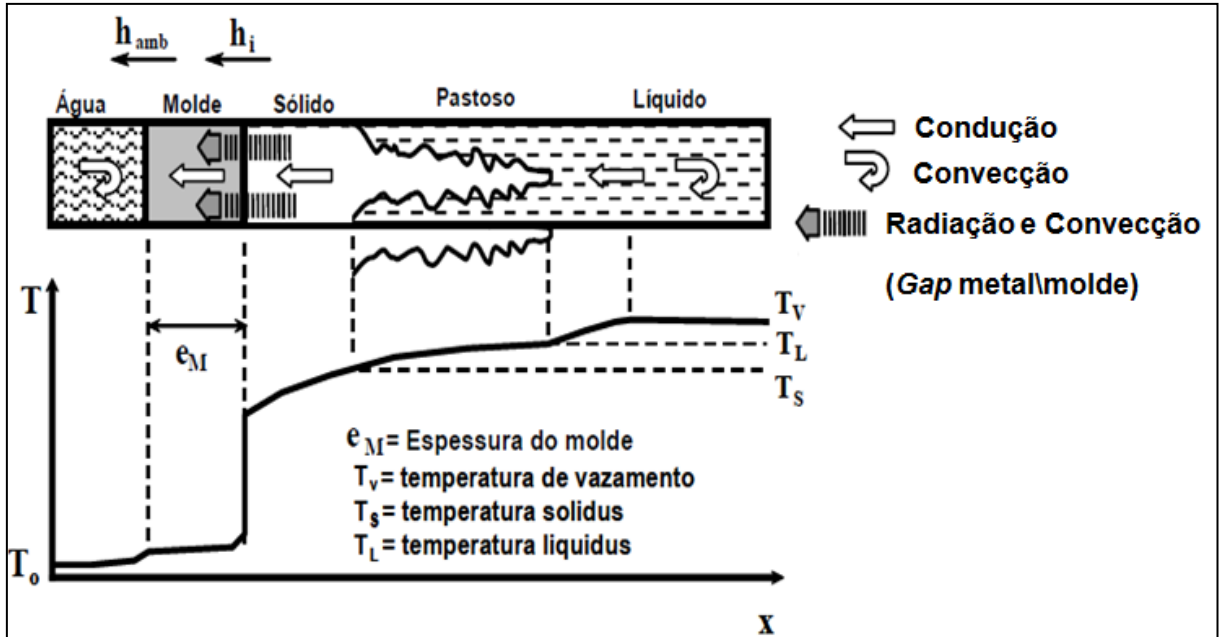


Figura 1.5. Mecanismos de transferência de calor e seus perfis de temperaturas no sistema metal/molde. (Garcia, 2001)

A análise da transferência de calor no molde pode ser feita através da determinação das resistências à passagem do fluxo de calor no aço ($R_{aço}$), na camada de ar entre o metal e o molde ($R_{m/m}$), na parede do molde (R_{molde}) e na água de refrigeração conforme ilustra a Fig. 1.6. As Eqs. (1.1) a (1.4) abaixo mostram a formulação das resistências.

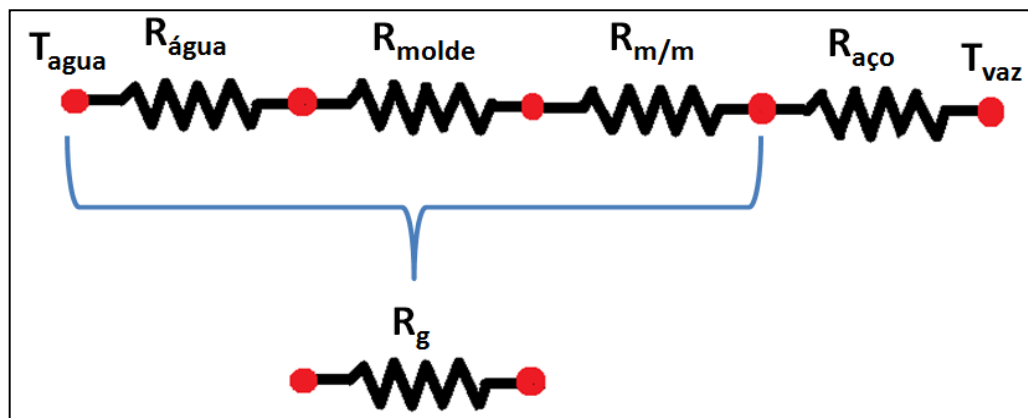


Figura 1.6. Resistência à Transferência de Calor no Molde

$$R_{aço} = \frac{\delta_{aço}}{K_{aço}} \quad (1.1)$$

$$R_{molde} = \frac{\delta_{molde}}{K_{molde}} \quad (1.2)$$

$$R_{\acute{a}gua} = \frac{1}{h_{\acute{a}gua}} \quad (1.3)$$

$$R_{m/m} = \frac{1}{h_{m/m}} \quad (1.4)$$

A resist\ancia $R_{a\grave{c}o}$ (Eq. 1.1) pode ser determinada atrav\es da avalia\c\ao correta da condutividade t\ermica e espessura da camada de a\c{o nos estados l\iquido, s\olido e pastoso conforme veremos a seguir. A resist\ancia R_{molde} (Eq. 1.2) pode ser obtida atrav\es da condutividade t\ermica e espessura da parede do molde. A resist\ancia $R_{\acute{a}gua}$ (Eq. 1.3) depende do coeficiente convectivo de transfer\encia de calor da \c{a}gua de refrigera\c{a}o que pode ser calculado conforme metodologia que ser\c{a} abordada em se\c\c{a}o posterior deste trabalho. A determina\c\c{a}o de $R_{m/m}$ depende da determina\c\c{a}o da temperatura na superf\iccie do lingote ao longo do comprimento do molde e da temperatura da face interna do molde. A determina\c\c{a}o de $h_{m/m}$ se torna imprescind\ivel para a determina\c\c{a}o da resist\ancia $R_{m/m}$, necess\aria para obten\c\c{a}o de R_g (Fig. 1.6). A formula\c\c{a}o de R_g \c{e} mostrada na Eq. (1.5) abaixo. A instala\c\c{a}o de termopares nas superf\iccies interna do molde e externa do tarugo possibilitaria a determina\c\c{a}o de $h_{m/m}$. No entanto, como este procedimento \c{e} bastante complexo, ser\c{a} empregado um m\c{e}todo te\c{a}rico-experimental para determina\c\c{a}o de $h_{m/m}$ e, desta forma, avaliarmos a transfer\encia de calor no molde de LC.

$$R_g = \sum R = R_{\acute{a}gua} + R_{molde} + R_{m/m} \quad (1.5)$$

1.2.2 Regi\c{a}o dos Chuveiros

Nesta etapa, posterior ao resfriamento no molde, tamb\em chamada de resfriamento secund\ario, o lingote proveniente do molde \c{e} resfriado atrav\es de blocos de sprays garantindo o crescimento cont\inuo da casca solidificada. Com o progresso do resfriamento do lingote nas zonas de sprays, a temperatura da superf\iccie do lingote e a vaz\c{a}o de \c{a}gua nos sprays diminuem, e a casca solidificada cresce, aumentando a resist\ancia \c{a} transfer\encia de calor do a\c{o l\iquido para o ambiente. V\arios autores desenvolveram correla\c\c{a}o\es emp\iricas para

correlacionar o coeficiente de transferência de calor da zona de sprays em função de diversos parâmetros como tipo de bocal, vazão e pressão de água, distância do bocal ao lingote, temperatura da água, entre outros. A Tab. 1.1 apresenta algumas dessas formulações, (Mizikar, 1970; Bolle, 1979; Brimacombe, 1994; Ueta, 1990; Schwerdtfeger, 2000).

Tabela 1.1. Formulações empíricas para correlacionar coeficientes de transferência de calor com medidas de vazão de água na região de sprays.

Autores	Correlação	Validade
Mitsutsuka [Brimacombe, 1980]	$h_{\text{sprays}} \approx \dot{m} (1 - b \cdot T_{\text{água}})$ [kW/m ² K]	$10 < \dot{m} < 10,3$ [l/s] $0,005 < b < 0,008$
Shimada e Mitsutsuka [Brimacombe, 1980]	$h_{\text{sprays}} = 1,57 \cdot \dot{m}^{0,55} (1 - 0,0075 \cdot T_{\text{água}})$ [kW/m ² K]	$10 < \dot{m} < 10,3$ [l/s] $T_{\text{água}} = 38^{\circ}\text{C}$
Mizikar [Mizikar, 1970]	$h_{\text{sprays}} = 0,0776 \cdot \dot{m}$ (a 276 kPa) [kW/m ² K] $h_{\text{sprays}} = 0,1 \cdot \dot{m}$ (a 620 kPa) [kW/m ² K] $h_{\text{sprays}} = 0,33 \cdot \dot{m}^{0,55}$ [kW/m ² K]	$0 < \dot{m} < 20,3$ [l/s] $T_{\text{sup}} = 1090^{\circ}\text{C}$ $69 < p < 620$ kPa $102 < \text{distância} < 305$ mm
Muller e Jeschar [Brimacombe, 1980]	$h_{\text{sprays}} = 0,01 \cdot V_{\text{ling}} + (0,107 + 0,00068 \cdot V_{\text{ling}}) \dot{m}$ [kW/m ² K]	$11 < V_{\text{ling}} < 32$ [m/s] $0,3 < \dot{m} < 9,0$ [l/s] $p > 1100$ kPa distância* 100 – 200 mm
Ishiguno et alli [Brimacombe, 1980]	$h_{\text{sprays}} = 0,581 \cdot \dot{m}^{0,451} (1 - 0,0075 \cdot T_{\text{água}})$ [kW/m ² K]	$10 < \dot{m} < 10,3$ [l/s] $T_{\text{água}} = 38^{\circ}\text{C}$
Nozaki et alli [Nozaki, 1978]	$h_{\text{sprays}} = \frac{1,57 \cdot \dot{m}^{0,55} (1 - 0,0075 \cdot T_{\text{água}})}{\alpha}$ [kW/m ² K]	$\alpha = 4$
Bolle e Moureu [Bolle, 1979]	$h_{\text{sprays}} = 0,366 \cdot \dot{m}^{0,556}$ [kW/m ² K]	$727 < T_{\text{sup}} < 927$ [°C] $1 < \dot{m} < 7$ [l/m ² s]
Sasaki et alli [Brimacombe, 1980]	$h_{\text{sprays}} = 708 \cdot \dot{m}^{0,75} \cdot T_{\text{sup}}^{-1/2} + 0,116$ [kW/m ² K]	$700 < T_{\text{sup}} < 1200$ [°C] $1,67 < \dot{m} < 41,7$ [l/s]
Ueta et alli [Ueta, 1990]	$h_{\text{sprays}} = 10^{2,34} \cdot \dot{m}^{0,33} \cdot Q_{\text{ar}}^{0,37} \cdot T_{\text{sup}}^{-0,136}$ [kW/m ² K]	$600 < T_{\text{sup}} < 1000$ [°C]
Schwerdtfeger [Schwerdtfeger, 2000]	$h_{\text{sprays}} = 87,2 \cdot V_{\text{água}}^{0,85} \cdot V_{\text{ling}}^{0,37} [1 - 0,009(T_{\text{água}} - 20)]$ [W/m ² K]	$T_{\text{água}}$ [°C] $V_{\text{água}}$ (m/s)

Utilizando as formulações acima podemos determinar o coeficiente de transferência de calor na região de sprays, e desta forma avaliar a transferência de calor nesta região, após o lingote deixar o molde. No presente trabalho não faremos uso das correlações mencionadas. Mediremos a temperatura externa do tarugo e através da vazão de água em cada uma das seções, avaliaremos o coeficiente de troca de calor na superfície do tarugo. A formulação utilizada neste trabalho, bem como o procedimento experimental necessário, será descrito posteriormente.

1.2.3 Região de Radiação /Convecção Natural.

Após o lingote deixar a região dos chuveiros, este será submetido à última região de resfriamento: região de radiação/convecção natural ou resfriamento terciário. A transferência de calor nesta região é composta basicamente de dois modos de transferência de calor: radiação e convecção natural:

$$h_{amb} = h_{rad} + h_{conv} \quad (1.6)$$

onde h_{rad} é o coeficiente de transferência de calor por radiação, h_{conv} é o coeficiente de transferência de calor por convecção natural. O coeficiente de radiação pode ser expresso por:

$$h_{rad} = \sigma \varepsilon (T_{sup} + T_{amb})(T_{sup}^2 + T_{amb}^2) \quad (1.7)$$

onde T_{amb} é a temperatura ambiente; ε é a emissividade radioativa e σ é a constante de Stefan-Boltzman ($5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$). A parcela convectiva é expressa através do número de Nusselt (Nu):

$$h_{conv} = \frac{k_f \cdot Nu}{X} \quad (1.8)$$

onde X é a dimensão que se refere à passagem do fluido de refrigeração pela superfície do corpo [m], e k_f é a condutividade térmica do fluido (ar ambiente).

O número de Nusselt expresso por:

$$\text{Nu}=\text{C}.\text{(Gr.Pr)}^{\text{ep}} \quad (1.9)$$

onde Gr é o número de Grashof, Pr é o número de Prandtl, C e ep são constantes que dependem da geometria do lingote. O número de Grashof é expresso por:

$$\text{Gr}=\frac{\text{g}.\beta.\chi^3.\text{(T}_s\text{-T}_0\text{)}}{\nu^2} \quad (1.10)$$

onde g é a aceleração da gravidade; β é o coeficiente de expansão térmica volumétrica, que pode ser aproximado para $1/T_0$ para gases, ν é a viscosidade cinemática do ar. O número de Prandtl é expresso por:

$$\text{Pr}=\frac{\nu}{\alpha} \quad (1.11)$$

onde α é a difusividade térmica do ar. De forma similar a região secundária, não será utilizada as correlações acima mencionadas para a determinação da temperatura superficial do lingote na região terciária. De posse das temperaturas superficiais medida na superfície do lingote e do campo de temperatura no lingote será estimado o coeficiente de troca de calor nesta região.

Conforme descrito, o lingotamento contínuo apresenta regiões de extração de calor distintas, com características operacionais e construtivas diferentes. A previsão do comportamento de solidificação do lingote é fundamental na garantia da qualidade do produto final e produtividade do processo de LC, conforme será visto no capítulo 2. A previsão deste comportamento é possível através da modelagem matemática do processo, ao longo das várias regiões, com aplicação de condições de contorno e hipóteses simplificativas adequadas. Entretanto, para se obter as condições de contorno apropriadas é necessário o conhecimento dos coeficientes de transferência de calor nas várias regiões do LC. Estes coeficientes são influenciados por variáveis operacionais do processo e podem ser obtidos de forma experimental, sendo sua obtenção um dos objetivos deste trabalho. Especificamente na região do molde, a avaliação da influência das variáveis operacionais no coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde é também um dos objetivos deste trabalho.

Desta forma, o projeto tem com objetivo principal o desenvolvimento de um simulador bidimensional no plano, baseado no método dos volumes finitos, para simulação do fenômeno de solidificação do aço através do molde, região de sprays e radiação/convecção natural da

máquina de lingotamento contínuo de tarugos da Gerdau Cearense. Assim, o modelo irá prever variáveis importantes durante a solidificação, como temperatura superficial e espessura da camada solidificada do tarugo. Estas variáveis estão intimamente associadas à formação de trincas nocivas ao produto final, além de ocorrências indesejáveis no processo de LC, conforme veremos no capítulo 2.

O restante do presente trabalho está delineado da seguinte forma: no capítulo dois apresentamos as principais variáveis operacionais que afetam a transferência de calor e alguns critérios a serem atendidos para garantir a qualidade no processo de LC. O capítulo 3 mostra o desenvolvimento do modelo matemático do processo. No capítulo 4 é mostrada a rotina numérica utilizada para o cálculo dos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde e a metodologia empregada para obtenção do coeficiente convectivo da água de refrigeração do molde. No capítulo 5 é descrito a aquisição das temperaturas experimentais necessárias para obter os coeficientes de transferência de calor ao longo do molde, regiões de sprays e radiação/convecção natural. O capítulo seis é dedicado à apresentação e discussão dos resultados numéricos e experimentais deste trabalho. No capítulo sete são apresentadas as principais conclusões obtidas e, no capítulo 8, são sugeridas oportunidades para trabalhos futuros.

2 INFLUÊNCIA DAS VARIÁVEIS DE PRODUÇÃO NA TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO LC E CRITÉRIOS DE QUALIDADE A SEREM ATENDIDOS.

A operação de lingotamento contínuo possui diversas variáveis que influem diretamente na transferência de calor, e desta forma no fenômeno de solidificação inerente ao processo de lingotamento contínuo. Estes critérios devem ser atendidos para que, durante a solidificação no processo de LC, a possibilidade de ocorrência de trincas no produto final e eventos indesejáveis no processo sejam minimizados. As principais variáveis operacionais serão descritas a seguir. Descreve-se também neste capítulo os principais critérios e aspectos relacionados ao produto final do processo de lingotamento contínuo.

2.1 Velocidade de Lingotamento

A influência da velocidade de lingotamento no fluxo de calor tem sido reportada por muitos pesquisadores (Valadares, 1986; Wolf, 1980, Chow, 2002; Fukada, 1999; Barcelos, 2007). Wolf (1980) após analisar dados de várias máquinas de lingotamento contínuo de placas, em diferentes condições operacionais concluiu que existe uma dependência entre o fluxo de calor no molde e a velocidade de lingotamento. A Fig. 2.1 apresenta uma relação entre o fluxo de calor médio e a velocidade de extração da placa.

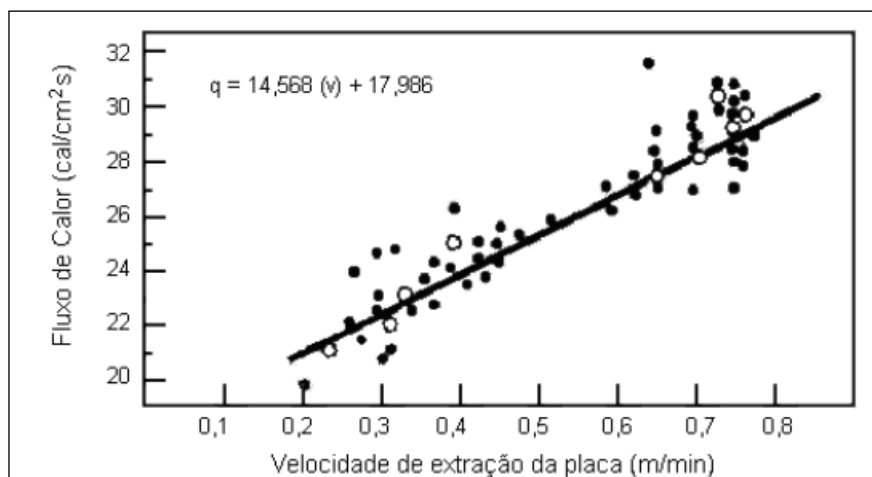


Figura 2.1. Relação entre o fluxo de calor e a velocidade de lingotamento (ABM, 2006).

Barcelos (2007) cita que o aumento da transferência de calor no molde em maiores velocidades é explicado por três razões. A primeira razão está no fato de que maiores velocidades implicam em menor tempo de residência do aço no molde resultando em uma menor casca solidificada, que sob a ação da pressão metalostática reduz o “gap” de ar entre o

tarugo e a parede do molde (menor resistência ao fluxo de calor). A segunda razão é que, um menor tempo de residência gera maiores temperaturas na superfície do tarugo, aumentando assim o gradiente térmico e a força motriz para o fluxo de calor no molde. A terceira razão é que maiores temperaturas da superfície do tarugo geram menor contração térmica da casca solidificada, melhorando o contato metal/molde.

2.2 Composição Química

Durante a solidificação dos aços importantes transformações de fase relacionadas à composição química ocorrem e influem diretamente na transferência de calor no lingotamento contínuo de aços. Os aços podem se solidificar de acordo diferentes trajetórias conforme diagrama Fe-C apresentado na Fig. 2.2.

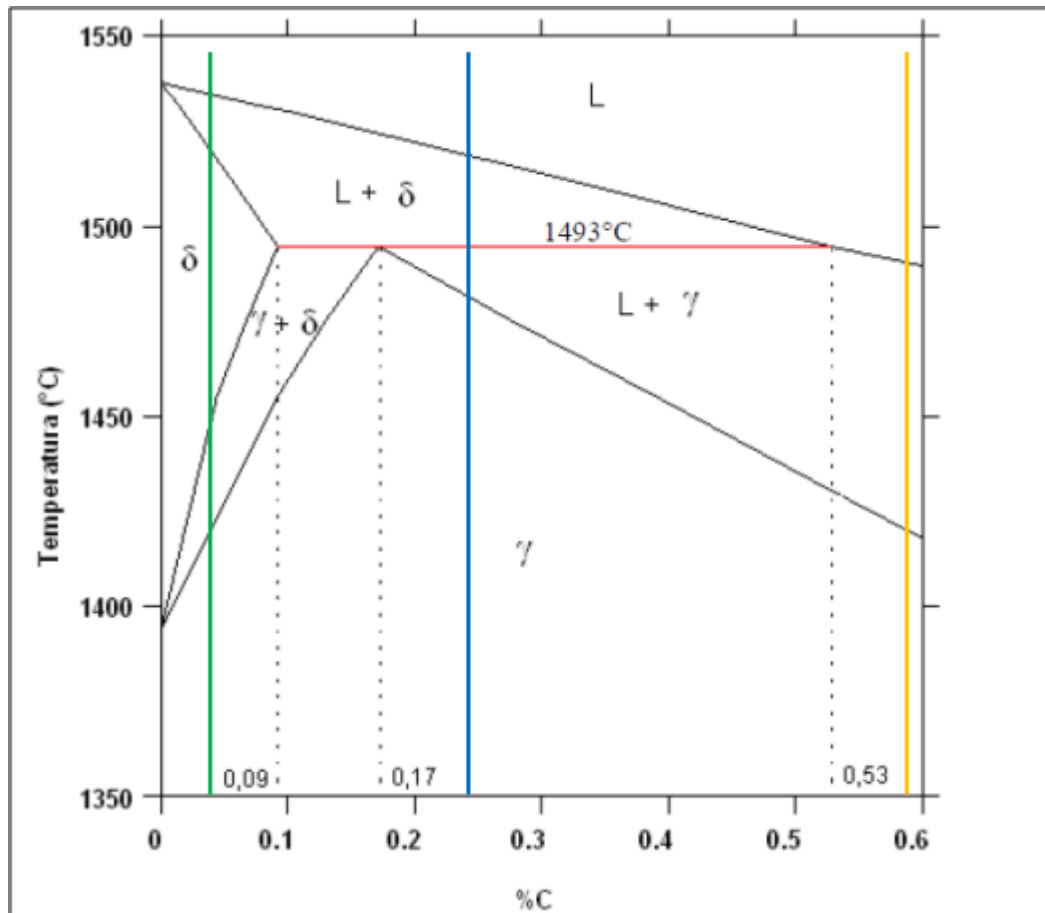


Figura 2.2. Região de solidificação dos aços no diagrama Fe-C.

De acordo com a trajetória podemos classificar os aços em três grupos:

1º- aços hipoperitéticos (linha verde) apresentam teor de carbono menor ou igual a 0,09%. Estes exibem somente formação da fase sólida denominada ferrita delta (δ) ao longo de todo seu resfriamento.

2º- Aços peritéticos (linha azul), apresentam teor de carbono entre 0,09 e 0,53%, região onde ocorre a reação peritética, caracterizada pela reação da ferrita delta (δ) com o líquido gerando austenita (γ) à 1493°C.

3º- Aços hiperperitéticos (linha laranja), apresentam teor de carbono acima de 0,53% onde a solidificação acontece apenas com as fases líquida e austenita presente. Com o resfriamento a austenita vai se formando.

Durante a solidificação dos aços peritéticos (linha azul), ocorre inicialmente à formação de ferrita (δ). O metal líquido, ao redor da fase δ formada, fica enriquecido com carbono devido à baixa solubilidade de carbono na fase δ . Quando a temperatura da reação peritética é atingida, é iniciada a formação da austenita através da reação da ferrita (δ) com o líquido ao redor. Uma vez que a concentração de carbono na austenita (0,17% em peso), nesta temperatura é mais alta que a concentração na ferrita (0,09% em peso), mas menor que a concentração no líquido (0,53% em peso), a austenita cresce mais rapidamente onde o metal líquido e a ferrita estão em contato direto. Deste modo, a austenita cresce em torno da ferrita com consumo simultâneo de ambos, a ferrita e o líquido, Tiaden (1999). A transformação ferrita, cúbica de corpo centrado para austenita, cúbica de face centrada ocorre com contração volumétrica de 0,597%. A Fig. 2.3 mostra um esquema de solidificação para um aço peritético destacando a formação de um vazio na estrutura após a reação peritética originado pelo fenômeno de contração.

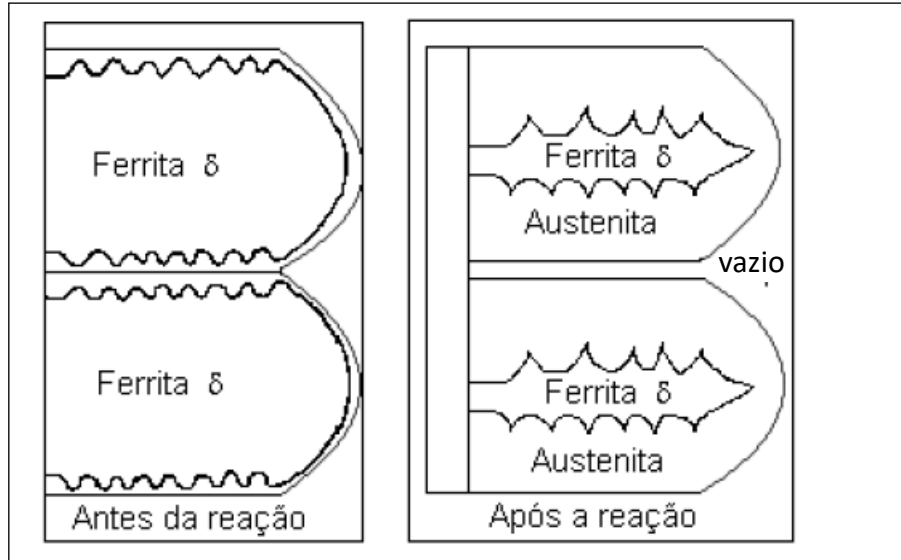


Figura 2.3. Esquema de solidificação para um aço peritético com 0,15% de carbono. (ABM, 2006)

A contração oriunda da reação peritética atinge intensidades máximas para aços peritéticos com teores de carbono entre 0,11% e 0,17% cujas espessuras de pele solidificada são bastante desiguais, conforme Fig. 2.4. Esta desuniformidade na espessura é motivada pela competição de fenômenos de contração ($\text{Fe-}\delta$ para $\text{Fe-}\gamma$) e expansão devido à pressão exercida pelo aço líquido no interior do lingote (pressão metalostática).

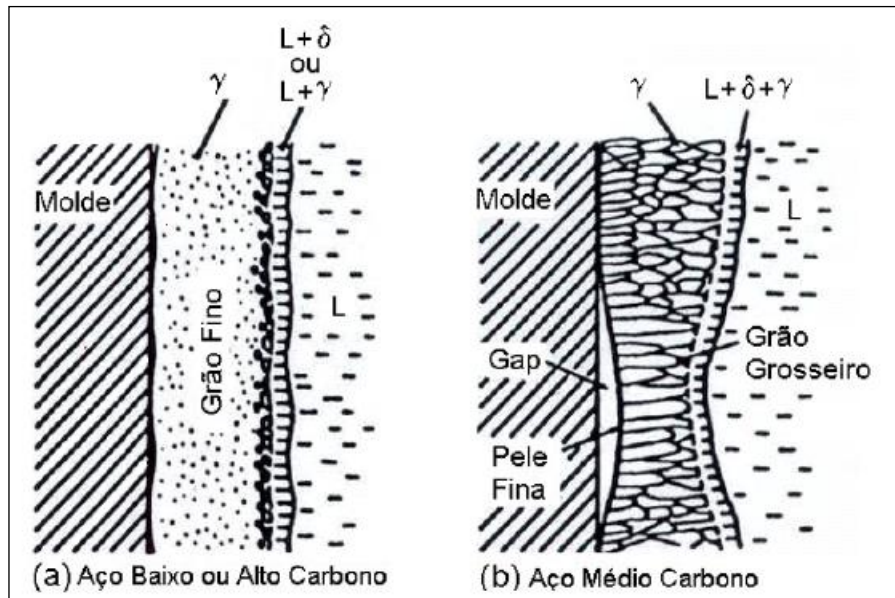


Figura 2.4. Ilustração da estrutura cristalina da austenita na pele de aço solidificada. (a) aço baixo e alto carbono (b) aço médio carbono (peritético). (Mintz, 1991).

Wolf (1981) realizou ensaios de solidificação através de análise térmica diferencial e definiu o potencial ferrítico (FP), fração sólida de ferrita primária formada durante a solidificação. O FP está relacionado com o comportamento do aço dentro do molde de lingotamento contínuo como função do carbono equivalente (Ceq), conforme Eq. (2.1).

$$FP=2,5(0,5-[Ceq]) \quad (2.1)$$

onde:

$$Ceq= [%C]+0,02[%Mn]+0,04[%Ni]-0,1[%Si]-0,04[%Cr]-0,1[%Mo] \quad (2.2)$$

FP>1 indica que são aços hipoperitéticos, ou seja, modo de solidificação ferrítico, FP<0 refere-se a aços hiperperitéticos, com solidificação totalmente austenítica. Para aços peritéticos, são considerados valores de FP entre zero e um, apresentando mistura de fases γ e δ durante a solidificação. Wolf (1981) definiu também os seguintes termos: aços tipo A, com FP entre 0,85 e 1,05, apresentando tendência a formar depressão da casca solidificada e aços tipo B, com FP>1,05 ou FP<0,85, apresentando tendência ao agarramento da casca solidificada na parede do molde.

A Fig. 2.5 relaciona as tendências ao agarramento e depressão com o FP além das faixas dos aços tipo A e B.

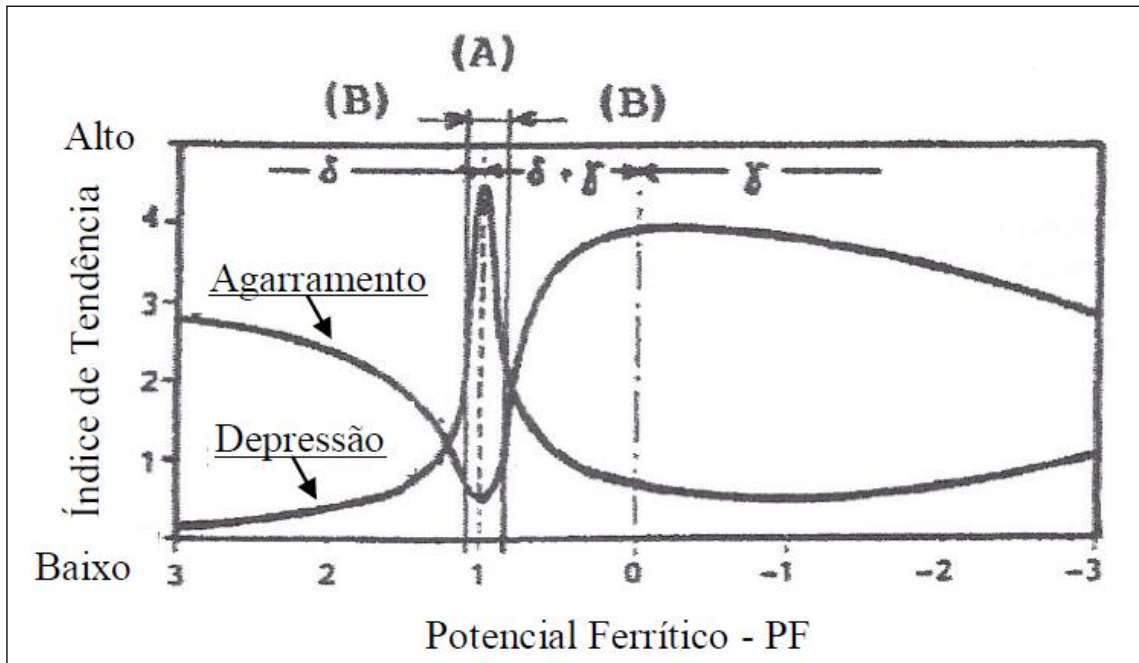


Figura 2.5. Diagrama de distribuição do Potencial Ferrítico.

Pinheiro (2000) mostrou que a redução da velocidade da água de resfriamento resulta em um menor coeficiente de transferência de calor na face fria do molde aumentando sua temperatura. Entretanto, este aumento de temperatura não se traduziu em aumento considerável no fluxo de calor. Chow (2002) explicou que a variação na velocidade de água de resfriamento simplesmente varia a resistência da interface molde/água de resfriamento, que pouco representa no fluxo total de calor que é dominado pela resistência no “*gap*”, formado entre a casca solidificada e a parede interna do molde.

2.3 Tipo de lubrificante

São utilizados dois tipos de lubrificantes nos moldes de LC: óleo e pó fluxante. Segundo Pinheiro (2000), pó fluxante é melhor lubrificante que óleo, pois proporciona um lubrificante líquido que resulta em menor fricção do molde, enquanto com óleo há um contato mais estreito entre o tarugo e o molde. Entretanto, a lubrificação com pó fluxante leva a uma menor taxa de transferência de calor no molde do que a lubrificação com óleo.

2.4 Zonas de baixa Ductilidade em aços

O desenvolvimento de modelos matemáticos que sejam capazes de descrever fielmente o comportamento de solidificação do lingote, e desta maneira, promover a melhoria da qualidade e produtividade do processo de lingotamento contínuo, só é possível através da identificação de aspectos e critérios relacionados à qualidade do produto final deste processo.

De acordo com Suzuki (1982), existem três faixas de fragilidade do aço em função da temperatura (*Brittle Temperature Ranges – BTR's*). A Fig. 2.6 apresenta as três faixas de fragilidade em função da temperatura (BTR's).

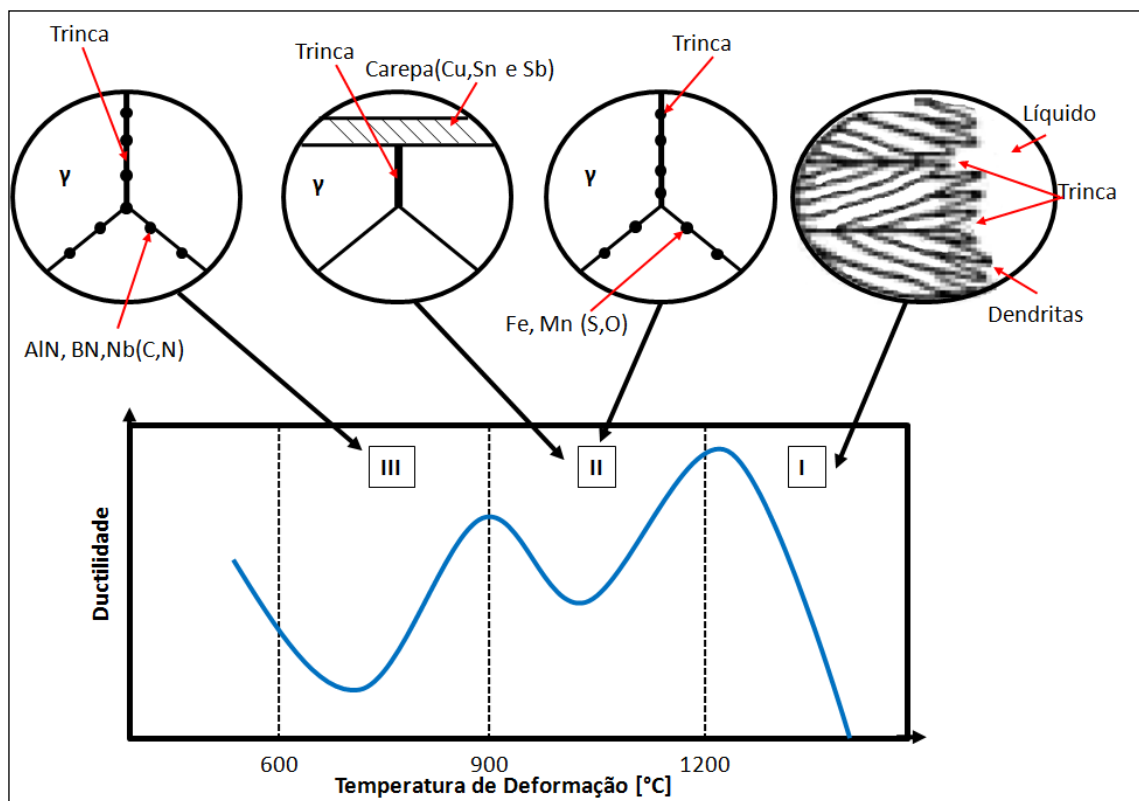


Figura 2.6. Intervalos de temperatura de baixa ductilidade e seus fenômenos característicos.

Na zona I, são mostradas as dendritas na frente de solidificação e as trincas entre as frentes de crescimento das dendritas. A baixa ductilidade nesta região deve-se a presença de filmes líquidos que não se solidificam até que sejam alcançados valores de temperaturas abaixo da temperatura solidus. Estes filmes contêm níveis elevados de enxofre, fósforo e outros solutos que foram segregados, devido ao fenômeno da rejeição do soluto.

Na zona II é mostrada a presença de óxidos/sulfetos de manganês ou ferro nos contornos de grãos austeníticos, como também a possibilidade de surgimento de carepa rica em Cu, Sn e Sb, debilitando a coesão do contorno de grão na região superficial. Esta zona de baixa ductilidade é fortemente afetada pela relação Mn/S.

Na zona III é mostrada a ocorrência de precipitados AlN, BN e Nb nos contornos de grão austeníticos principal causa das trincas transversais no lingote nesta região.

2.5 Critérios para Prevenção de Defeitos no Lingotamento Contínuo

Com o intuito de se evitar a ocorrência de fenômenos indesejáveis, como a formação de trincas e o “*break-out*” do aço na saída do molde, diversas restrições devem ser obedecidas durante o processo de lingotamento contínuo. A primeira restrição refere-se à formação de uma casca sólida mínima na saída do molde, suficiente para resistir à pressão metalostática do aço líquido internamente, além dos esforços mecânicos oriundos do processo de extração do lingote. A Tab. 2.1 mostra as espessuras mínimas para cada tipo de lingote para evitar a ocorrência de “*break-out*”.

Tabela 2.1. Espessura mínima da casca sólida na saída do molde para cada tipo de lingote (Brimacombe, 1984)

Seção do Lingote	Espessura da casca sólida na saída do molde [mm]
Pequenos Tarugos (até 100 X 100 mm)	9 - 10
Tarugos Médios (até 150 X 150 mm)	12,5
Blocos e Placas pequenas	16 - 17
Placas grandes	> 20

A segunda restrição está relacionada com a profundidade do poço líquido no interior do lingote. O poço líquido não pode exceder o ponto de endireitamento horizontal (Fig. 2.7), região de máxima deformação, evitando assim a formação de trincas centrais, conforme apresentado na Fig. 2.8.

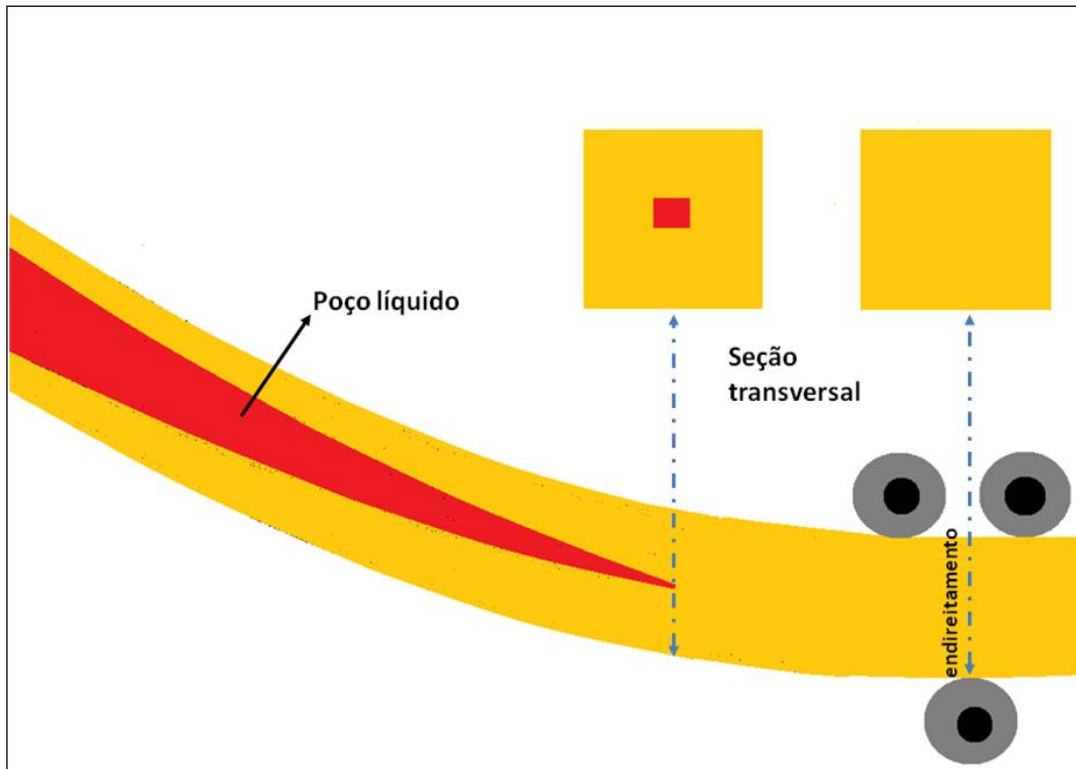


Figura 2.7. Esquema mostrando o fechamento do poço líquido antes da região de endireitamento do lingote.

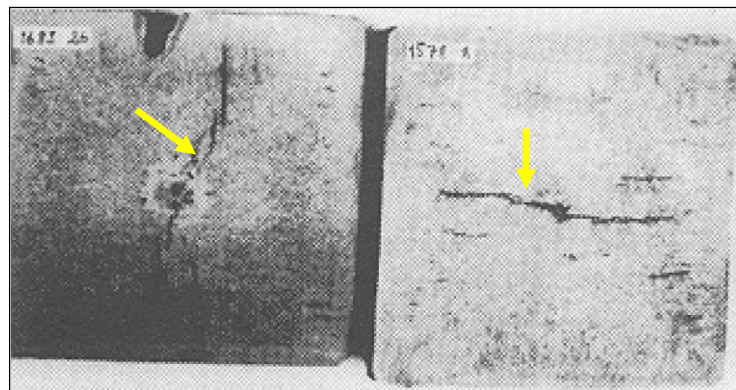


Figura 2.8. Trincas internas na região central de tarugos.

Condições de altas temperaturas e velocidades de lingotamento associadas com a alta pressão do rolo endireitador, podem agravar a tendência à formação de trincas centrais.

A terceira condição está relacionada com a temperatura superficial do lingote na região de endireitamento. Na região de endireitamento, além de garantir o fechamento do poço líquido, a temperatura superficial do lingote deve permanecer fora da faixa de baixa ductilidade, evitando a ocorrência de trincas transversais no lingote, conforme Fig. 2.9.



Figura 2.9. Trinca transversal na face superior de em um tarugo de seção 130X130 mm

A quarta restrição refere-se ao reaquecimento da superfície provocado pela alteração das taxas de resfriamento ao longo das regiões do molde, resfriamento secundário e radiação/convecção natural. O fenômeno de reaquecimento é o responsável pela ocorrência de trincas a meio caminho, “*mid-ways cracks*” conforme mostra Fig. 2.10. Para se evitar estruturas de lingote com predominância colunar sugere-se um reaquecimento máximo de $100^{\circ}\text{C}/\text{m}$, ao passo que, para estruturas equiaxiais obtidas com utilização de agitador eletromagnético até de $200^{\circ}\text{C}/\text{m}$.

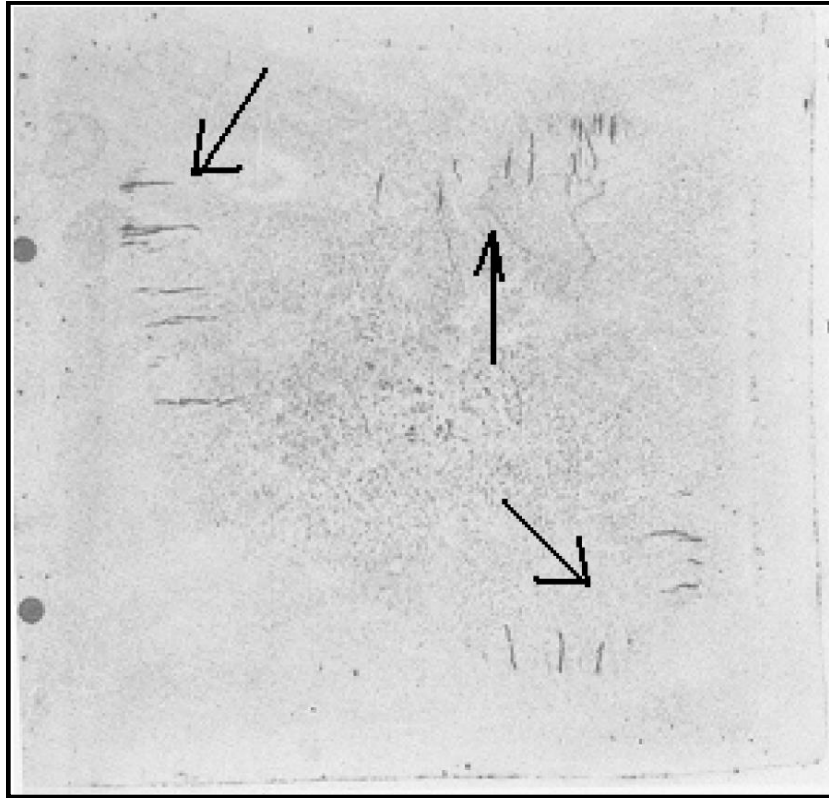


Figura 2.10. Macrografia de um tarugo de 150X 150 mm mostrando a presença de trincas intermediárias (“*mid-ways cracks*”)

3 MODELAGEM MATEMÁTICA DO PROCESSO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO.

A construção de um modelo de solidificação para o processo de lingotamento contínuo é tarefa complexa devido às inúmeras variáveis que influenciam este processo. Diante desta complexidade algumas simplificações são feitas, através do estabelecimento de condições de contorno e hipóteses simplificativas, sem perder os objetivos geralmente propostos em modelos de transferência de calor no lingotamento contínuo, como por exemplo, predições do perfil da espessura da casca sólida, localização do fim do poço líquido, temperaturas superficiais e de núcleo do lingote, entre outras.

A equação fundamental utilizada na modelagem de solidificação é a equação diferencial do problema de condução transiente com geração de calor

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{Q}_{GI} \quad (3.1)$$

onde ρ é a densidade do material, c_p é o calor específico; T é a temperatura, k é a condutividade térmica, \dot{Q}_{GI} é a geração de calor (oriundo da mudança de fase do material), x , y e z são as coordenadas cartesianas.

Modelos de transferência de calor 3D têm sido reportados na literatura. Janik e Dyja (2004) modelaram a transferência de calor na região do molde empregando um modelo 3D. No entanto, estes autores não mencionam as condições empregadas na saída do molde. Neste ponto, é importante destacarmos a ordem de magnitude dos comprimentos ao longo da seção transversal do molde, O (150 mm), e ao longo do comprimento axial do lingotamento, O (12 m), onde O denota ordem de magnitude, Bejan (1995). Além disso, as altas velocidades de lingotamento e taxas de retirada de calor, nas faces laterais do lingote (direções x e y) no molde, região de chuveiros e de radiação/convecção natural, leva o fluxo na direção z ser pequeno (em relação à x e a y) e por isso desprezado na Eq. (3.1). Desprezando-se a condução de calor na direção z , obtém-se

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{Q}_{GI} \quad (3.2)$$

Desta forma, um modelo matemático de transferência de calor, bidimensional (no plano) é utilizado para prever o campo de temperatura ao longo do lingote. A Fig. 3.1 (lado direito) mostra o posicionamento da malha numérica que será utilizada na seção transversal do lingote

para a obtenção de temperatura no lingote. Devido à simetria, apenas metade da seção transversal do lingote é considerada. A malha desloca-se do menisco (altura do nível de aço líquido no molde), passando pelas regiões de sprays e radiação/convecção natural até o oxicorte, com velocidade igual à velocidade de lingotamento. A obtenção das temperaturas nos volumes da malha só é possível através do conhecimento dos valores dos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde ($h_{m/m}$), para cada face do lingote em questão (face lateral, raio interno e raio externo), região dos chuveiros e região de convecção natural/radiação. A Fig. 3.1 mostra no lado direito as regiões a serem consideradas no molde (face lateral, raio externo e interno). No molde, será preciso primeiro determinar o coeficiente de troca entre a parede interna do molde e a superfície do tarugo ($h_{m/m}$). Conhecido o valor deste coeficiente em cada uma das faces do molde, e da resistência à transferência de calor na parede do molde e água de refrigeração será possível obter o coeficiente global de transferência de calor no molde (h_g). O h_g será utilizado no modelo matemático de transferência de calor na região do molde, cujo desenvolvimento será mostrado nesta seção. O lado direito da Fig. 3.1 mostra um esquema identificando a região considerada para o cálculo do $h_{m/m}$ e h_g para a face lateral do lingote. Similar procedimento foi realizado para os raios interno e externo do molde.

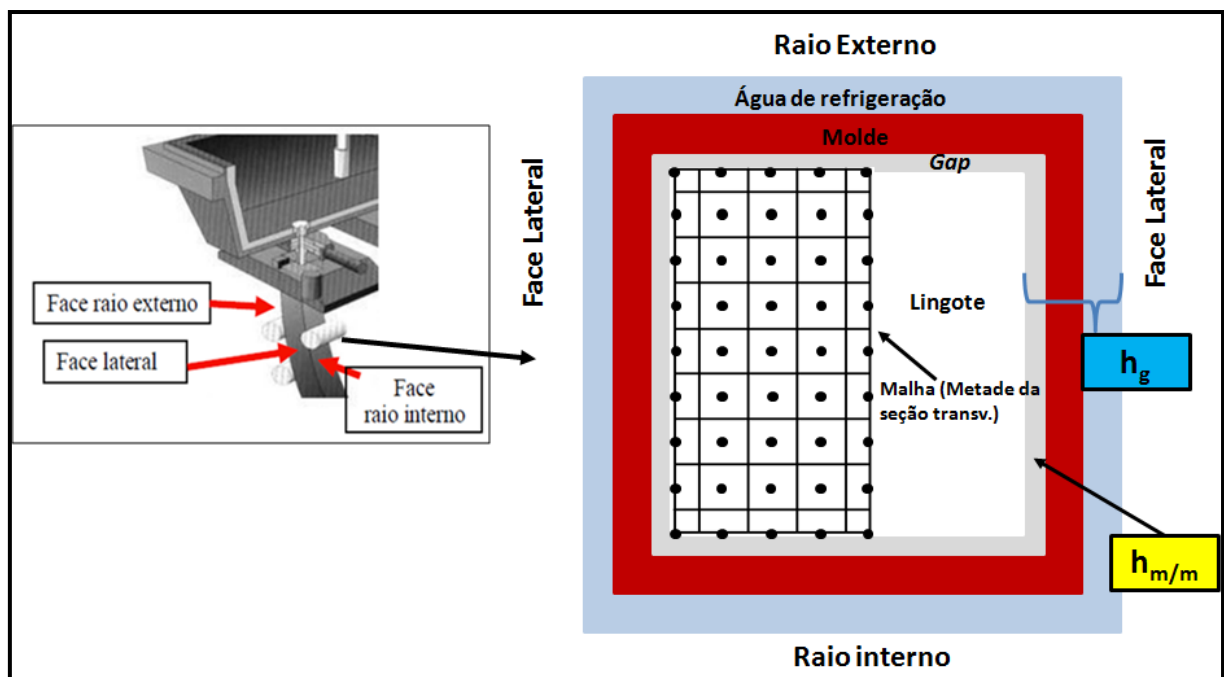


Figura 3.1. Região da seção transversal do tarugo utilizada para acoplamento da malha.

Na Eq. 3.2 $\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{Q}_{GI}$, o termo de geração de calor \dot{Q}_{GI} é determinado pelo calor latente de mudança de fase, sendo \dot{Q}_{GI} dado por

$$\dot{Q}_{GI} = \rho L \left(\frac{\partial f_s}{\partial t} \right) \quad (3.3)$$

onde L é o calor latente de solidificação, f_s é a fração sólida formada. Substituindo-se a Eq.(3.3) na Eq. (3.2), obtém-se

$$\rho c' \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (3.4)$$

onde

$$c' = c_p - L \left(\frac{\partial f_s}{\partial T} \right) \quad (3.5)$$

e

$$c_p = f_s c_s + (1 - f_s) c_l \quad (3.6)$$

Os subscritos s, l e p representam as fases sólida, líquida e pastosa, respectivamente.

3.1 Cálculo da Fração Sólida

O problema envolvendo a interface sólido/líquido requer especial atenção. A formulação correta de f_s é dependente dos constituintes internos da liga e, da forma com que interagem durante a solidificação do sistema. No entanto, na modelagem matemática, é importante assumir a variação como função da temperatura. Entre as formulações utilizadas podemos citar:

a) Equação de Scheil (Scheil,1942): condições de não-equilíbrio, com mistura completa de soluto no líquido e, movimento desprezível de soluto no sólido formado. É ideal para analisar a solidificação de ligas onde o soluto e solvente têm raios atômicos de mesma ordem de grandeza (solução sólida substitucional) como ligas de alumínio-cobre e aços inoxidáveis.

b) Regra da alavanca: condições de equilíbrio, ou seja, 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. Portanto, para o cálculo da fração sólida neste trabalho, foi utilizada a formulação da regra da alavanca, Eq. (3.7), Garcia (2001). A derivada desta equação em relação à temperatura apresentada na Eq.(3.8).

$$f_s = \left(\frac{1}{1-k'} \right) \cdot \left(\frac{T_{Liq} - T}{T_f - T} \right) \quad (3.7)$$

$$\left(\frac{\partial f_s}{\partial T} \right) = \left(\frac{1}{1-k'} \right) \cdot \left[\frac{T_{Liq} - T}{(T_f - T)^2} - \frac{1}{T_f - T} \right] \quad (3.8)$$

onde T_{Liq} é a temperatura liquidus do material dada por

$$T_{Liq}(^{\circ}C) = 1537 - 88\%C - 8\%Si - 5\%Mn - 30\%P - 25\%S - 5\%Cu - 4\%Ni - 1,5\%Cr - 2\%Mo - 2\%V - 24\%As - 18\%Ti \quad (3.9)$$

onde T_f é a temperatura de fusão do solvente (ferro) para aços. O valor de T_f , neste caso, é igual a 1535°C. k' é o coeficiente de partição de soluto (0,2 para os aços carbono).

3.2 Avaliação das Propriedades Termofísicas

As propriedades termofísicas do metal como: massa específica (ρ), condutividade térmica (k) e calor específico (c_p), são variáveis com o estado de agregação do material, ou seja, apresentam valores distintos para o estado sólido, líquido e pastoso para o caso de ligas. Portanto, a condutividade térmica e a densidade do material na zona pastosa foram avaliadas a partir da ponderação de cada propriedade nas fases sólida e líquida. As Eqs. (3.10) e (3.11) mostram esta representação:

$$k_p = f_s k_s + (1 - f_s) k_l \quad (3.10)$$

$$\rho_p = f_s \rho_s + (1 - f_s) \rho_l \quad (3.11)$$

Para levar em consideração o efeito convectivo no poço líquido substituí-se a condutividade térmica do líquido por uma condutividade térmica efetiva cujo valor está na faixa de 5 a 10 vezes do valor da condutividade térmica do material líquido, conforme Eq. (3.12) abaixo.

$$k_{l_{ef}} = A \cdot k_l \quad (3.12)$$

onde $5 \leq A \leq 10$. No presente trabalho adotou-se $A = 7$. A Tab. 3.1 mostra os valores das propriedades termofísicas empregadas para cada tipo de aço utilizado neste trabalho.

Tabela 3.1. Propriedades Termofísicas utilizadas por tipo de aço

Aço	ρ_L	ρ_s	c_L	c_s	K_L	K_s
1013D	7011	7301	0,81	0,74	34,7	33,6
1022D	7005	7312	0,80	0,71	34,9	32,7
1028D	7006	7318	0,80	0,69	34,9	31,6

3.3 Condições de Contorno

Metade da seção transversal do lingote foi considerada para o posicionamento da malha numérica, conforme mostrado anteriormente na Fig. 3.1, abrangendo desta forma, as particularidades da transferência de calor em cada face do molde (raio interno, raio externo, parede lateral). Utilizando-se a metodologia numérica dos volumes finitos foi formada a malha composta por volumes discretos de lados Δx e Δy conforme mostra a Fig. 3.2, com exceção para os volumes situados na fronteira do lingote. Desta forma, a malha empregada é formada por nove regiões distintas conforme observamos na Fig. 3.3. Os h_g 's referentes a cada face do molde, obtidos através do procedimento numérico que será descrito no capítulo 4, foram utilizados para avaliar o fluxo de calor nas regiões de fronteira da malha empregada.

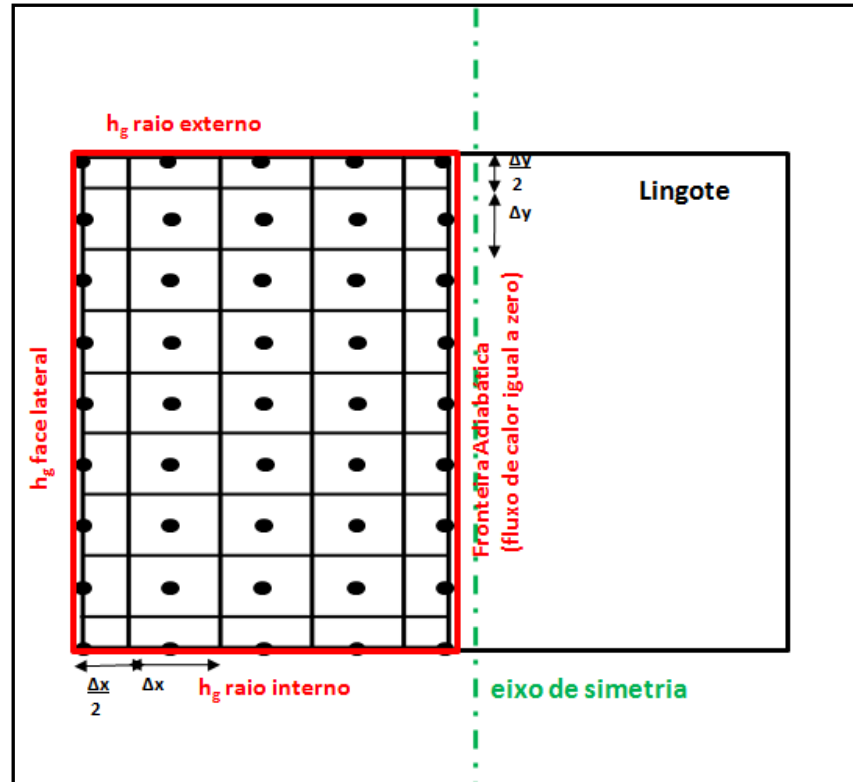


Figura 3.2. Malha superposta ao Lingote mostrando as condições de contorno

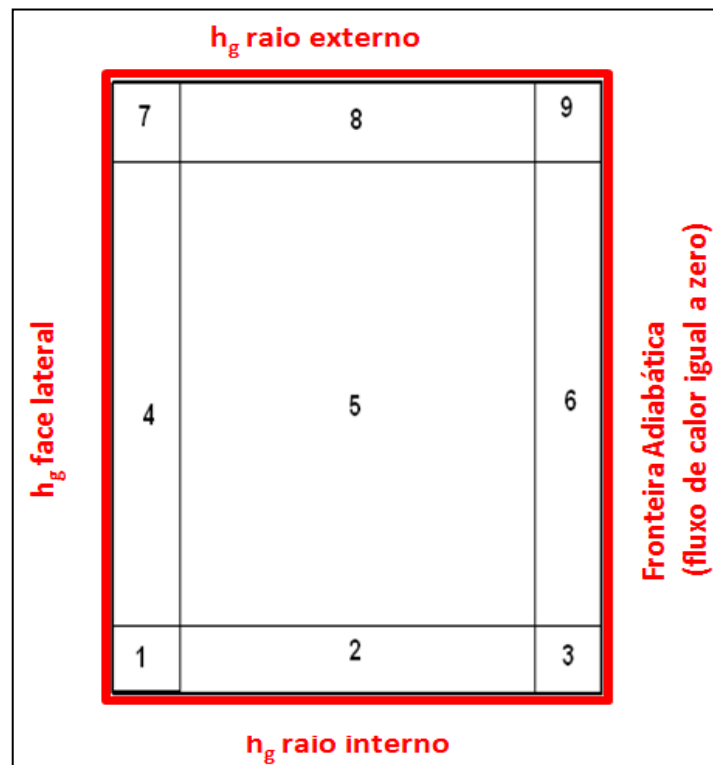


Figura 3.3. Nove regiões da malha numérica empregada

Na Fig. 3.4 são mostrados um volume interno genérico (P) da malha, da região 5 (Fig. 3.3), no qual está sendo feito o balanço de energia, e seus vizinhos (E, W, N e S). As

fronteiras entre os vizinhos e P são representadas com as respectivas letras minúsculas (e, w, n e s).

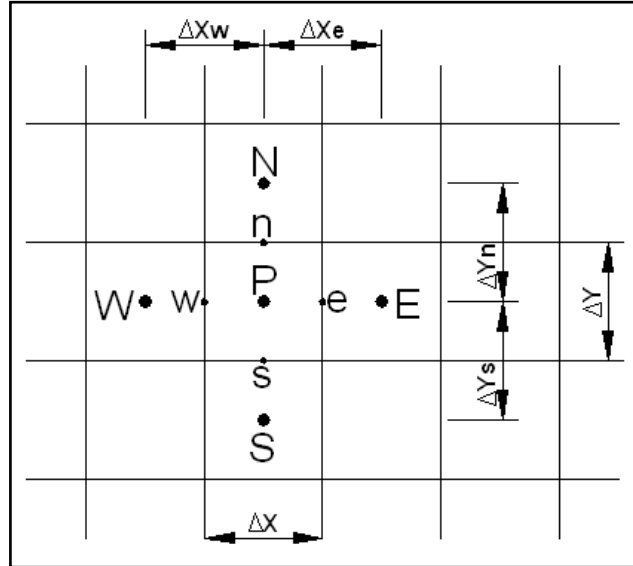


Figura 3.4: Volume elementar e seus vizinhos. Situação bidimensional (Maliska, 2004).

Integrando a Eq. (3.4) no tempo e no volume de controle P da Fig. 3.4, e adotando-se uma formulação explícita, obtém-se

$$\int_w^e \int_s^n (\rho c' T - \rho c' T^0) dx dy = \int_t^{t+\Delta t} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_e \cdot \Delta y - k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_w \cdot \Delta y + k \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_n \cdot \Delta x - k \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_s \cdot \Delta x \right) dt \quad (3.13)$$

Da Eq. (3.13) pode ser constatado que foi empregado a convenção de não usar sobrescrito para o nível $t + \Delta t$ e usar o sobrescrito “0” para o tempo anterior. Considerando o integrando como a média representativa dentro do volume, obtém-se:

$$\rho c' \Delta x \Delta y (T_p - T_p^0) = \int_t^{t+\Delta t} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_e \cdot \Delta y - k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_w \cdot \Delta y + k \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_n \cdot \Delta x - k \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_s \cdot \Delta x \right) dt \quad (3.14)$$

Avaliando os termos difusivos na Eq. (3.14), por diferenças centrais, obtém-se:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_e^0 = \frac{T_E^0 - T_P^0}{\Delta x_e} \quad (3.15)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_w^0 = \frac{T_P^0 - T_W^0}{\Delta x_w} \quad (3.16)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_n^0 = \frac{T_N^0 - T_P^0}{\Delta y_n} \quad (3.17)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_s^0 = \frac{T_P^0 - T_S^0}{\Delta y_s} \quad (3.18)$$

Substituindo-se as Eqs. (3.15) a (3.18) na Eq. (3.14), obtém-se:

$$\begin{aligned} \frac{\rho c' \Delta x \Delta y T_P}{\Delta t} = & k \left|_e \frac{T_E^0}{\Delta x_e} \Delta y + k \right|_w \frac{T_W^0}{\Delta x_w} \Delta y + k \left|_n \frac{T_N^0}{\Delta y_n} \Delta x + k \right|_s \frac{T_S^0}{\Delta y_s} \Delta x + \\ & \left[-\frac{k}{\Delta x} \right|_e \Delta y - \frac{k}{\Delta x} \left|_w \Delta y - \frac{k}{\Delta y} \right|_n \Delta x - \frac{k}{\Delta y} \left|_s \Delta x + \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} \right] T_P^0 \end{aligned} \quad (3.19)$$

Reagrupando os termos na Eq. (3.19), obtém-se a forma final da equação válida para as três regiões internas do processo de lingotamento contínuo (molde, resfriamento secundário e resfriamento terciário).

$$A_P T_P = A_E T_E^0 + A_W T_W^0 + A_N T_N^0 + A_S T_S^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (3.20)$$

onde,

$$A_P = \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} \quad (3.21)$$

$$A_E = \frac{k \Delta y}{\Delta x_e} \quad (3.22)$$

$$A_w = \frac{k\Delta y}{\Delta x_w} \quad (3.23)$$

$$A_n = \frac{k\Delta x}{\Delta y_n} \quad (3.24)$$

$$A_s = \frac{k\Delta x}{\Delta y_s} \quad (3.25)$$

$$A_p^0 = A_p - A_E - A_W - A_N - A_S \quad (3.26)$$

$$B = 0 \quad (3.27)$$

A Eq. (3.20) foi usada neste trabalho para todas as regiões da malha. O termo B só é diferente de zero para volumes posicionados na fronteira (regiões 1, 2, 3, 4, 7, 8 e 9 da Fig. 3.3), sendo também função dos h_g 's calculados no molde (raio interno, externo e face lateral) e regiões secundária e terciária. Iremos detalhar a seguir a formulação dos termos para cada região de fronteira, explicitando somente as equações que diferem da região 5 para cada termo A e B.

Na região 1 existe apenas um volume de controle e este não possui volumes vizinhos na interface oeste (ou à esquerda) e interface sul (ou abaixo), conforme mostra a Fig. 3.5. Estas condições mostram que o calor que é perdido nestas interfaces é devido à convecção (fluxo de água no molde ou no chuveiro dependendo da posição da malha). Portanto, a avaliação do fluxo de calor nas interfaces é feita utilizando os valores de h_g para face lateral, raio interno e externo, obtidos experimentalmente.

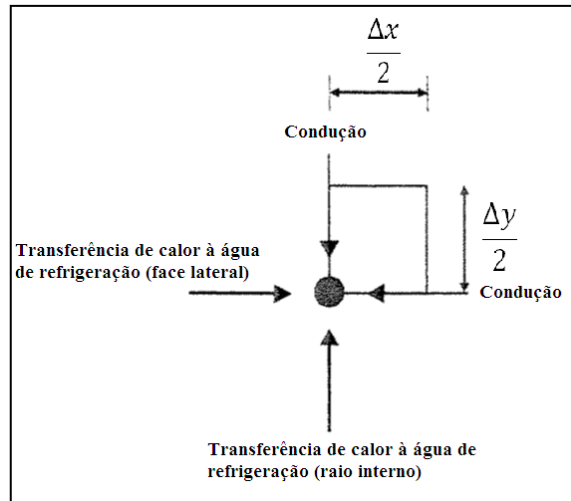


Figura 3.5. Representação do elemento de volume situado na região 1.

Portanto aplicando-se diferença centrais com a metodologia explícita teremos para a região 1:

$$A_P T_P = A_E T_E^0 + A_N T_N^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (3.28)$$

$$A_N = \frac{2k\Delta x}{\Delta y_n} \quad (3.29)$$

$$A_P^0 = A_P - A_E - A_N - 2h_{glat}\Delta y - 2h_{gint}\Delta x \quad (3.30)$$

$$B = (2h_{glat}\Delta y + 2h_{gint}\Delta x)T_{agua} \quad (3.31)$$

Onde h_{glat} e h_{gint} são os h_g 's da face lateral e raio interno do molde, respectivamente.

Os volumes que se encontram na região 2 não possuem o vizinho sul (abaixo), conforme mostra a Fig. 3.6.

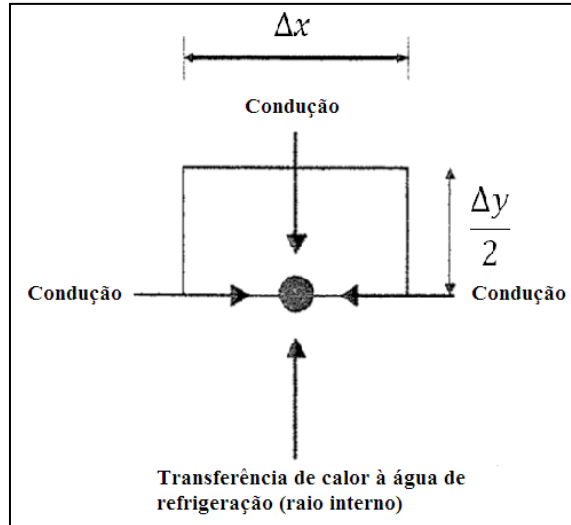


Figura 3.6. Representação dos elementos de volume situados na região 2.

Para esta região teremos:

$$A_P T_P = A_E T_E^0 + A_W T_W^0 + A_N T_N^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (3.32)$$

onde:

$$A_N = \frac{2k\Delta x}{\Delta y_n} \quad (3.29)$$

$$A_P^0 = A_P - A_E - A_W - A_N - 2h_{gint}\Delta x \quad (3.33)$$

$$B = 2h_{gint}\Delta x T_{agua} \quad (3.34)$$

Na região 3, Fig. 3.7, existe apenas um volume de controle que não possui o vizinho sul (abaixo). O vizinho leste encontra-se na região fora do eixo de simetria, sendo que a interface leste é adiabática (fluxo de calor igual a zero). Desta forma, a equação para este volume é dada por:

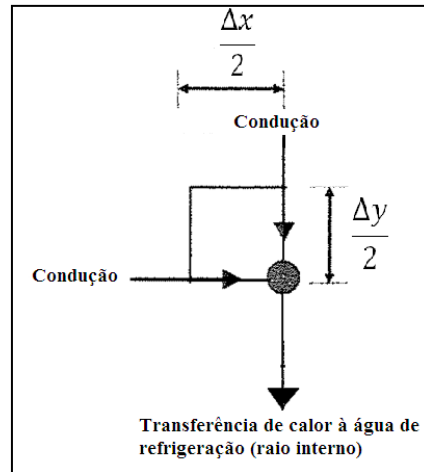


Figura 3.7. Representação dos elementos de volume situados na região 3.

$$A_P T_P = A_W T_W^0 + A_N T_N^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (3.35)$$

onde:

$$A_N = \frac{2k\Delta x}{\Delta y_n} \quad (3.29)$$

$$A_P^0 = A_P - A_W - A_N - 2h_{gint}\Delta x \quad (3.36)$$

$$B = 2h_{gint}\Delta x T_{agua} \quad (3.34)$$

Os volumes que se encontram na região 4 não possuem o vizinho oeste (esquerda), conforme é observado na Fig. 3.8. A equação para os volumes nesta região é dada por

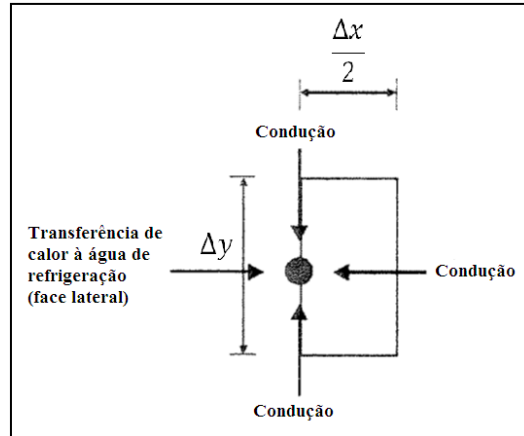


Figura 3.8. Representação dos elementos de volume situados na região 4.

$$A_P T_P = A_E T_E^0 + A_N T_N^0 + A_S T_S^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (3.37)$$

onde:

$$A_E = \frac{2k\Delta y}{\Delta x_e} \quad (3.38)$$

$$A_P^0 = A_P - A_E - A_N - A_S - 2h_{glat}\Delta y \quad (3.39)$$

$$B = 2h_{glat}\Delta y T_{agua} \quad (3.40)$$

Para os volumes da região 6, podemos observar de acordo com a Fig. 3.9, que o vizinho leste encontra-se na região fora do eixo de simetria, sendo que a interface leste (e) é uma superfície adiabática (fluxo de calor igual a zero). Com estas considerações, obtém-se a seguinte equação para os volumes nesta região.

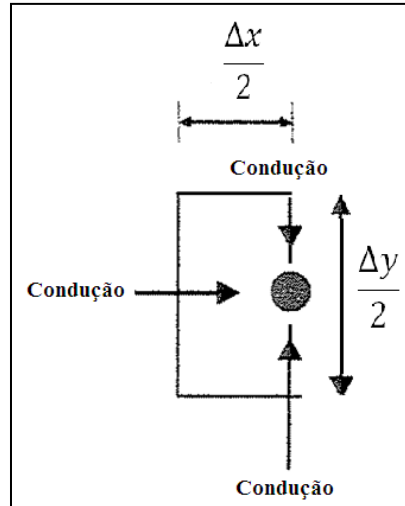


Figura 3.9. Representação dos elementos de volume situados na região 6.

$$A_p T_p = A_w T_w^0 + A_n T_n^0 + A_s T_s^0 + A_p^0 T_p^0 + B \quad (3.41)$$

onde:

$$A_w = \frac{2k\Delta y}{\Delta x_e} \quad (3.42)$$

$$A_p^0 = A_p - A_w - A_n - A_s \quad (3.43)$$

A região 7 possui somente um volume que não possui o vizinho oeste (esquerda) e norte, conforme mostra a Fig. 3.10. A equação para este volume é dada por

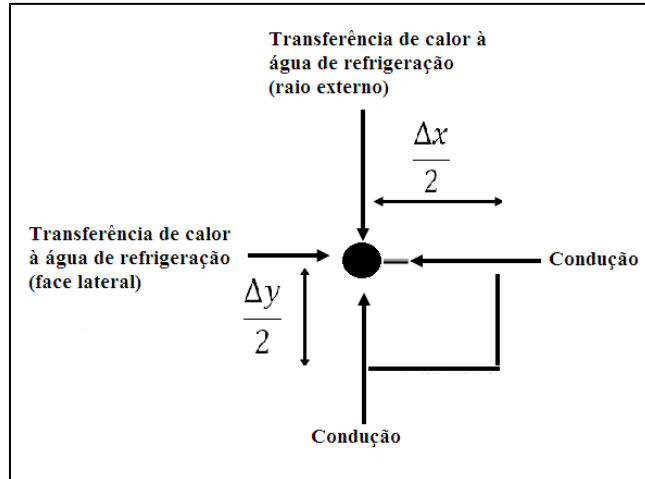


Figura 3.10. Representação dos elementos de volume situados na região 7.

$$A_p T_p = A_E T_E^0 + A_S T_S^0 + A_p^0 T_p^0 + B \quad (3.44)$$

onde:

$$A_E = \frac{2k\Delta y}{\Delta x_e}$$

(3.38)

$$A_S = \frac{2k\Delta x}{\Delta y_s} \quad (3.45)$$

$$A_p^0 = A_p - A_E - A_S - 2h_{glat}\Delta y - 2h_{gext}\Delta x \quad (3.46)$$

$$B = (2h_{glat}\Delta y + 2h_{gext}\Delta x)T_{agua} \quad (3.47)$$

onde h_{gext} é o h_g do raio externo do molde.

Os volumes que fazem parte da região 8 não possuem vizinhos acima, conforme mostra a Fig. 3.11 e desta forma, a equação para estes volumes é dada por

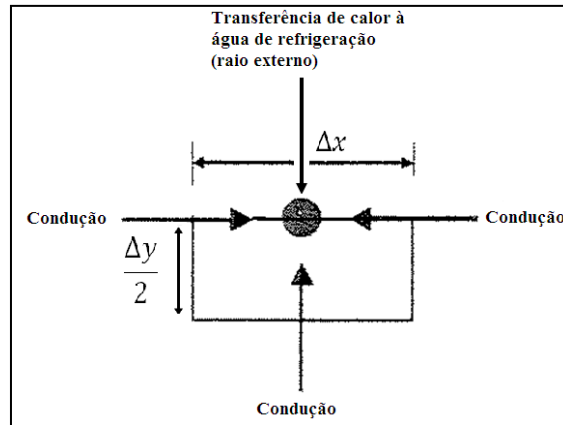


Figura 3.11. Representação dos elementos de volume situados na região 8.

$$A_p T_p = A_E T_E^0 + A_W T_W^0 + A_S T_S^0 + A_p^0 T_p^0 + B \quad (3.48)$$

onde:

$$A_s = \frac{2k\Delta x}{\Delta y_s} \quad (3.45)$$

$$A_p^0 = A_p - A_E - A_W - A_S - 2h_{gext}\Delta x \quad (3.49)$$

$$B = 2h_{gext}\Delta x T_{agua} \quad (3.50)$$

Existe um único volume na região 9, que possui a interface leste adiabática (não há fluxo de calor), além de não possuir o vizinho norte, conforme mostrado na Fig. 3.12. A equação para este volume é dada por

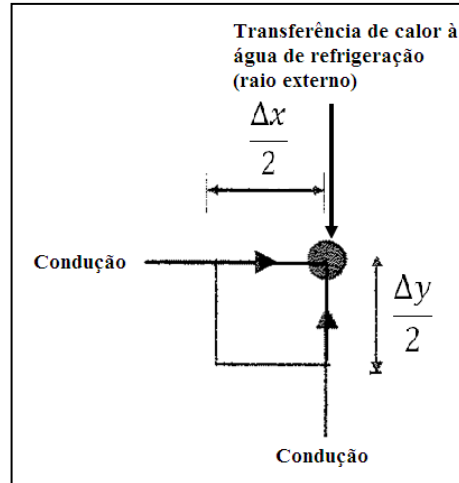


Figura 3.12. Representação dos elementos de volume situados na região 9.

$$A_p T_p = A_w T_w^0 + A_s T_s^0 + A_p^0 T_p^0 + B \quad (3.51)$$

onde:

$$A_w = \frac{2k\Delta y}{\Delta x_e} \quad (3.42)$$

$$A_s = \frac{2k\Delta x}{\Delta y_s} \quad (3.45)$$

$$A_p^0 = A_p - A_w - A_s - 2h_{gext}\Delta x \quad (3.52)$$

$$B = 2h_{gext}\Delta x T_{agua} \quad (3.50)$$

A formulação dos termos A's e B para cada região da malha empregada, conforme mostrado nesta seção depende da correta avaliação dos h_g 's nas fronteiras do lingote (face lateral, raio interno e externo). Na região do molde os h_g 's são calculados através do conhecimento dos valores de $h_{m/m}$, coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde. Entretanto, para as regiões de sprays e radiação/convecção natural, o valor do coeficiente de transferência de calor pode ser obtido diretamente através de medições de temperatura superficial no lingote. No capítulo 4 é apresentado o procedimento numérico utilizado para o cálculo do $h_{m/m}$, necessário para o cálculo de h_g na região do molde. O

experimental utilizado para aquisição das temperaturas na face fria do molde necessário para obtenção do $h_{m/m}$, é descrito no capítulo cinco. Este mesmo capítulo mostra o procedimento utilizado para cálculo do coeficiente de transferência de calor na região de sprays e radiação/convecção natural, utilizando medições de temperaturas superficiais do lingote em diferentes posições, nestas regiões.

4 PROCEDIMENTO PARA DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE GLOBAL DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO MOLDE (h_g)

Conforme explicitado anteriormente, o coeficiente global de transferência de calor molde (h_g) é função do coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde ($h_{m/m}$). Ou seja, se for determinado $h_{m/m}$, é possível determinar h_g para o molde. A seguir é mostrado a rotina numérica e o procedimento experimental para determinação do $h_{m/m}$ ao longo do molde.

4.1 Determinação do Coeficiente de Extração de Calor na Interface Metal/Molde

Para determinação do coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde ($h_{m/m}$), foi desenvolvido um modelo matemático, utilizando uma malha numérica unidimensional, ao longo da metade da seção do lingote e parede do molde, tendo como condições de contorno as temperaturas de lingotamento e da água de refrigeração do molde.

A temperatura da água de refrigeração do molde foi admitida constante ao longo de seu comprimento. A temperatura de lingotamento foi considerada pela medida de temperatura no distribuidor por um termopar de imersão utilizado no processo de LC.

4.1.1 Rotina de cálculo dos h 's

Inicialmente ao longo da malha numérica unidimensional acoplada, Fig. 4.1, as paredes do molde e a seção transversal do lingote estão, respectivamente, à temperatura de lingotamento e ambiente. A única incógnita para o cálculo dos perfis de temperatura é o h da interface metal/molde ($h_{m/m}$), visto que temos os dados termofísicos do molde e do aço sendo lingotado, bem como a temperatura da água de refrigeração e o valor do coeficiente de convecção entre a parede externa do molde e a água. Estima-se um valor de $h_{m/m}$ inicial e, assim, calculam-se os perfis de temperatura na malha numérica.

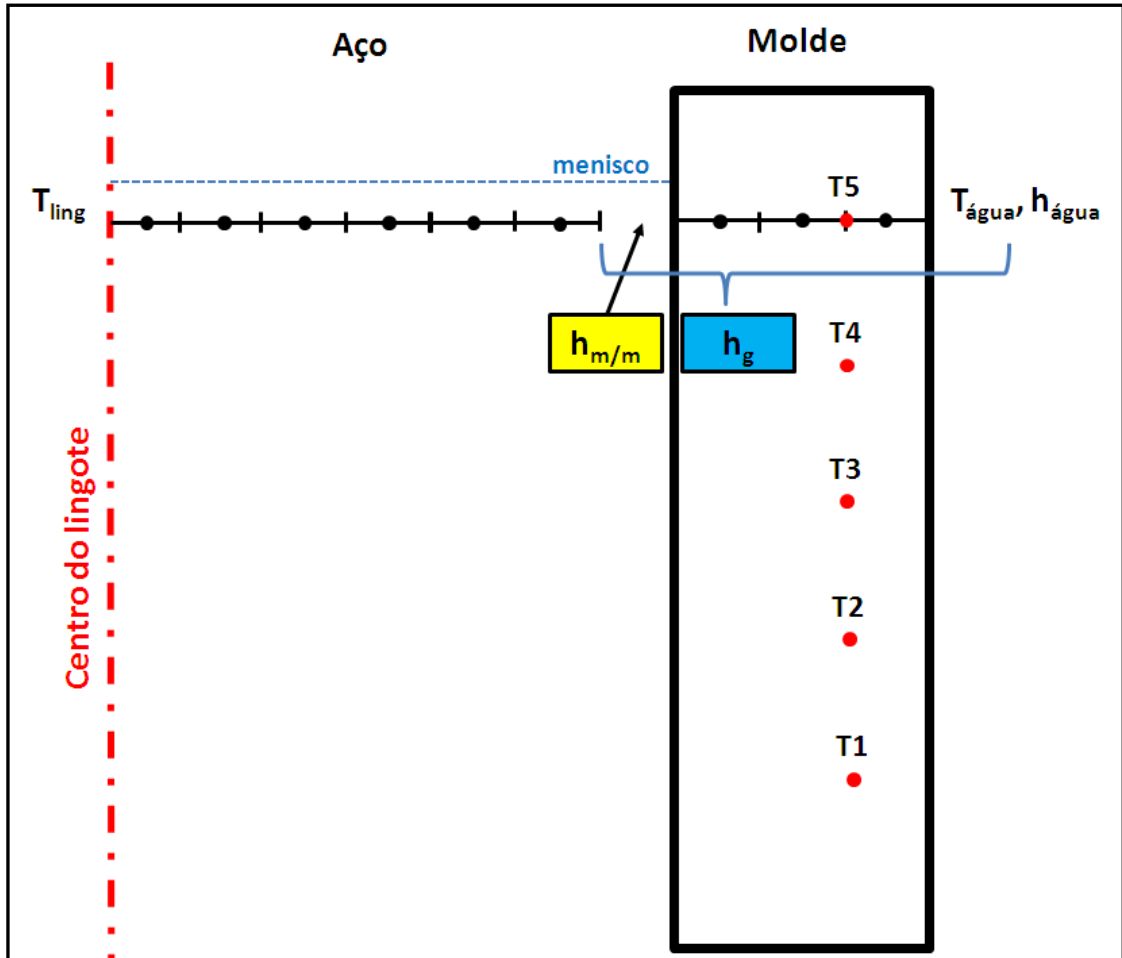


Figura 4.1. Esquema mostrando malha numérica unidimensional utilizada para cálculo do $h_{m/m}$ e h_g .

Sabemos que vários perfis de temperatura são possíveis para as condições de contorno estabelecidas. Para o raio interno, com base na temperatura experimental obtida no termopar T5, a rotina incrementa ou decrementa o valor de h em Δh de forma a obter a temperatura calculada igual à temperatura experimental em T5 com tolerância de 1°C . Desta forma é obtido o valor de h inicial e o perfil de temperatura adequado.

Sucessivamente, a malha desloca-se da posição do termopar T5 até a base do molde com variações de distância $\Delta t.V$ sendo calculados assim novos perfis de temperatura com base no h inicial até a malha atingir a altura do próximo termopar, quando um novo h é calculado e assim sucessivamente até o último termopar (T1). Este procedimento é feito para cada face do molde (raio interno, face lateral e raio externo). A Fig. 4.2 mostra o fluxograma do algoritmo utilizado para cálculo dos h 's em cada interface do molde.

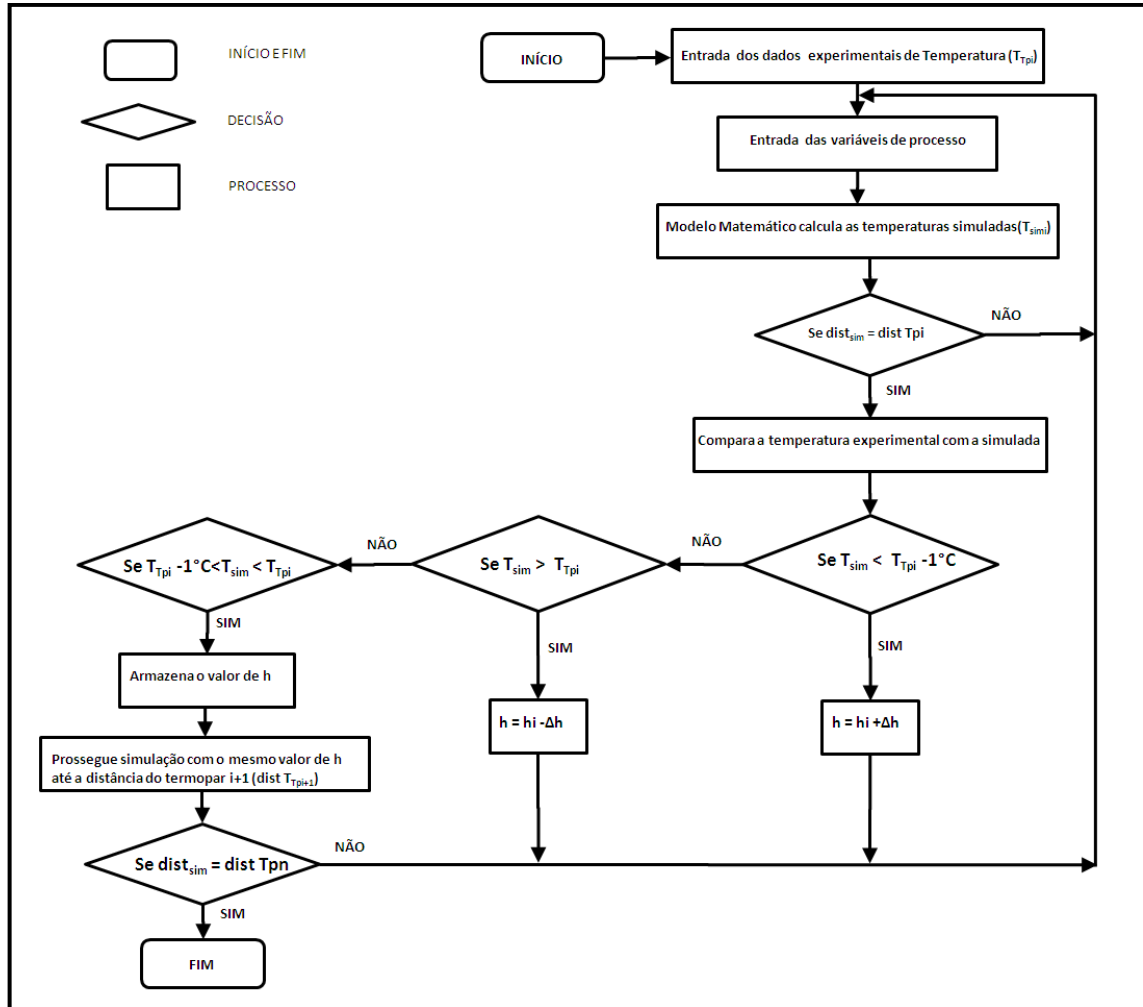


Figura 4.2. Fluxograma do algoritmo utilizado no cálculo dos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde ($h_{m/m}$).

Com a obtenção de $h_{m/m}$ é possível definir e calcular o coeficiente global de transferência de calor no molde (h_g). O coeficiente h_g avalia a transferência de calor global do aço líquido à água de refrigeração do molde levando em consideração as resistências à transferência de calor na interface metal/molde, parede do molde e parede externa do molde/água, conforme mostrado anteriormente. O coeficiente de transferência de calor da água de refrigeração do molde é considerado constante ao longo do comprimento do molde e igual a $24528 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$, conforme cálculo que será mostrado a seguir.

Após a malha se deslocar ao longo do comprimento do molde, esta passará progressivamente pela região de resfriamento secundário (região dos sprays), e região de radiação/convecção natural. Assim, novos coeficientes de transferência de calor destas regiões serão determinados através de medições de temperatura superficiais no lingote conforme será descrito posteriormente neste capítulo.

4.2 Cálculo do coeficiente convectivo da água de refrigeração do molde

De posse das características termofísicas do fluido de refrigeração, e da condição de escoamento, o coeficiente convectivo da água de refrigeração do molde pôde ser calculado. As propriedades termofísicas da água a 35°C são mostradas na Tab. 4.1.

Tabela 4.1. 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) com a velocidade da água na faixa de 7 a 15m/s pode-se considerar a troca térmica ocorrendo em regime turbulento. Desta forma, as seguintes correlações podem ser empregadas para o cálculo do coeficiente de troca convectiva entre a parede externa do molde e água.

$$Nu=C.Re^a.Pr^b \quad (4.1)$$

onde a=0,8; b=0,33; e

$$c=0,02.(D_i/D_e)^{0,53} \quad (4.2)$$

Os números de Reynolds e de Nusselt devem ser calculados com base no diâmetro hidráulico.

$$Nu=\frac{h.D_{idr}}{K_f} \quad (4.3)$$

$$Re=\frac{\rho.v.D_{idr}}{\mu} \quad (4.4)$$

onde o diâmetro hidráulico, Fig. 4.3, é calculado por:

$$D_{hidraulico} = \sqrt{D_e^2 - D_i^2} \quad (4.5)$$

Para o molde utilizado na obtenção dos dados experimentais deste trabalho, $D_e = 129,3\text{mm}$ e $D_i = 121,3\text{mm}$. De posse dos dados anteriormente listados, $h_{\text{água}}$ calculado é igual a $24528 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$.

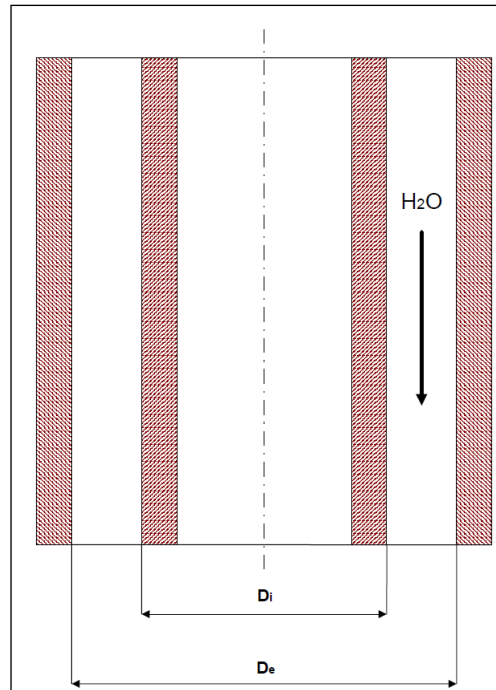


Figura 4.3. Esquema mostrando o cálculo do diâmetro hidráulico. (Monrad et al, 2003)

5 OBTENÇÃO DAS TEMPERATURAS EXPERIMENTAIS

Os testes para aquisição das temperaturas experimentais na parede externa do molde e temperaturas superficiais do lingote na região de sprays e radiação/convecção natural necessárias para cálculo do coeficiente global de transferência de calor no molde (h_g) foram feitos numa máquina de Lingotamento Contínuo de Tarugos com os seguintes parâmetros:

- instalação à arco;
- raio de máquina: 4,5m;
- comprimento metalúrgico: 12m;
- sistema de troca de panelas: carro porta-panela;
- distribuidor tipo delta com dois veios;
- jato livre sem proteção.

A aquisição de dados experimentais de temperatura no molde e regiões de sprays e radiação/convecção natural foi realizada durante o lingotamento de três tipos de aço basicamente, produzidos na unidade siderúrgica em questão, que são mostrados na Tab. 5.1 abaixo, com seus parâmetros operacionais e composição química correspondentes.

Tabela 5.1. Composição química e parâmetros operacionais dos aços utilizados.

Aço	Composição Química (%)														T _{líquido} (°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	2,7 - 3,2	
	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		2,7 - 3,2
	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					

O molde é tubular com seção de 100x100 mm e comprimento de 700 mm, sendo sua lubrificação feita por óleo vegetal com vazão constante de 30 ml/min injetado nas quatro faces internas do molde através de quatro orifícios no flange do porta-molde. O molde possui conicidade parabólica e oscila com frequência média de 148 ciclos por minuto.

Na Tab. 5.2 abaixo segue as características termofísicas do molde fornecidas pelo fabricante KME.

Tabela 5.2. Características Termofísicas do Molde (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

As temperaturas de entrada e saída da água bem como sua pressão e vazão são monitoradas. Abaixo do molde três zonas de sprays com 20, 40 e 36 bicos na 1º, 2º e 3º zonas respectivamente formam a região de resfriamento secundário.

5.1 Obtenção das Temperaturas Experimentais no Molde

Foram utilizados quinze termopares nas faces do molde, distribuídos da seguinte forma: cinco termopares no raio interno, cinco termopares na face lateral e cinco termopares no raio externo.

Os termopares foram fixados a quatro milímetros da superfície fria do molde, com o intuito de reduzir a possibilidade de deformação ou perfuração do molde. Três termopares foram posicionados com maior proximidade ao menisco, devido as maiores variações do coeficiente de extração de calor comparativamente à região inferior do molde. Com o intuito de melhor entendimento do fluxo de calor, os termopares foram igualmente espaçados na face. A Fig. 5.1 mostra o desenho técnico do molde e seus sulcos usinados para instalação dos termopares na face lateral. A disposição dos sulcos para as faces: lateral, raio interno e externo e a nomenclatura dos termopares utilizados podem ser vistos do lado direito da Fig. 5.1.

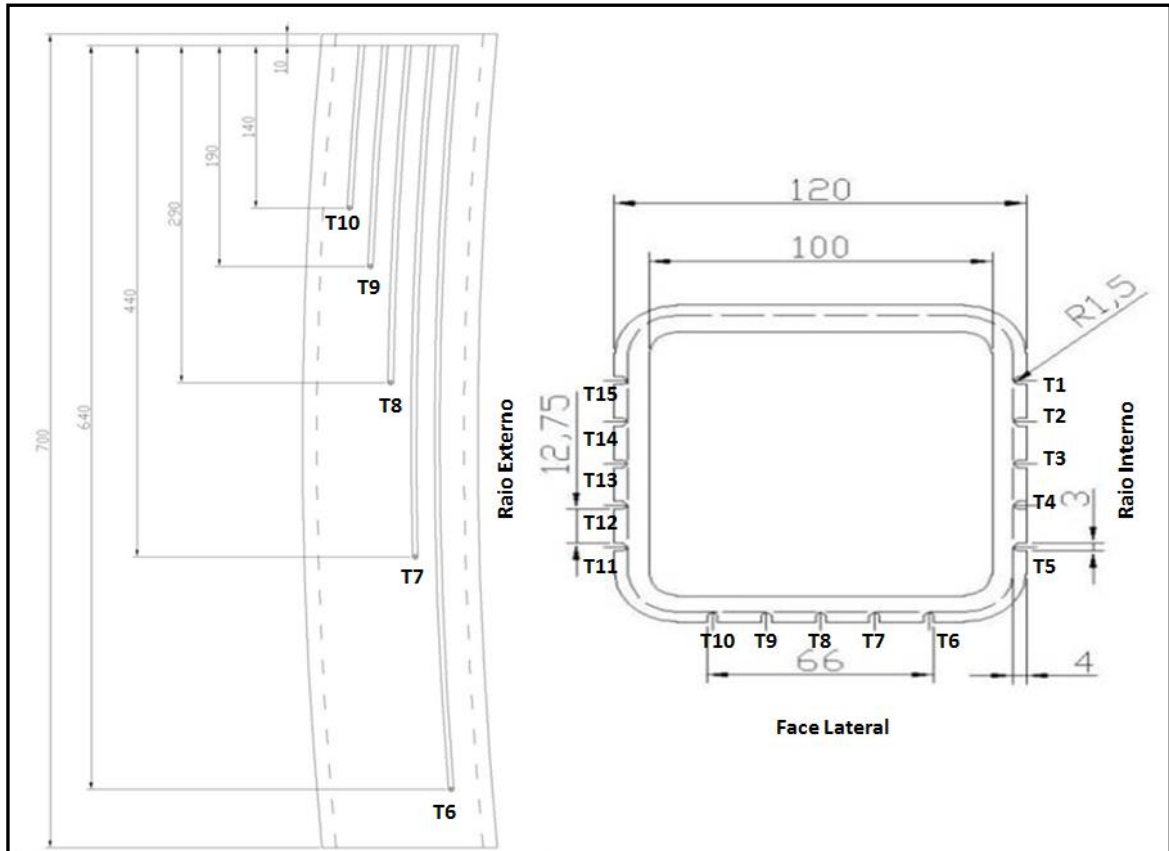


Figura 5.1. Desenho esquemático da distribuição dos termopares na Face Lateral.

Os sulcos feitos na superfície do molde foram realizados na máquina CNC devido sua curvatura e precisão dimensional requerida, mantendo assim a condição física da superfície do molde intacta para evitar qualquer tipo de turbulência. Em cada face foram instalados cinco termopares bem espaçados de modo a considerar o efeito de maior contração do lingote próximo ao canto. Os termopares utilizados foram do tipo K (Cromel-Alumel) com diâmetro de 1,5 mm de mineral, com revestimento para alta tensão, a fim de evitar que o mesmo entrasse em contato com a parede do molde deixando apenas a ponta em contato. Para fixar a ponta do termopar na superfície do molde foi utilizado o método de “brasagem”. Foram utilizados também cabos de compensação conectados aos termopares com acoplamento macho-fêmea.

A Fig. 5.2 mostra a montagem do aparato experimental bem como os termopares revestidos, cabos de compensação e conectores do sistema de aquisição de dados.



Figura 5.2. Montagem do aparato para a aquisição das temperaturas de trabalho do molde.

Para a aquisição de dados de temperatura monitoradas no molde utilizou-se uma placa de monitoração de dados de quinze canais acoplada a um computador e um software de tratamento gráfico, coletando dados de temperatura na frequência de um dado por minuto.

5.2 Obtenção do coeficiente de transferência de calor na Região de Sprays e Radiação/convecção natural

Para obtenção do coeficiente de transferência de calor na zona de sprays e radiação/convecção natural, foram realizadas medições de temperaturas na superfície do lingote em pontos definidos ao longo do comprimento metalúrgico da MLC.

A Fig. 5.3 mostra os pontos de medição de temperatura superficial no lingote.

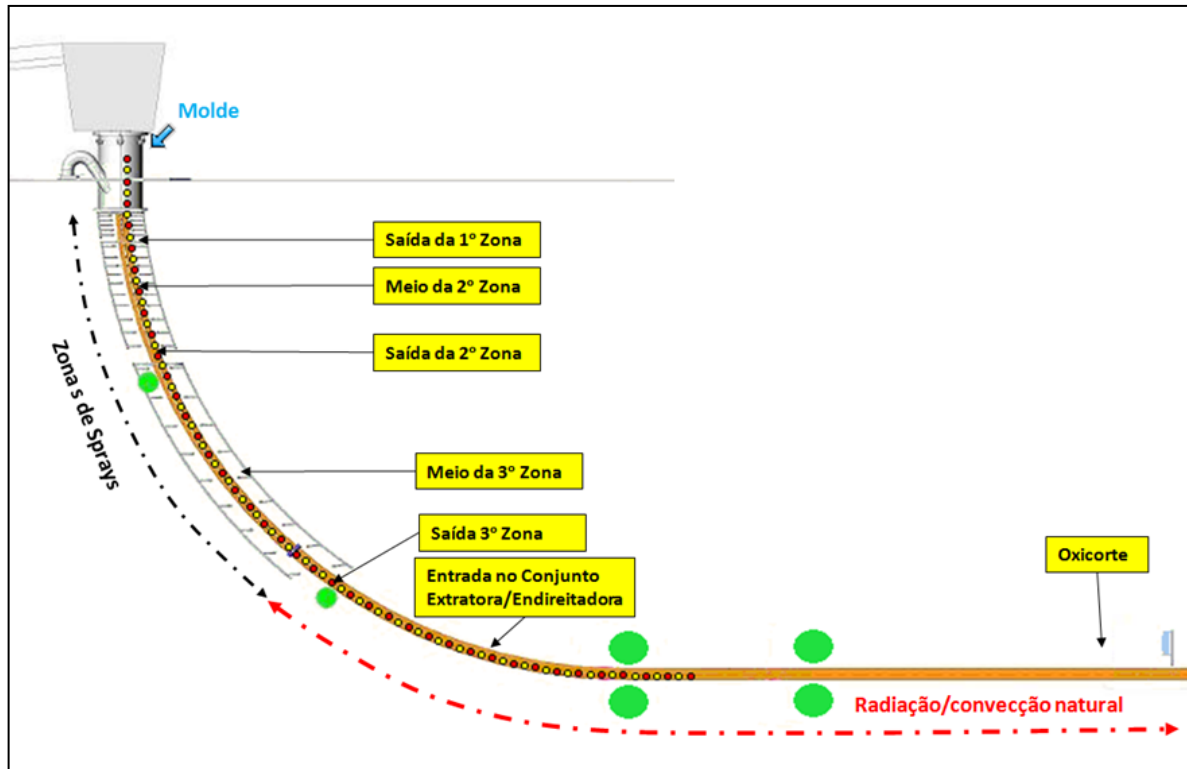


Figura 5.3. Pontos de Medição de Temperatura Superficial do Lingote.

Para a realização das medições foi utilizado pirômetro óptico RAYTEK 23131, com faixa de medição de 600 a 1800 °C, posicionado de forma a obter a temperatura superficial no centro da face lateral do lingote, de forma a minimizar os efeitos de canto do lingote onde a temperatura superficial é mais baixa. A aquisição da temperatura foi feita manualmente, em uma distância pré-definida do ponto de medição além de emissividade apropriada, conforme manual do pirômetro. Em cada ponto de medição foram realizadas 15 medições e considerado o valor médio destas medidas, expurgando os valores muito acima ou abaixo (“outliers”). A Tab. 5.3 mostra os valores médios encontrados nas medições.

Tabela 5.3. Temperaturas Superficiais do lingote médias e respectivos parâmetros operacionais da MLC.

Corrida	Aço	V (m/min) lingotamento	T (°C) lingotamento	Região dos Sprays (Resfriamento Secundário)					Extratora (6,5 m)	Oxicorte (12 m)
				1º Zona	2º Zona		3º Zona			
				(0,85 m)	1,24 m (Meio)	1,8 m (Saída)	2,91 m (Meio)	4,25 m (Saída)		
1	1013	2,7	1547	1130	1095	1040	950	940	1060	945
2	1013	2,75	1552	1120	1082	1020	925	920	1050	950
3	1013	2,8	1550	1150	1086	1027	936	929	1030	935
4	1013	3	1545	1131	1079	1021	927	921	1065	1004
5	1013	3,05	1562	1124	1070	1019	919	911	1075	998
6	1013	3,1	1565	1133	1080	1013	930	929	1055	1010
7	1013	3,2	1559	1125	1075	1010	950	932	1082	1029
8	1013	3,25	1555	1135	1085	1032	910	917	1070	1023
9	1013	3,2	1557	1115	1079	1014	932	915	1071	1030
10	1028	2,8	1538	1130	1100	1062	979	978	1102	1065
11	1028	2,85	1535	1141	1111	1057	970	972	1092	1057
12	1028	3,2	1545	1097	1075	1030	960	967	1102	1080
13	1034	2,8	1531	1095	1065	1015	937	940	1079	1034
14	1034	2,9	1535	1080	1052	1009	930	922	1065	1030
15	1034	3,1	1541	1082	1070	1027	960	960	1090	1067
16	1034	3,2	1543	1074	1058	1015	939	942	1082	1059

Para a região de sprays foi utilizada a correlação entre o coeficiente de transferência de calor e a vazão de água nesta região encontrada por Brimacombe (1984), que é dada pela equação abaixo:

$$h = k \cdot \dot{m}^n \quad (5.1)$$

onde k e n são constantes e \dot{m} é a vazão de água dos sprays.

Através do modelo matemático bidimensional proposto, utilizando k igual a 0,366 e um valor de n arbitrário, foram simulados os perfis de temperatura superficial do lingote ao longo das regiões de sprays. Desta forma, foi ajustado o valor de n da Eq. (5.1) e realizadas novas simulações de forma a obter os perfis de temperatura simuladas aproximadamente iguais às temperaturas experimentais obtidas com pirômetro óptico. De forma semelhante, para a região de radiação/convecção natural, foi utilizado um valor arbitrário de coeficiente de transferência de calor nesta região e, através da comparação dos perfis simulados e temperaturas experimentais obtidas, foi obtido o valor correto do coeficiente de transferência de calor nesta região.

Para a região de sprays, foram encontrados valores de n iguais a 0,63 e 0,56 para aços 1013D e 1028D, respectivamente. Para aços 1034D foi encontrado valor próximo de 0,56, mesmo valor encontrado para o aço 1028D.

A Tab. 5.4 mostra as vazões de água utilizadas nas três zonas de sprays da MLC e os coeficientes de transferência de calor obtidos nestas regiões, através da comparação dos perfis simulados e temperaturas experimentais obtidas. A Tab. 5.4 mostra também os valores do

coeficiente de transferência de calor na região de radiação/convecção natural obtido através do mesmo procedimento.

Tabela 5.4. Vazões utilizadas e coeficientes de transferência de calor obtidos nas regiões de sprays e radiação/convecção natural

Aço	Velocidade Lingotamento [m/min]	Zonas de Sprays						Radiação/ Convecção Natural h [W/m ² .K]
		1° Zona (Z1)		2° Zona (Z2)		3° Zona (Z3)		
		Vazão [l/s]	h [W/m ² .K]	Vazão [l/s]	h [W/m ² .K]	Vazão [l/s]	h [W/m ² .K]	
1013	2,7	2,58	666	2,55	660	2,25	610	150
	3	2,87	711	2,83	705	2,50	652	147
	3,2	3,07	741	3,02	734	2,67	679	154
1028	2,7	2,23	574	2,20	569	1,95	532	157
	3	2,48	609	2,43	602	2,17	564	153
	3,2	2,65	632	2,60	625	2,32	586	148
1034	2,7	2,12	557	2,08	552	1,85	517	145
	3	2,35	591	2,32	586	2,05	547	153
	3,2	2,50	611	2,47	607	2,18	567	158

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados experimentais e numéricos da simulação do processo de lingotamento contínuo.

6.1 Temperaturas Experimentais do Molde

Durante o experimento foram monitoradas 75 corridas com duração média de 45 minutos cada. Os valores obtidos de temperatura pelo sistema de aquisição são valores médios em função de tempo que corresponde a um segundo de medição.

Para remover as variações de temperatura, decorrentes da flutuação do nível de metal no menisco, e oscilação no molde os dados foram tratados através de média móvel. Em uma sequência de medições de temperatura, a média móvel, neste trabalho, calcula a média das últimas 10 medições, eliminando assim as variações mencionadas. Desta forma, foram verificadas as influências dos seguintes importantes parâmetros importantes do processo de LC: velocidade, temperatura de lingotamento e composição química dos aços.

Para avaliar a influência da composição química foram utilizadas as Eqs. (2.1) e (2.2) para o carbono equivalente (Ceq) e Potencial Ferrítico (FP), respectivamente. Estas equações, conforme mencionado no Cap. 2, avaliam o comportamento de solidificação durante a reação peritética. A Tab. 6.1 mostra alguns valores médios de temperatura obtidos pelos termopares e tratados pela média móvel e os principais parâmetros operacionais aqui considerados.

Tabela 6.1. 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 de Aço
1	1013D	2,7	1547	62	65	72	83	103	63	65	71	83	104	63	65	73	84	105	0,12	0,96	A
2	1013D	2,7	1554	60	64	70	81	102	62	64	69	80	103	63	64	70	82	104	0,09	1,02	A
3	1013D	2,8	1562	62	65	72	83	104	63	65	70	83	104	63	65	73	85	106	0,08	1,06	B
4	1013D	2,9	1550	62	65	73	83	104	62	65	72	83	104	64	65	74	84	106	0,10	0,99	A
5	1013D	2,9	1556	62	65	72	82	104	63	65	71	82	104	63	65	72	83	105	0,10	0,99	A
6	1013D	3	1558	63	67	75	85	107	65	67	72	85	107	65	67	76	85	109	0,08	1,06	B
7	1013D	3	1560	63	67	75	85	107	64	67	73	83	107	65	67	76	86	108	0,08	1,06	B
8	1013D	3	1543	63	66	74	84	106	64	66	73	82	106	64	66	74	85	107	0,10	0,99	A
9	1013D	3	1555	60	68	77	85	107	65	68	74	83	107	66	68	77	86	108	0,14	0,90	A
10	1013D	3	1570	59	68	77	85	109	66	68	74	84	108	65	68	77	86	110	0,13	0,92	A
11	1013D	3,05	1550	58	67	75	83	107	65	67	73	81	106	65	67	75	85	108	0,13	0,92	A
12	1013D	3,2	1561	56	71	78	86	108	65	69	76	84	107	66	71	77	87	109	0,08	1,06	B
13	1013D	3,2	1550	55	70	78	86	108	66	70	75	84	107	66	70	79	88	109	0,10	0,99	A
14	1013D	3,37	1553	68	73	80	89	111	69	73	79	87	110	69	73	80	90	112	0,14	0,90	A
15	1013D	3,4	1535	65	72	79	88	110	67	72	76	85	109	67	72	80	90	111	0,10	1,01	A
16	1013D	3,4	1556	64	73	80	89	111	69	73	78	87	110	69	73	81	91	112	0,10	1,01	A
17	1013D	3,4	1532	62	72	79	88	110	66	72	78	86	109	67	72	78	90	111	0,12	0,96	A
18	1034D	2,9	1543	62	71	80	86	115	65	71	80	87	116	65	72	82	90	117	0,32	0,45	B
19	1028D	2,95	1531	59	67	73	87	113	66	67	72	86	113	67	68	74	89	114	0,29	0,51	B
20	1034D	3	1540	58	72	81	89	116	65	72	80	87	116	65	73	82	91	117	0,34	0,39	B
21	1034D	3	1550	63	70	77	88	115	64	70	76	86	115	64	71	79	89	115	0,31	0,47	B
22	1034D	3,1	1541	64	69	77	86	115	65	69	76	85	114	65	71	79	88	116	0,31	0,48	B
23	1034D	3,2	1541	65	75	80	91	119	66	75	79	89	116	67	77	81	93	117	0,33	0,42	B
24	1028D	3,2	1545	70	72	79	90	116	70	72	77	88	116	72	74	80	91	117	0,29	0,51	B
25	1034D	3,25	1556	66	74	82	92	118	66	74	80	90	117	70	75	84	93	117	0,32	0,44	B
26	1028D	3,15	1528	70	72	79	90	116	70	72	77	88	116	72	74	80	91	117	0,29	0,51	B
27	1028D	3,1	1532	65	71	77	88	115	66	70	76	87	114	68	70	77	89	116	0,26	0,59	B
28	1028D	2,8	1538	61	65	71	85	112	63	65	70	82	112	62	65	71	85	112	0,27	0,57	B
29	1028D	3,3	1542	66	71	78	89	116	67	71	77	87	115	68	70	77	89	117	0,27	0,57	B

Com os valores de temperatura do molde foi possível calcular o coeficiente de extração de calor na interface metal/molde ($h_{m/m}$) e o coeficiente global de transferência de calor no molde (h_g).

6.2 Influência dos Parâmetros Operacionais no Fluxo de Calor no Molde

De acordo com o que foi exposto anteriormente, a extração de calor no molde depende de vários fatores. Neste capítulo serão investigados a influência dos seguintes fatores: composição química, velocidade de lingotamento, temperatura de lingotamento e faces do molde no coeficiente de extração de calor na interface metal/molde ($h_{m/m}$). Este coeficiente tem um grande impacto no coeficiente global de transferência de calor no molde (h_g).

6.2.1 Composição química

As curvas das Figs 6.1 a 6.3 mostram o efeito da composição química representado pelo potencial ferrítico (FP) sobre o $h_{m/m}$ para a face lateral, raio interno e externo do molde, respectivamente. Os resultados comprovam que, na medida em que o potencial ferrítico aumenta, o coeficiente de transferência de calor $h_{m/m}$ cai, evidenciando a transição da tendência ao agarramento para a depressão e previamente estudado por Wolf (1981).

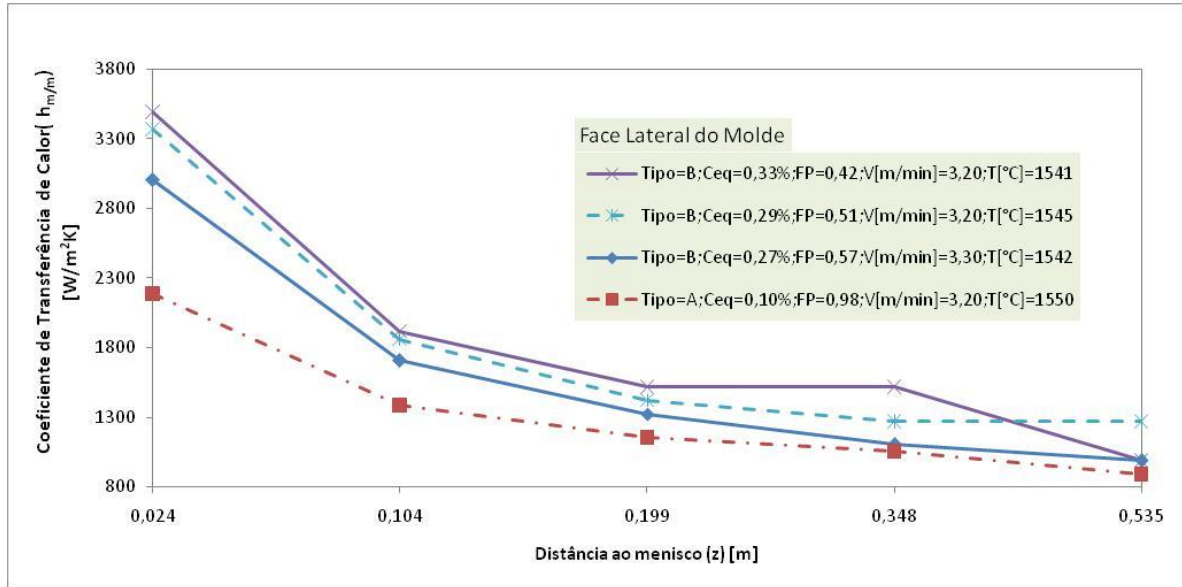


Figura 6.1. Efeito da composição química sobre o coeficiente de Transferência de Calor $h_{m/m}$ para a face lateral do molde.

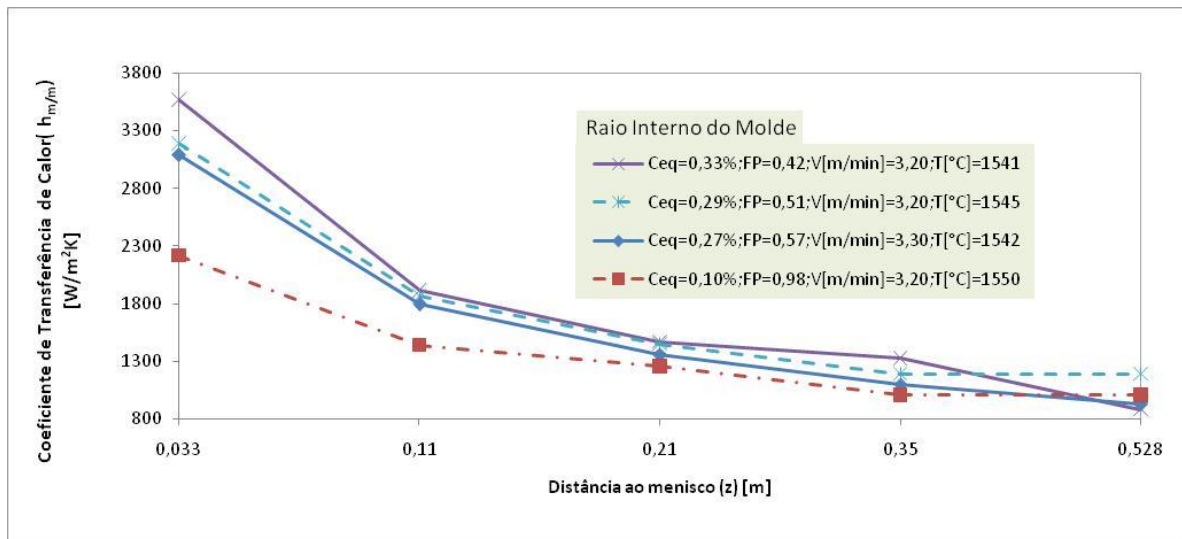


Figura 6.2. Efeito da composição química sobre o coeficiente de Transferência de Calor $h_{m/m}$ para o raio interno do molde.

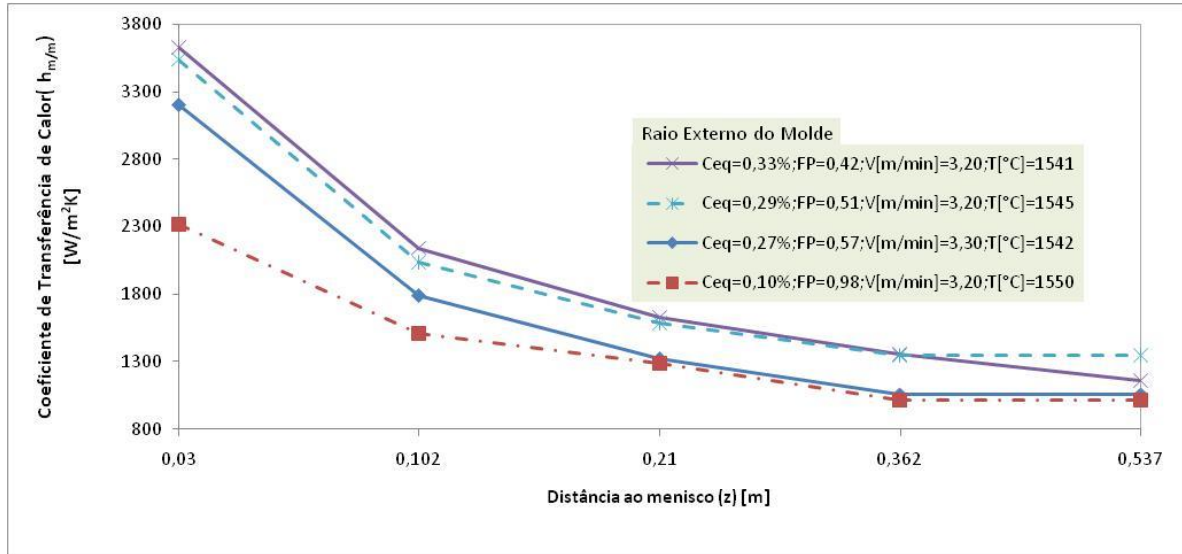


Figura 6.3. Efeito da composição química sobre o coeficiente de Transferência de Calor $h_{m/m}$ para o raio externo do molde.

6.2.2 Faces do Molde

As Figs. 6.4 e 6.5 mostram a influência das faces do molde no coeficiente de transferência de calor $h_{m/m}$ para um aço do tipo B e A, respectivamente. Ambas as figuras evidenciam um menor valor de $h_{m/m}$ na face lateral comparativamente aos raios interno e externo. Além disso, o raio externo apresenta para os dois tipos de aço (A e B) maiores valores quando comparado ao raio interno. Devido à curvatura do molde, este comportamento pode estar relacionado ao melhor contato entre o lingote e o raio externo. Podemos perceber um aumento no coeficiente de transferência de calor no raio externo, quando comparado ao raio interno na saída do molde (posição dos termopares 1, 6 e 11). A explicação pode estar no fato de que na parte inferior do molde o lingote já sofreu contração considerável e sua espessura de casca solidificada resiste melhor à pressão metalostática, aumentando assim o “gap”. O lingote, pela ação do seu peso, aliado à curvatura do molde, aproxima-se do raio externo. Este comportamento foi evidenciado em diversas condições nas curvas de $h_{m/m}$.

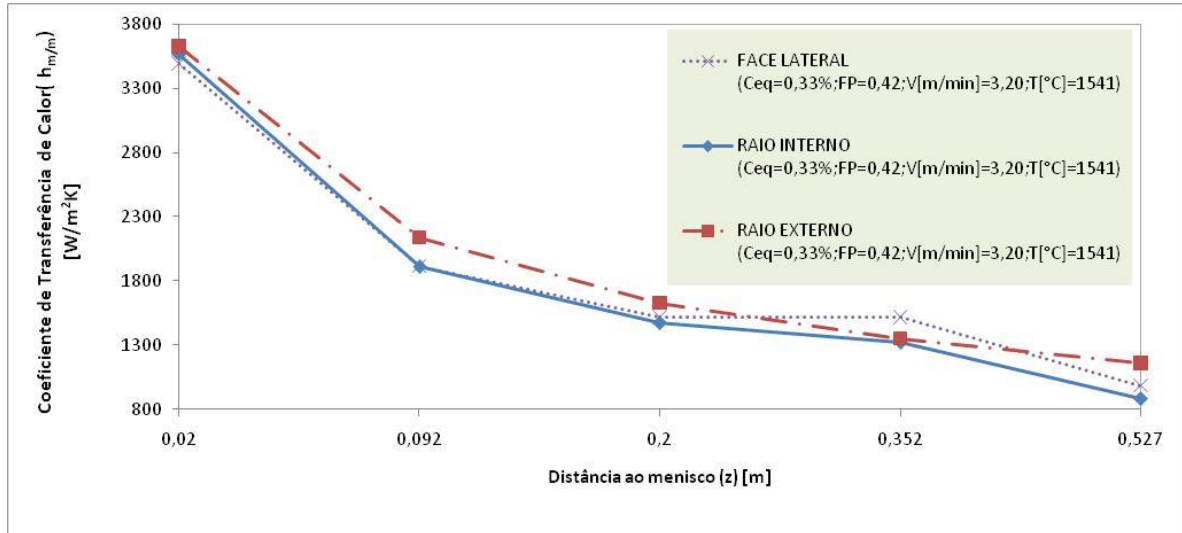


Figura 6.4. Efeito da face do molde sobre o coeficiente de Transferência de Calor $h_{m/m}$ para um aço "tipo B".

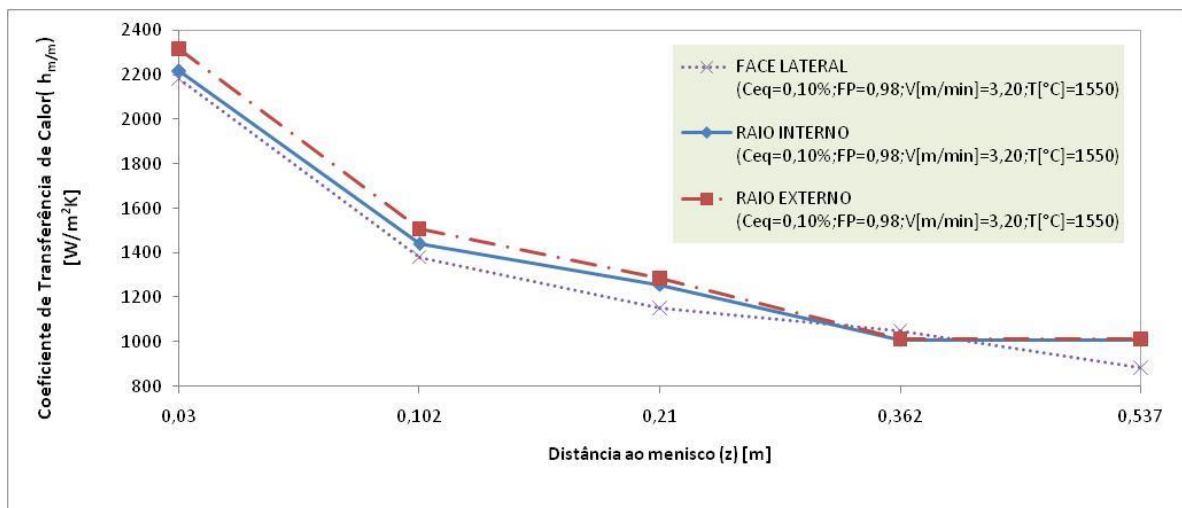


Figura 6.5. Efeito das faces do molde sobre o coeficiente de Transferência de Calor $h_{m/m}$ para um aço "tipo A".

6.2.3 Velocidade de Lingotamento

As Figs. 6.6 e 6.7 mostram a influência da velocidade de lingotamento nas curvas de $h_{m/m}$ para aços do tipo A e para os raios externo e interno, respectivamente. Nota-se o comportamento, descrito anteriormente, sobre o aumento de $h_{m/m}$ na posição inferior do molde comparativamente ao raio interno. Ação da velocidade é também evidenciada nestes gráficos em toda sua faixa operacional (2,70 – 3,40) mostrando ser um forte parâmetro de influência no coeficiente de transferência de calor ($h_{m/m}$). A Fig. 6.8 mostra comportamento semelhante para aços do tipo B.

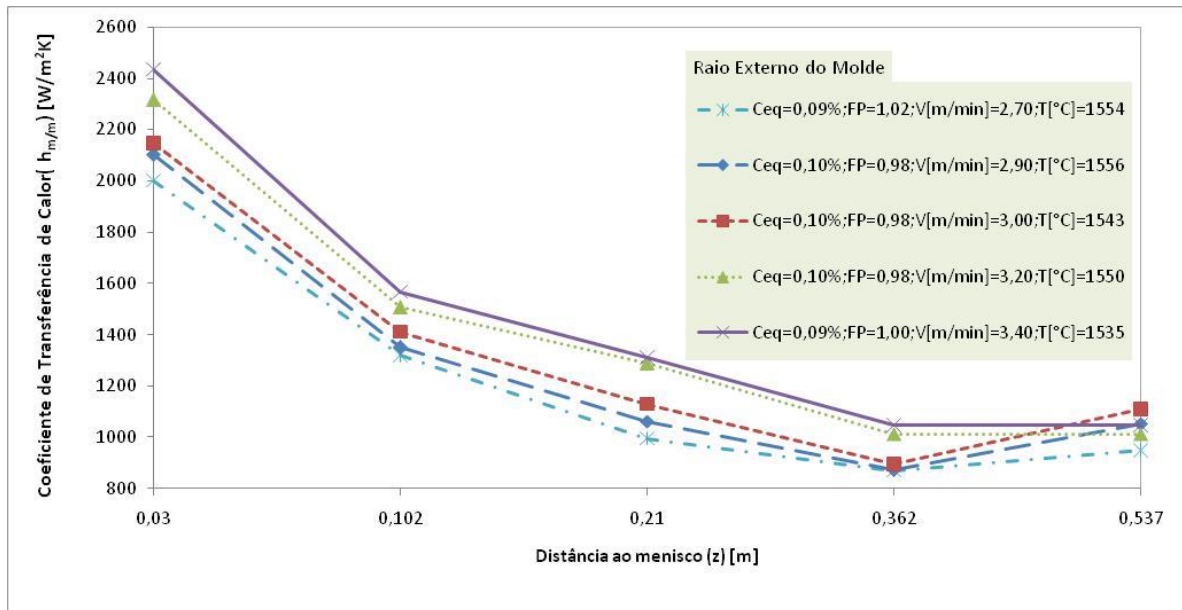


Figura 6.6. Influência da velocidade de lingotamento no $h_{m/m}$ para aços tipo A no raio externo.

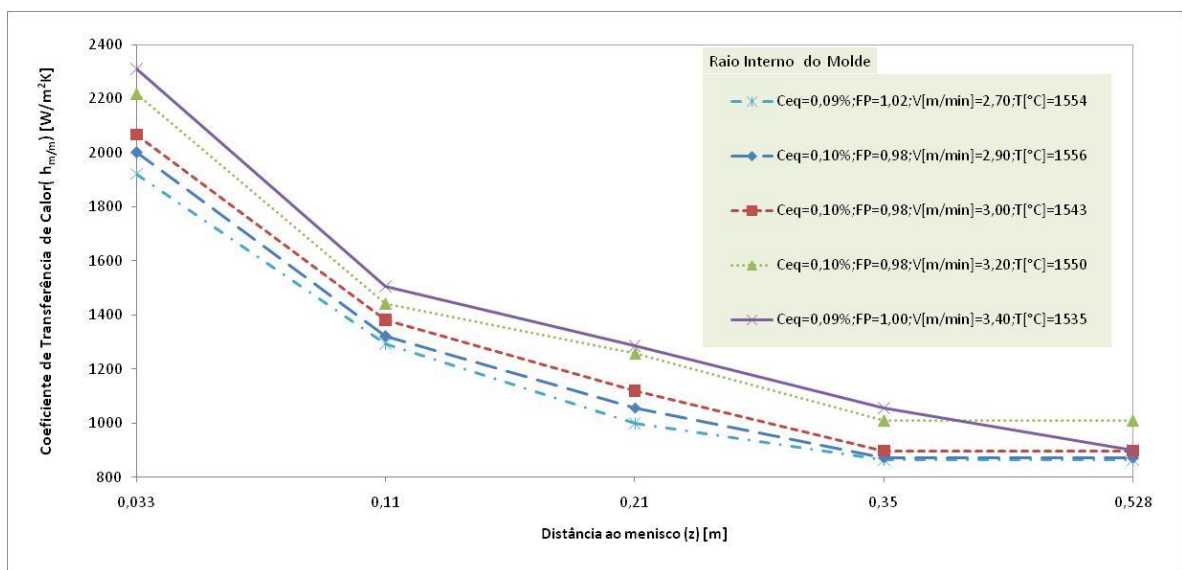


Figura 6.7. Influência da velocidade de lingotamento no $h_{m/m}$ para aços tipo A no raio interno.

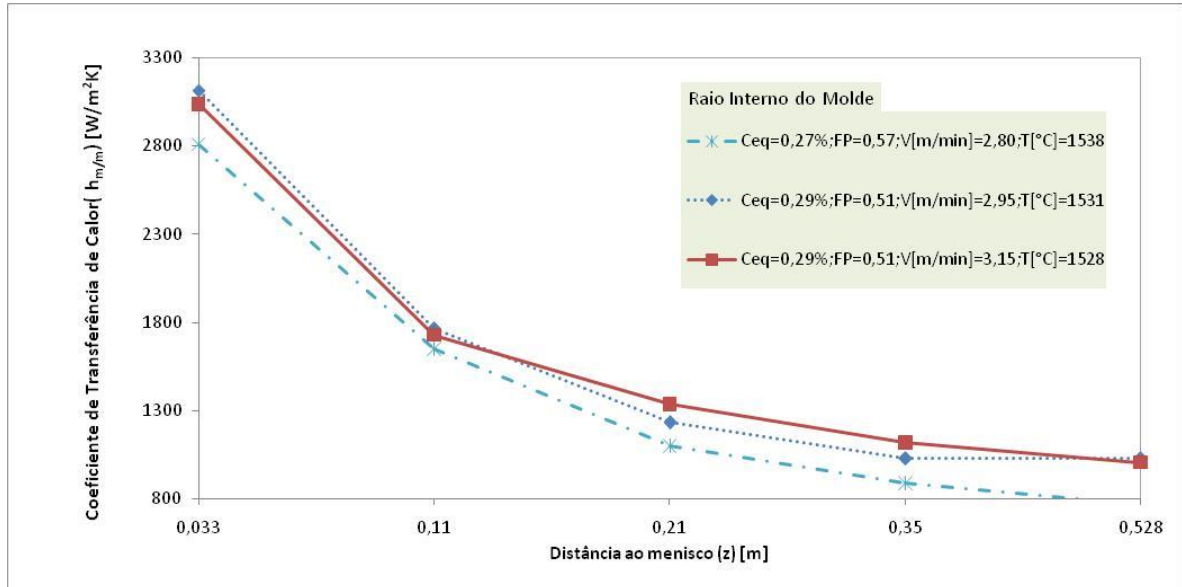


Figura 6.8. Influência da velocidade de lingotamento no $h_{m/m}$ para aços tipo B no raio interno.

6.2.4 Temperatura de Lingotamento

Através das Figs. 6.9 e 6.10 é notado que a temperatura de lingotamento não apresentou influência significativa no valor de $h_{m/m}$, para as faixas operacionais utilizadas, quando comparada à composição química e a velocidade de lingotamento, bem como as faces do molde. Porém, um sobreaquecimento além destas faixas pode aumentar sua influência nos valores de $h_{m/m}$.

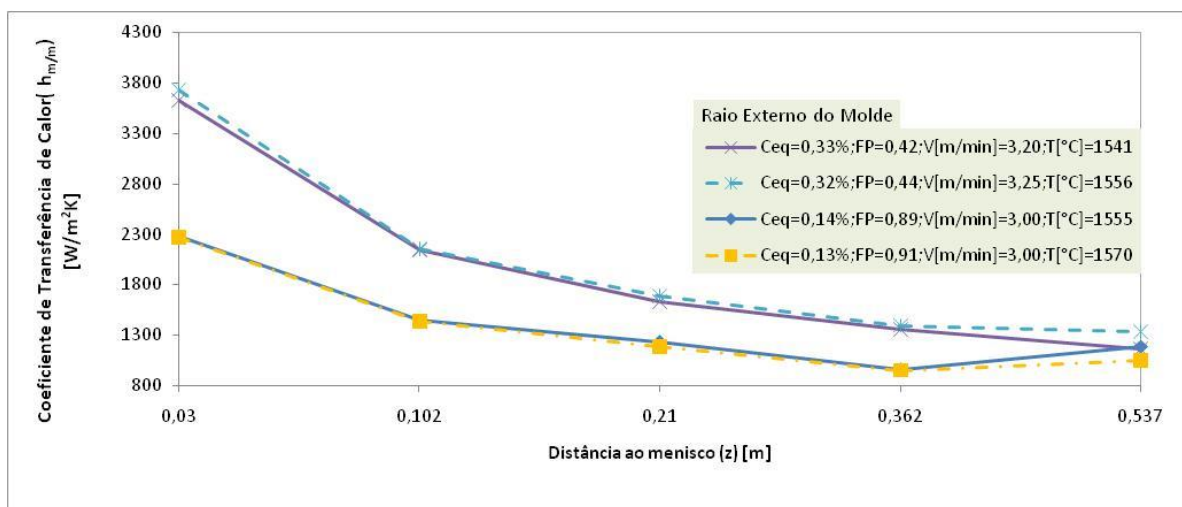


Figura 6.9. Influência da temperatura de lingotamento no $h_{m/m}$ para o raio externo.

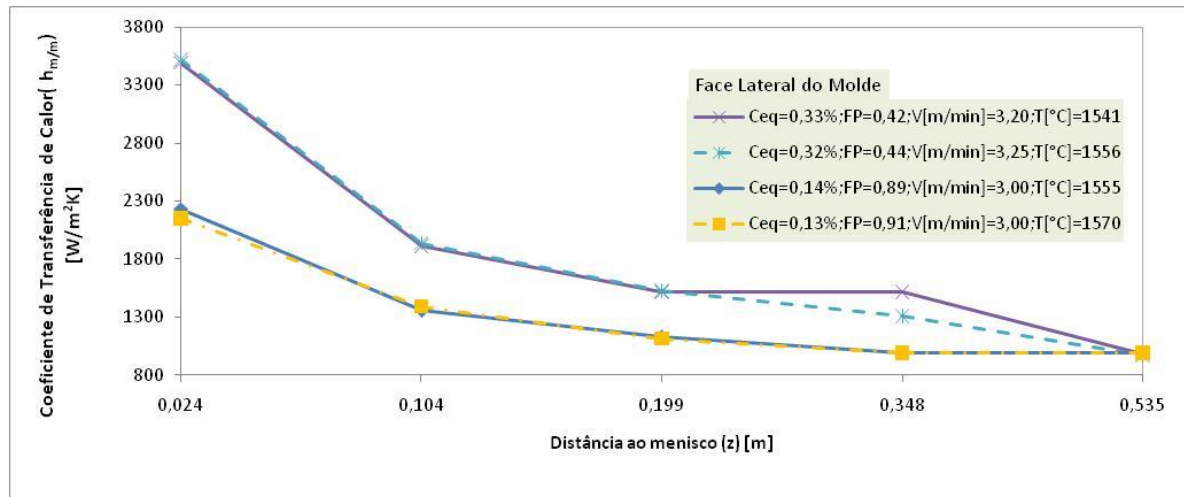


Figura 6.10. Influência da temperatura de lingotamento no $h_{m/m}$ para a face lateral.

6.3 Determinação das Equações do Coeficiente Global de Transferência de calor no Molde (h_g)

Tendo obtido o coeficiente de troca de calor entre o metal e o molde ($h_{m/m}$), apresenta-se nesta secção o cálculo do coeficiente global de transferência de calor no molde (h_g), levando em consideração as três resistências térmicas. O perfil das curvas de h_g calculadas ao longo do comprimento do molde (direção de lingotamento z) assemelha-se as curvas de $h_{m/m}$ sendo que o tipo de equação que melhor representa é a exponencial da forma:

$$h_g = Y_0 + A_1 \cdot \exp(-z/t_1) \quad (6.1)$$

onde Y_0 , A_1 e t_1 são constantes e z é a distancia do menisco na direção de lingotamento.

Desta forma, foi proposto avaliar as constantes Y_0 , A_1 e t_1 como função das principais variáveis que influenciam o $h_{m/m}$ e, portanto, o h_g : composição química (FP), velocidade de lingotamento para cada face do molde, conforme Fig. 6.11. De acordo com o potencial ferrítico do aço, foram estabelecidas cinco faixas de FP de acordo com a maior ou menor tendência ao agarramento e depressão e, assim, estabelecidas equações de Y_0 , A_1 e t_1 em função da velocidade de lingotamento para cada faixa de FP, obtendo assim equações lineares como melhor adequação. Substituindo as equações de Y_0 , A_1 e t_1 na Eq. (6.1) obtêm-se as equações de h_g em função da distância ao menisco (z), da velocidade de lingotamento (v), para cada faixa de Potencial Ferrítico (FP) definida, conforme metodologia apresentada pela Fig. 6.11.

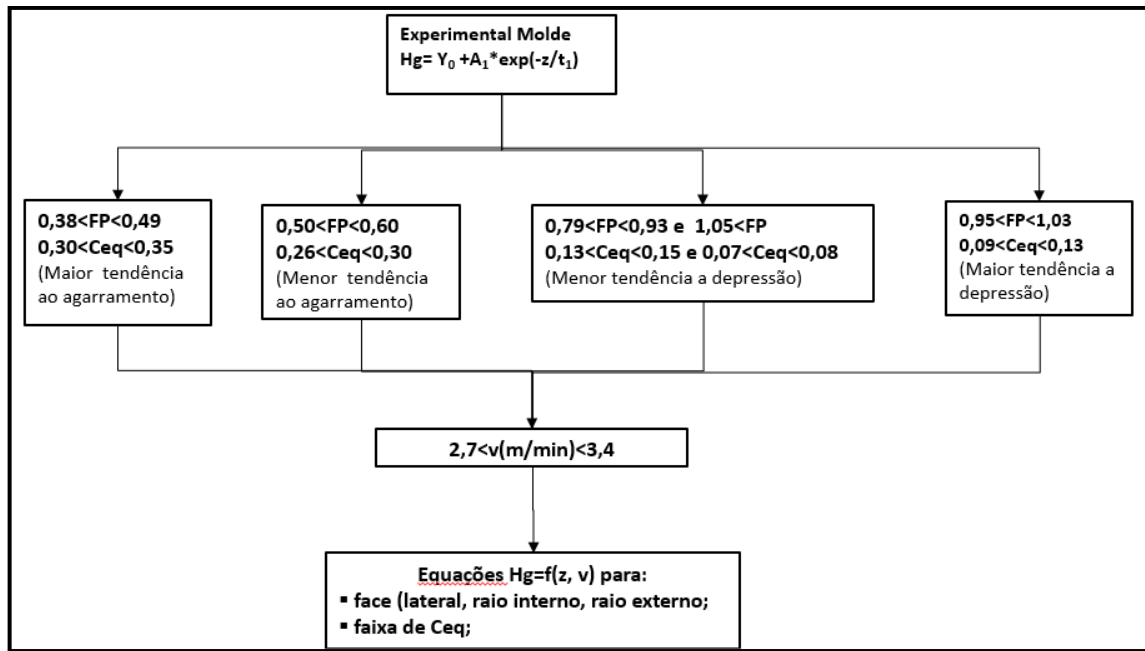


Figura 6.11. Metodologia para obtenção das equações de h_g .

As Figs. 6.12 e 6.13 mostram curvas das equações de h_g encontradas pela metodologia mostrada na Fig. 6.11, e os valores pontuais de h_g , calculados através dos $h_{m/m}$ obtidos pela rotina numérica mostrada na seção 4.1, ao longo do comprimento do molde, para o raio interno e face lateral, respectivamente.

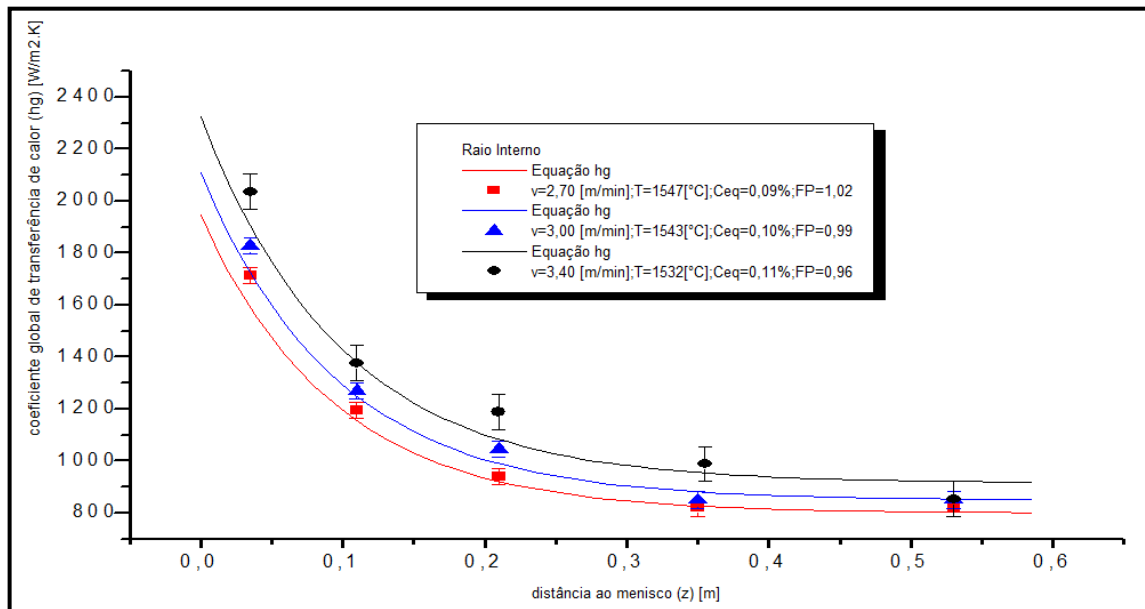


Figura 6.12. Curvas das equações de h_g e valores de h_g calculados através dos $h_{m/m}$'s, obtidos experimentalmente ao longo do molde, para o raio interno.

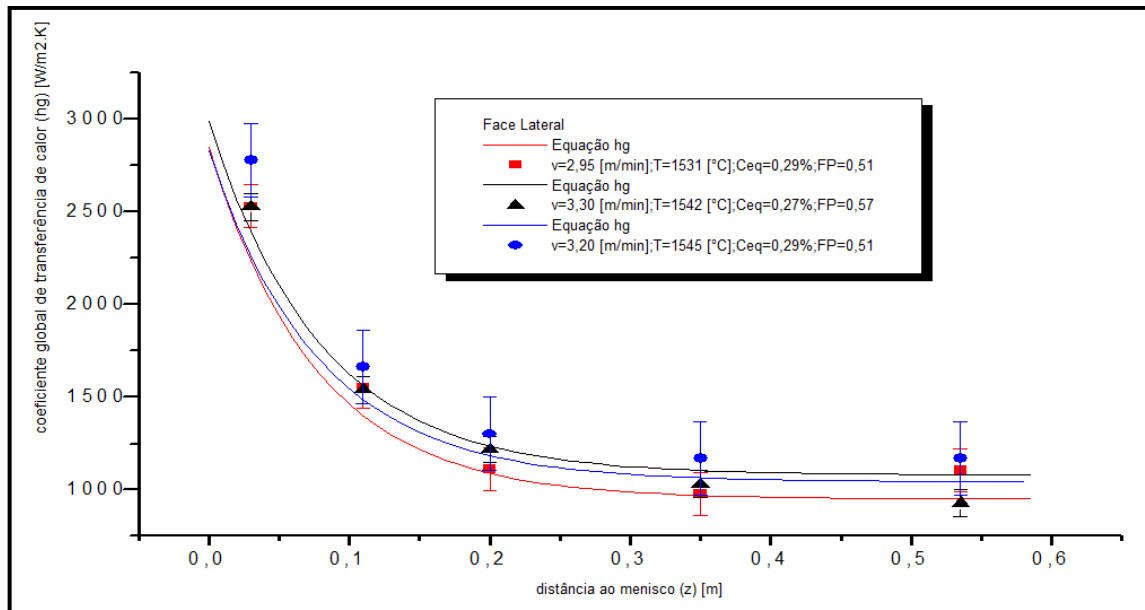


Figura 6.13. Curvas das equações de h_g e valores de h_g calculados através dos $h_{m/m}$'s, obtidos experimentalmente ao longo do molde, para a face lateral.

O erro médio e máximo relativo entre as curvas plotadas (utilizando as equações propostas) e os valores pontuais de h_g calculados, são da ordem de 4% e 7%, respectivamente. Desta forma, podemos afirmar que as equações propostas são adequadas para representar o comportamento de h_g ao longo do molde, para cada face e potencial ferrítico (aços tipo A e B). Estas equações serão utilizadas no cálculo do fluxo de calor nas regiões de fronteira da malha empregada no modelo matemático, para a região do molde.

A seguir, descrevemos os perfis de temperatura superficial e espessura de camada solidificada simulados através dos coeficientes de transferência de calor na região do molde (h_g) e nas regiões de sprays e radiação/convecção natural conforme mostrado na seção. Os valores destes coeficientes foram obtidos através das medições de temperatura superficial no lingote.

6.4 Perfis de Temperatura Superficial e Espessura de Camada Solidificada Simulados

Com a obtenção das equações de h_g no molde e coeficientes de transferência de calor nas regiões de resfriamento secundário e radiação livre foi possível realizar a simulação do fenômeno de solidificação, através do modelo matemático bidimensional proposto, e obter os perfis de temperatura superficial e espessura de camada solidificada, ao longo de todo o processo da máquina de lingotamento contínuo (MLC). As Figs. 6.14 e 6.15 mostram esses perfis para um aço 1013D com velocidades de lingotamento de 2,70 m/min e 3,40 m/min,

respectivamente, ao longo das regiões de resfriamento da máquina de lingotamento contínuo (molde; 1°, 2°, 3° zonas de sprays e radiação livre). Posteriormente, o lingote é submetido ao endireitamento no conjunto extratora/endireitadora. Ao sair do molde, segundo a simulação, o lingote apresenta espessura de camada solidificada em torno de 13 a 14 mm, valor que atende plenamente a espessura mínima de casca sólida (9 a 10 mm) descrita por Brimacombe (1984) na prevenção de “*break-outs*”. Ainda de acordo com a simulação, na saída da 3° zona, a temperatura do lingote atinge valor em torno de 840 a 850°C, valor que está na região de transição de alta para baixa ductilidade BTRII, segundo Monrad et al. (2003). Reaquecimentos da ordem de 170 °C são identificados na transição entre 3° zona e radiação livre, o que pode provocar a incidência de trincas intermediárias (“*mid-ways cracks*”) no tarugo conforme Cheung (1999). Temperaturas superficiais em torno de 1050 °C são observadas, faixa que está na região de baixa ductilidade BTRII. As deformações sofridas no lingote, devido ao processo de endireitamento, podem potencializar a incidência de trincas transversais, conforme mencionado anteriormente. O fechamento do poço líquido ou, a total solidificação do lingote, aconteceria entre 4 e 5 metros, segundo a simulação, posição ainda bastante distante da região do desempenho. Portanto, a possibilidade de incidência de trincas centrais no tarugo para o aço 1013 é reduzida.

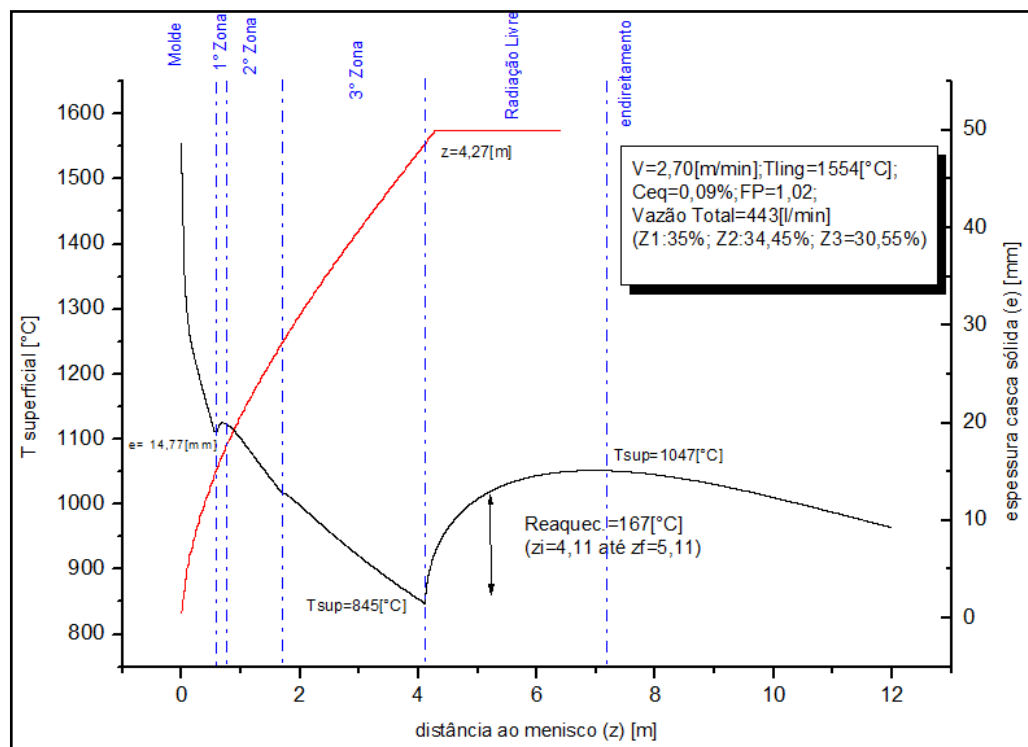


Figura 6.14. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1013D sendo lingotado com velocidade de 2,70 m/min.

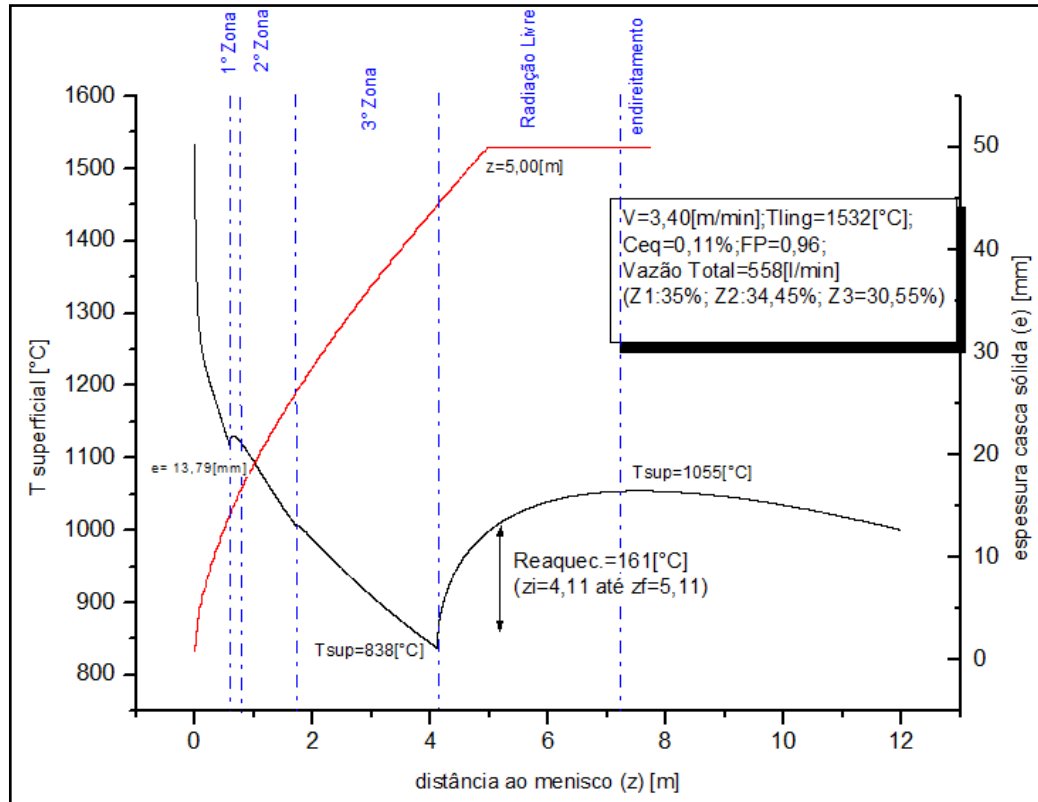


Figura 6.15. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1013D sendo lingotado com velocidade de 3,40 m/min.

As Figs. 6.16 e 6.17, mostram os mesmos perfis descritos anteriormente para aços 1034D com velocidades de lingotamento de 3,0 e 3,25 m/min, respectivamente. De acordo com a simulação efetuada para o aço 1034D, mesmo com velocidades de 3,25 m/min, a espessura da camada solidificada é da ordem de 12mm, atendendo o critério da espessura mínima necessário para evitar o “*break-out*”, Brimacombe(1984). Reaquecimentos entre o molde e a 1ª zona e, 3ª zona e radiação livre, são observados para este aço, o que pode levar a formação de trincas intermediárias no tarugo. As temperaturas superficiais na saída da 3ª zona e na região do desempenho, são semelhantes às encontradas para o aço 1013D. Portanto, na região do desempenho, devido as deformações inerentes à este processo, e temperatura superficial na região de baixa ductilidade (BTRII), uma tendência à formação de trincas transversais no tarugo pode ser observada. O critério de fechamento do poço líquido antes da passagem do lingote pelo endireitamento, só é satisfeito para velocidades abaixo de 3,15 m/min para o aço 1034D. A Fig. 6.17 mostra o fechamento do poço líquido após a região do endireitamento ($z=8,05\text{m}$), o que pode gerar trincas centrais, conforme descrito anteriormente. Comportamentos semelhantes ao aço 1034D são observados nas simulações efetuadas para o aço 1028D, conforme mostra as Figs. 6.18 e 6.19.

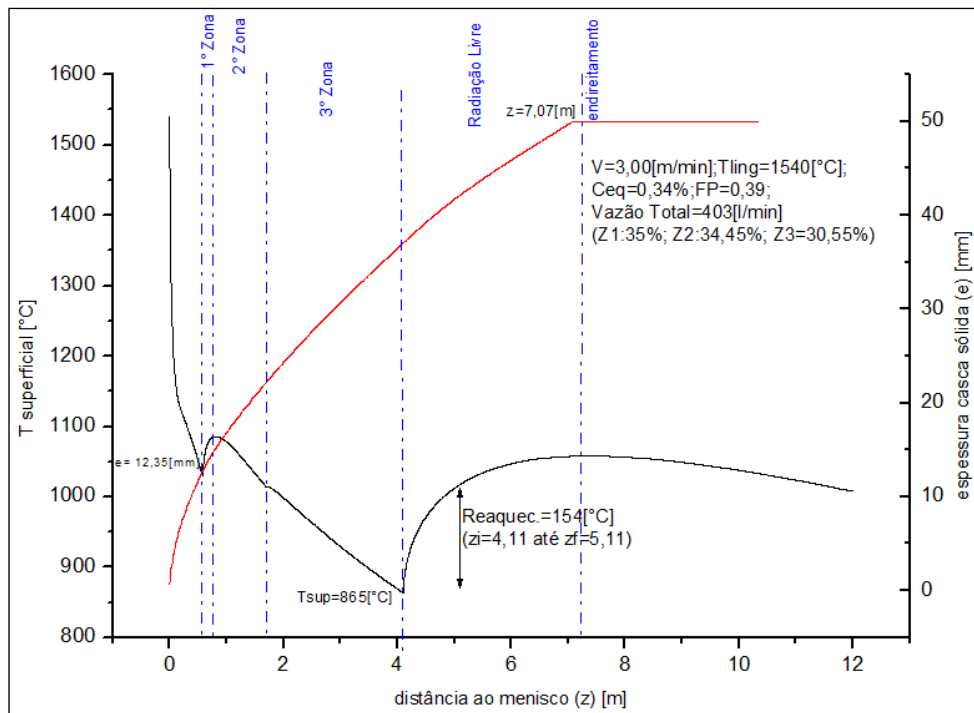


Figura 6.16. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1034D sendo lingotado com velocidade de 3,00 m/min.

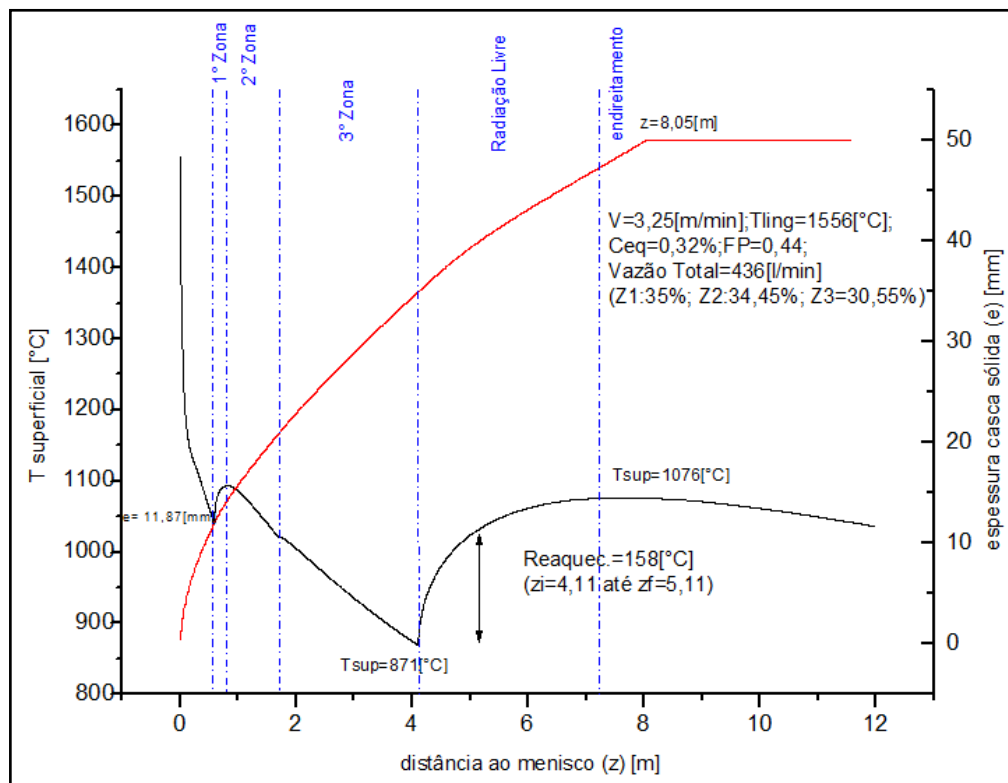


Figura 6.17. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1034D sendo lingotado com velocidade de 3,25 m/min.

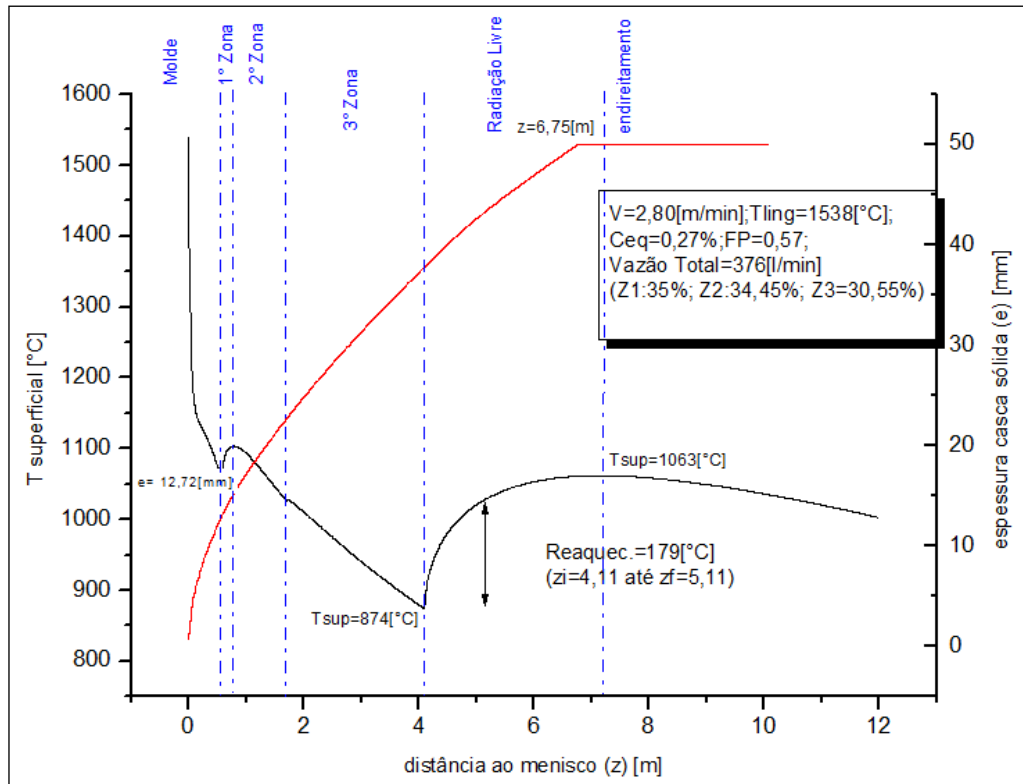


Figura 6.18. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1028D, sendo lingotado com velocidade de 2,80 m/min.

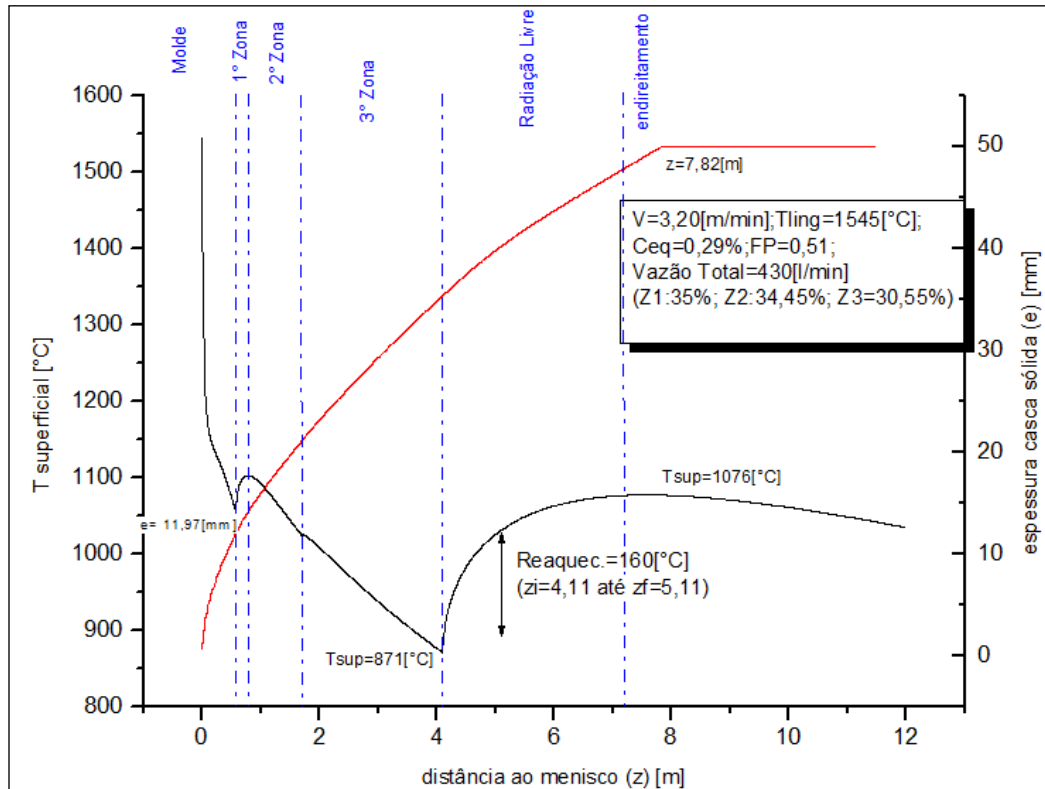


Figura 6.19. Simulação do perfil de temperatura superficial e espessura de camada solidificada para um aço 1028D sendo lingotado com velocidade de 3,20 m/min.

6.5 Alternativas para minimização de defeitos no Processo

De acordo com os perfis de temperatura superficial e espessura de camada solidificada, mostrados anteriormente, fica evidente que para todos os aços utilizados neste trabalho existe um reaquecimento considerável entre a 3ª zona de sprays e a região de radiação livre. Além disso, nota-se que na região do endireitamento, a temperatura superficial do lingote está no intervalo de temperatura de baixa ductilidade BTRII, principalmente para o aço 1013D. Portanto, para todos os aços, com a quantidade e distribuição de vazões de água atuais nos sprays, a possibilidade de incidência de trincas intermediárias e transversais é aumentada. Especificamente para os aços 1028D e 1034D, altas velocidades de lingotamento acima de 3,00m/min, inviabilizam o fechamento do poço líquido antes do processo de endireitamento do lingote, maximizando a incidência de trincas centrais no tarugo.

Para minimização destes efeitos alternativos como a alteração das vazões totais de água, bem como sua distribuição ao longo das zonas de sprays podem minimizar a probabilidade de incidências destes defeitos (trincas). Além disso, mudanças estruturais como criação e/ou alteração das zonas de sprays podem ser também alternativas viáveis. A Fig. 6.20 mostra modificação do resfriamento secundário proposta por Chaudhuri (2010), em uma máquina de lingotamento contínuo de tarugos. A modificação foi constituída pela inserção de mais uma zona de resfriamento, além da alteração nas vazões de água nos sprays.

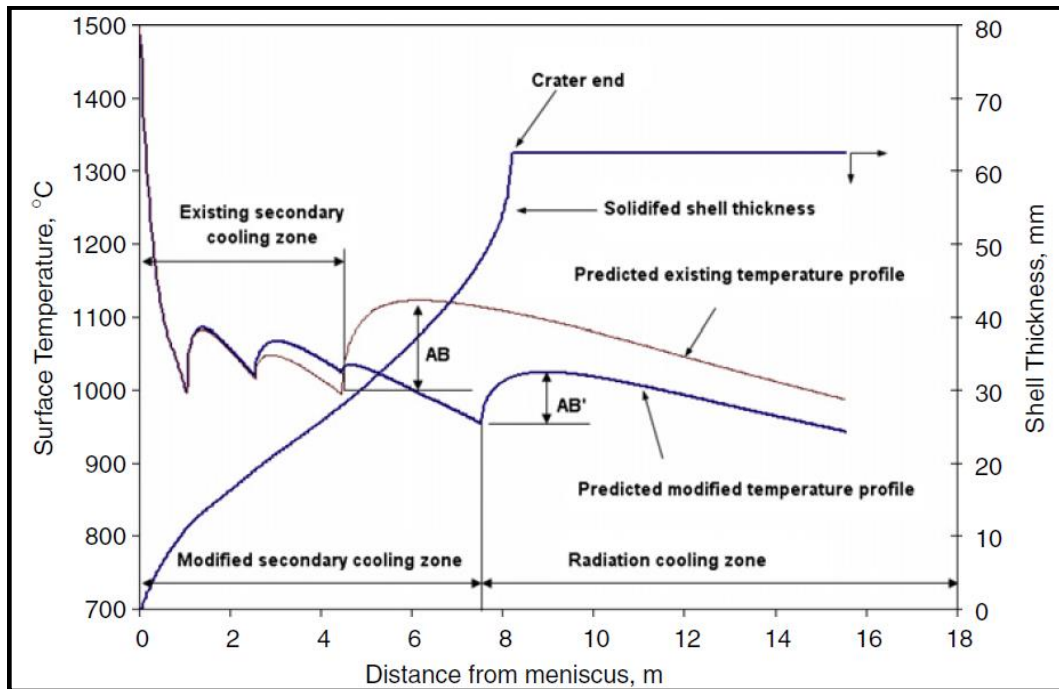


Figura 6.20. Comparação da temperatura superficial prevista para o sistema de resfriamento secundário original e modificado. (Chaudhuri, 2010)

De acordo com as simulações do presente trabalho e objetivando garantir o fechamento do poço líquido do lingote, além de diminuir o reaquecimento na saída da 3ª zona de sprays para o aço 1034D, alterações no resfriamento secundário são propostas, conforme mostra a Fig. 6.21. Os perfis de temperatura superficial e espessura de casca sólida, em cor preta, representam os perfis simulados atuais na operação do lingotamento contínuo. A medida que se diminui a vazão de água na 3ª zona proporcionalmente ao aumento da vazão na 2ª zona, obtém-se uma redução no reaquecimento de 154°C (perfil em preto) para 142°C (perfil em vermelho) e 114 °C (perfil em azul), porém o fechamento do poço líquido ficaria comprometido, sendo finalizado somente após o endireitamento. Ou seja, melhora-se a condição de ocorrência de trincas intermediárias, mas há um agravamento na condição para incidência de trincas centrais. Nota-se também um progressivo aumento da temperatura superficial durante o endireitamento, que ocasiona um “afastamento” da região de baixa ductilidade BTRII. Os perfis em rosa e laranja seriam uma alternativa para garantia do fechamento do poço líquido paralelamente à redução do reaquecimento mencionado. Estes perfis são obtidos pela divisão da 3ª zona em duas outras zonas: Z3A e Z3B de mesmo comprimento, com vazões diferentes. O perfil rosa apresenta uma garantia maior do fechamento do poço líquido comparado ao perfil laranja. Entretanto, o perfil laranja apresenta maior redução do reaquecimento na saída da 3ª zona.

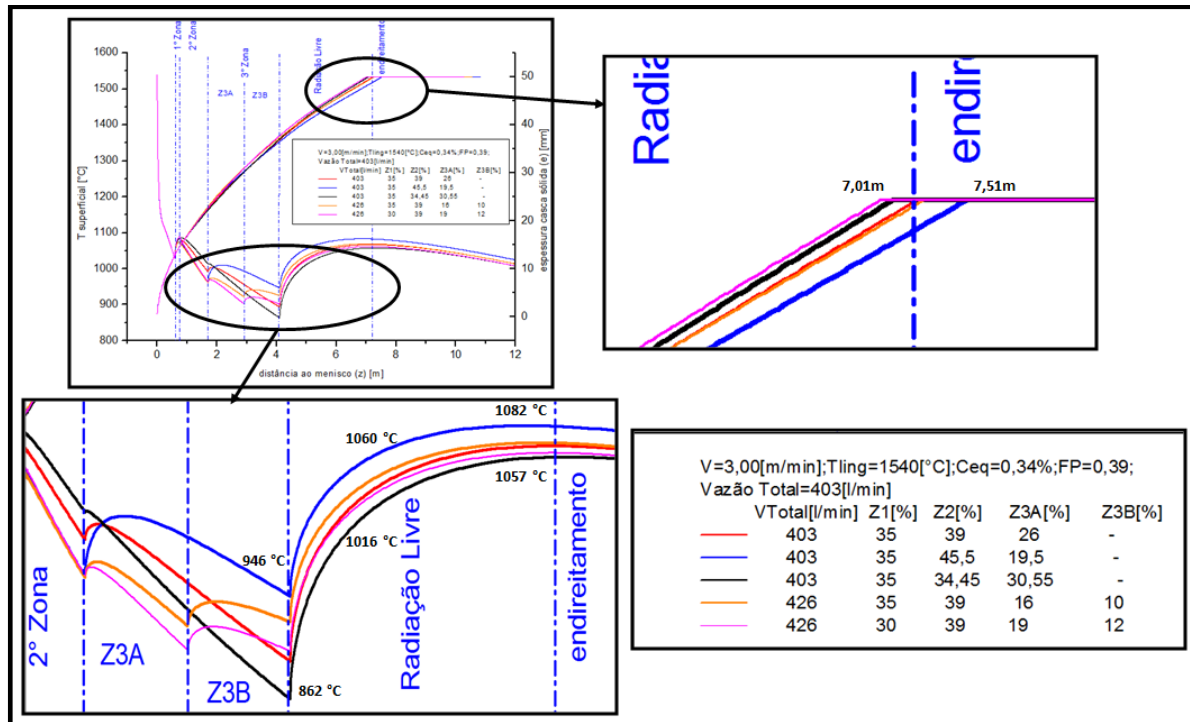


Figura 6.21. Alterações propostas no resfriamento secundário para um aço 1034D.

O aumento da velocidade de lingotamento geraria uma dificuldade cada vez maior de garantir o fechamento do poço líquido paralelamente à redução do reaquecimento. A Fig. 6.22 mostra a simulação dos perfis para um aço 1028D com velocidade de lingotamento de 3,20 m/min. Para garantir o fechamento do poço líquido um aumento na vazão total e a divisão da 3° zona conforme mencionado anteriormente, seria necessário. Entretanto, a redução do reaquecimento não seria possível sob esta velocidade de lingotamento (3,20m/min).

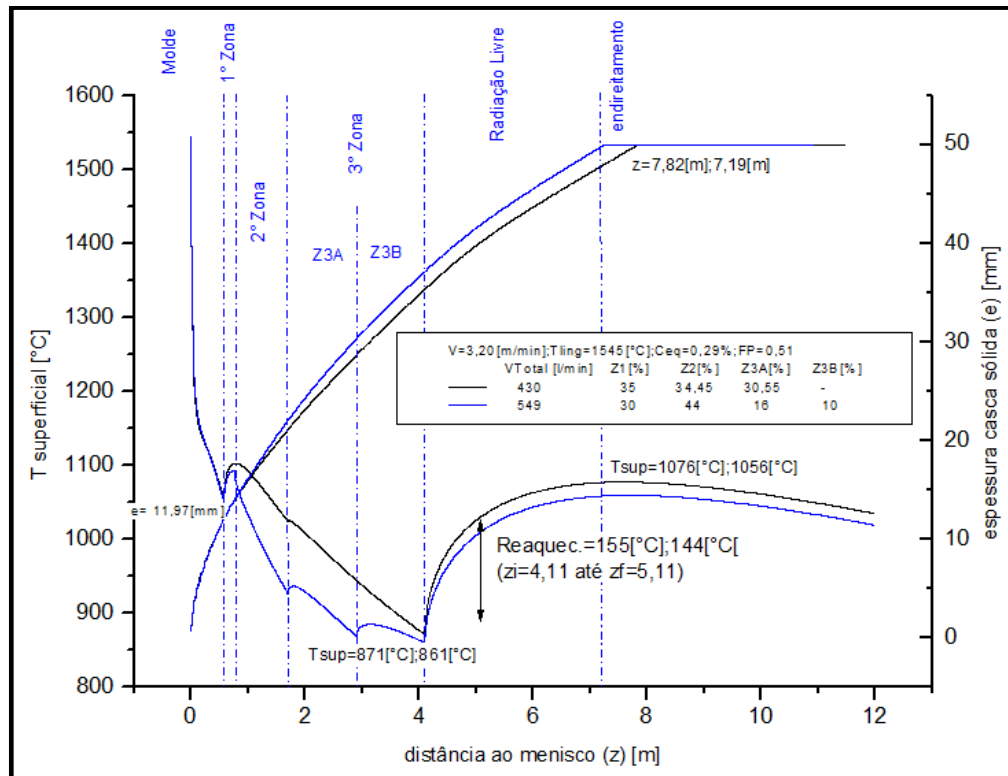


Figura 6.22. Alterações propostas no resfriamento secundário para um aço 1028D.

O aço 1013D, conforme visto nas Figs. 6.14 e 6.15, não apresentaria dificuldade no fechamento do poço líquido. Portanto, seria possível alterar as proporções de vazão da água nas zonas de resfriamento sem detrimento ao fechamento do poço líquido, conforme mostra a Fig. 6.23. Nesta figura, durante a transição do perfil preto (configuração atual) para o azul e posteriormente o vermelho, menores reaquecimentos seriam alcançados, sem detrimento à garantia do fechamento do poço líquido. O perfil verde mostra um reaquecimento de 86 °C, suficiente para o atendimento do limite de reaquecimento (100 °C/m), conforme Cheung (1999), através de maiores vazões e divisão da 3ª zona, conforme visto anteriormente.

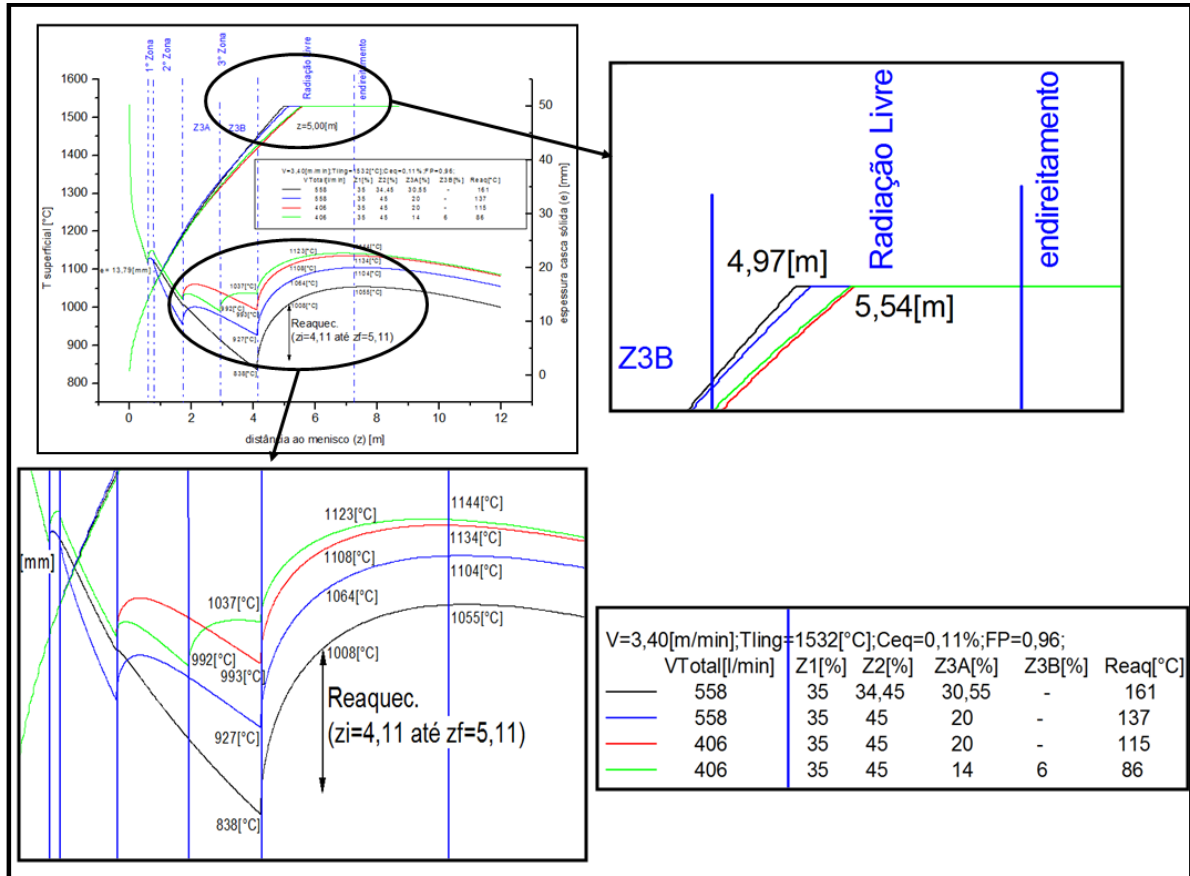


Figura 6.23. Alterações propostas no resfriamento secundário para um aço 1013D.

7 CONCLUSÕES

A utilização da rotina numérica construída para o cálculo dos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde e sua aferição com os dados experimentais de temperatura na face fria do molde obteve valores confiáveis do coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde. O uso desta metodologia mostrou ser eficaz na avaliação da influência de variáveis operacionais como velocidade de lingotamento, faces do molde, composição química e temperatura de lingotamento nos coeficientes de transferência de calor na interface metal/molde.

O modelo matemático bidimensional proposto e sua aferição através das medições de temperaturas no molde e superficiais do lingote foi capaz de:

- descrever o comportamento térmico do lingote ao longo do processo de lingotamento contínuo estudado;
- prever condições propícias à geração de defeitos de origem térmica no lingote;
- fornecer informações úteis ao projeto e melhoria da máquina de lingotamento contínuo em questão.

8 SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Com o intuito de se dar prosseguimento a esta linha de atuação sugere-se que sejam investigados os seguintes tópicos:

- Desenvolvimento de modelo matemático tridimensional visando avaliar a transferência de calor na direção de extração, considerando desta forma os efeitos difusivos na direção axial do lingote.
- Desenvolver o modelo matemático que possa prever o comportamento termomecânico do lingote durante a solidificação, objetivando avaliar a influência de fenômenos tais como expansão e contração, durante a solidificação do lingote na geração de outros defeitos do processo de lingotamento.
- Estudar mais detalhadamente a influência de outras variáveis no resfriamento secundário tais como: configurações geométricas sprays/superfície do lingote, pressão e temperatura da água de refrigeração no coeficiente de transferência de calor na região dos sprays.

9 BIBLIOGRAFIA

Barcelos, V. (2007). Análise da Transferência de Calor Durante a Solidificação de Aços em Moldes no Lingotamento Contínuo. Porto Alegre.

Bolle, E. A. (1979). Spray Cooling of Hot Surfaces: A Description of the Dispersed Phase and a Parametric Study of Heat Transfer Results. Proceedings of two phase flows and heat transfer, v. III, NATO advanced Study Institute , pgs:1327-1346.

Brimacombe, J. (1984). Design of Continuous Casting Machines based on Heat-Flow Analysis:state of the art review. Continuous Casting Heat Flow, Solidification and Crack Formation , pgs:17-28.

Brimacombe, J., & Samarasekera, I. (1994). The challenge of thin slab casting. Iron and steelmaker , pgs:29-39.

Brimacombe, J., & Samarasekera, I. (1986). Optimum Design and Operation of Moulds for the Continuous Casting of Steel Billets. Steelmaking Proceedings , pgs:409-423.

Chaudhuri, S. (2010). Design and Implementation of an Automated and Secondary Cooling System for the Continuous Casting of Billets. ISA Transactions 49 , pgs:121-129.

Cheung, N. (1999). Interação entre uma Base de Conhecimento e um Modelo Matemático de Solidificação na Análise da Qualidade no Lingotamento Contínuo de Aços. Unicamp, Campinas.

Chow, C., Samarasekera, I., Walker, B., & Lokhart, G. (2002). High Speed Continuous Casting of Steel Billets Part 2: Mould Heat transfer and Mould design. Ironmaking and Steelmaking,V.29, Nº1, pgs:61-69.

Fukada, N., Marukawa, Y., Abe, K., & Ando, T. (1999). Development of mold (HS-mold) for high speed casting. Canadian Metallurgical Quarterly, V.38, Nº 5, pgs:337-346.

Garcia, A. (2001). Solidificação:Fundamentos e Aplicações. Unicamp, Campinas.

Irving, W. (1993). Continuous Casting of Steel. The Institute of Materials .

Janik, M. (2004). Modelling of Three Dimensional Temperature Field inside the Mould during Continuous Casting of Steel. Journal Of Materials Processing Technology , pgs:157-158.

Maliska, C. (2004). Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos computacional. Santa Catarina.

Mintz, B., Yue, S., & Jonas, J. J. (1991). Hot ductility of steels and its relationship to the problem of transverse cracking during continuous casting. International Materials Reviews, v.36, n. 5 , pgs:187-217.

Mizikar, E. (1970). Spray cooling investigation for continuous casting of billets and blooms. Iron and steel engineer , pgs:53-60.

Monrad, Pelton, Gnielinski, & Florenko. (2003). Cia Europa Metalli, Manual Técnico v. único , pgs:44-65.

Neto, J. C. (1997). Otimização do Fluxo de Aço no Distribuidor do Lingotamento Contínuo. Campinas. Unicamp.

Pinheiro, C., Samarasekera, I., Brimacombe, J., & Walker, B. (2000). Mould Heat Transfer and Continuously Cast Billet Quality with Mould Flux Lubrification. Ironmaking and Steelmaking v.27,n.1 , pgs:37-53.

Samarasekera, I., & Brimacombe, J. (1978). Int. Metall. rev.23 , pg 286.

Samarasekera, I., & Brimacombe, J. (1984). Continuous Casting Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendade:Iron and Steel society , pgs:59-72.

Samarasekera, I., & Brimacombe, J. (1988). Heat Extraction Capability of Continuous Casting Billet Moulds. PhilBrook Memorial Symposium Conference Proceedings , pgs:157-171.

Samarasekera, I., & Brimacombe, J. (1982). Thermal and Mecanical behavior of Continuous Casting Billet Moulds. Ironmaking and Steelmaking , pgs:1-15.

SANTOS, C. (2001). A inserção de Técnicas de Inteligência Artificial na Modelagem Matemática do Lingotamento Contínuo de Aços. Campinas: Unicamp.

Santos, C. (1997). Influência das taxas direcionais de resfriamento na evolução da solidificação em sistemas metal\molde. Campinas: Unicamp.

Schawerdtfefer, K. (2000). Apostila do curso de lingotamento contínuo dos aços . São Paulo: USP/POLI/Metalurgia. .

Scheil, E. (1942). Solute Redistribution of Solute. Zeitschrift Fur Metalkunde v.34 , pgs:70-72.

Singh, S. (1974). Heat Transfer and Skin Formation in a Continuous Casting Moulds as a function of Steel Carbon Content. Jounal of Metals , pgs:17-27.

Suzuki, H. G., Nishimura, S., & Yamaguchi, S. (1982). Characteristics of Hot Ductility in Steels Subjected to the Melting and Solidification. Transactions ISIJ v.22 , pgs:48-56.

Taylor, C. (1975). Metal Trans. V.6B , pgs:359-375.

Thomas, B. (1987). Mathematical Model of the Thermal Processing of the Steel Ingots. . Metallurgical Transactions , pgs:119-130.

Tiaden, J. (1999). Phase Field Simulations of the peritetic solidification of Fe-C. Journal of Crystal Growth V.198-199 , pgs:1275-1280.

- Valadares, C. (1986). Estudo da Solidificação no Molde de Lingotamento Contínuo. Centro de Pesquisa e Desenvolvimento da Usiminas: Relatório Interno de P&D número RPCR0065.
- Wolf, M. (1980). Investigation into the Relationship Between Heat Flux and Shell Growth in Continuous Casting Moulds. Trans. ISIJ, v.20,nº 10 , pgs:710-717.
- Wolf, M. (1981). The effect of Carbon Content on Solidification of Steel on the Continuous Casting Mold. Metallurgical Transactions , pgs:85-93.