

TIAGO MICHELE ZIRUOLO

**MODELAGEM MATEMÁTICA DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO PROCESSO
DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE TARUGOS DE AÇO**

Trabalho de Formatura apresentado
à Escola Politécnica da Universidade de
São Paulo para a obtenção do título de
Engenheiro Metalúrgico

São Paulo
2008

TIAGO MICHELE ZIRUOLO

**MODELAGEM MATEMÁTICA DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO PROCESSO
DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE TARUGOS DE AÇO**

Trabalho de Formatura apresentado
à Escola Politécnica da Universidade de
São Paulo para a obtenção do título de
Engenheiro Metalúrgico

Área de concentração:
Engenharia Metalúrgica

Orientador: Professor
Marcelo de Aquino Martorano

São Paulo
2008

RESUMO

Desenvolveu-se um modelo matemático de volumes finitos bidimensional da transferência de calor no processo de lingotamento contínuo de tarugos. Para a implementação deste modelo foi utilizada a linguagem C++ e fez-se a validação do programa desenvolvido com o auxílio de uma solução analítica.

Uma intensa revisão bibliográfica de tópicos relevantes a este estudo foi realizada com o propósito de se reunir informações para a construção do modelo matemático e comparar práticas já utilizadas por trabalhos anteriores relacionados.

Foram introduzidos no modelo dados de uma máquina de lingotamento industrial como, velocidade de lingotamento, condições de refrigeração, tipo de aço produzido, temperatura de vazamento e geometria da máquina, com o intuito de validar as práticas utilizadas nesta planta.

Obteve-se como resultados valores de: espessura na saída do molde, constante de solidificação, histórico de temperaturas em alguns pontos da sessão, comprimento metalúrgico, velocidade máxima de lingotamento e tempo para a completa solidificação do lingote. Além de apresentados, estes resultados foram analisados e discutidos.

Uma forma de operação alternativa foi proposta de forma a satisfazer os critérios de controle de uma máquina de lingotamento contínuo evitando desta forma a ocorrência de falhas em geral.

SUMÁRIO

RESUMO	3
SUMÁRIO	4
LISTA DE ILUSTRAÇÕES	6
LISTA DE TABELAS	9
LISTA DE TABELAS	9
1 INTRODUÇÃO.....	10
1.1 RELEVÂNCIA DO TEMA.....	10
1.2 OBJETIVOS	12
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	13
2.1 HISTÓRIA DO LINGOTAMENTO CONTÍNUO.....	13
2.2 TIPOS DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO.....	15
2.3 A MÁQUINA DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO.....	17
2.4 CRITÉRIOS METALÚRGICOS DE CONTROLE DO PROCESSO.....	20
2.4.1 <i>Espessura da casca solidificada na saída do molde</i>	20
2.4.2 <i>Comprimento Metalúrgico.....</i>	21
2.4.3 <i>Temperatura na superfície.....</i>	21
2.5 TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO LINGOTAMENTO CONTÍNUO	22
2.5.1 <i>Molde – Resfriamento Primário</i>	22

2.5.2	<i>Câmara de Spray ou Chuveiros – Resfriamento Secundário</i>	25
2.5.3	<i>Radiação Livre – Resfriamento Terciário.....</i>	30
2.6	MODELAGEM MATEMÁTICA DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO LINGOTAMENTO CONTÍNUO.....	31
3	METODOLOGIA.....	33
3.1	INTRODUÇÃO	33
3.2	HIPÓTESES DO MODELO	33
3.3	EQUACIONAMENTO	34
3.4	SOLUÇÃO NUMÉRICA.....	37
3.5	CONDIÇÕES DE SIMULAÇÃO	44
3.5.1	<i>Propriedades do Aço utilizado na simulação.....</i>	45
3.5.2	<i>Geometria da Máquina e Cálculo dos Coeficientes.....</i>	50
3.6	PROGRAMA COMPUTACIONAL IMPLEMENTADO.....	54
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	56
4.1	DEFINIÇÃO DA MALHA NUMÉRICA	56
4.2	SIMULAÇÃO DE UM CASO INDUSTRIAL	57
4.3	OTIMIZAÇÃO DO CASO ESTUDADO	65
5	CONCLUSÕES.....	69
6	REFERÊNCIAS	70

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

FIGURA 1.1 - GRÁFICO DA EVOLUÇÃO MUNDIAL DO PROCESSO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO.....	11
FIGURA 2.1 - MÁQUINA DESENVOLVIDA POR HENRY BESSEMER EM 1846. (ARAUJO, 1997)	13
FIGURA 2.2 - ESQUEMA DE VÁRIAS FORMAS CONSTRUTIVAS DE MÁQUINAS DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO (ARAUJO, 1997).	16
FIGURA 2.3 - REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DE UMA MÁQUINA DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO (MATERIAL DIDÁTICO DA USINA ESTUDADA NESTE TRABALHO).....	17
FIGURA 2.4 - SISTEMA DE VÁLVULA GAVETA E SEU FUNCIONAMENTO (MATERIAL DIDÁTICO DA USINA ESTUDADA NESTE TRABALHO).....	18
FIGURA 2.5 - VAZAMENTO DE AÇO LÍQUIDO DO DISTRIBUIDOR PARA OS MOLDES (FOTO TIRADA EM VISITA A USINA ESTUDADA NESTE TRABALHO).....	19
FIGURA 2.6 - LINGOTE PASSANDO PELA CÂMARA DE SPRAYS. (FOTO TIRADA EM VISITA A USINA ESTUDADA NESTE TRABALHO)	19
FIGURA 2.7 - LINGOTES DURANTE A ZONA DE RADIAÇÃO LIVRE. (FOTO TIRADA EM VISITA A USINA ESTUDADA NESTE TRABALHO)	20
FIGURA 2.8 - REGIÕES DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR DA MÁQUINA DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO. (SENGUPTA, THOMAS E WELLS, 2005)	22
FIGURA 2.9 - FORMAÇÃO DO VÃO ("GAP") (MATERIAL DIDÁTICO DA USINA ESTUDADA NESTE TRABALHO).....	23
FIGURA 2.10 - CONJUNTO MOLDE/SPRAYS EM VISÃO 3D. (MATERIAL DIDÁTICO DA USINA ESTUDADA NESTE TRABALHO)	25
FIGURA 2.11 - INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA DA SUPERFÍCIE NO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR. (MIZIKAR,1970).....	27
FIGURA 2.12 – COMPARAÇÃO INFLUÊNCIA DA VAZÃO DE ÁGUA NO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR. (AGARWALL, 1979, CITADO POR BRIMACOMBE,(1980))	30

FIGURA 3.1 - ÁREA DE CONTROLE DO MODELO DESENVOLVIDO.....	36
FIGURA 3.2 - REPRESENTAÇÃO DA MALHA BIDIMENSIONAL DE VOLUMES FINITOS.....	37
FIGURA 3.3 - REPRESENTAÇÃO DETALHADA DOS PONTOS W, P E E SUAS DISTÂNCIAS NO EIXO X.....	40
FIGURA 3.4 - DETALHE DE UM VOLUME FINITO SITUADO NO CONTORNO DA MATRIZ.....	42
FIGURA 3.5 - ESBOÇO DA MÁQUINA DE LINGOTAMENTO QUE ESTÁ SENDO MODELADA	45
FIGURA 3.6 - CONDUTIVIDADE TÉRMICA PARA AÇOS BAIXO CARBONO. (MIZIKAR, 1967)	47
FIGURA 3.7 - CONDUTIVIDADE TÉRMICA NA ZONA PASTOSA COMO RESULTANTE DAS CONDUTIVIDADES TÉRMICA DO SÓLIDO E DO LÍQUIDO.	48
FIGURA 3.8 - CONDUTIVIDADE TÉRMICA EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA.....	49
FIGURA 3.9 - CALOR ESPECÍFICO PARA AÇOS BAIXO-CARBONO. (MIZIKAR, 1967)	49
FIGURA 3.10 - CALOR ESPECÍFICO PARA O AÇO UTILIZADO NESTE ESTUDO.	50
FIGURA 3.11 - PRIMEIRA ZONA DA CÂMARA DE SPRAYS COM BICOS DO TIPO "FULL CONE" DUPLICADOS EM CADA FACE.....	52
FIGURA 3.12 - GEOMETRIA DO SPRAY DOS BICOS DAS ZONAS 2 E 3 DA CÂMARA DE SPRAYS.	52
FIGURA 3.13 - TELA DE ENTRADA DO O PROGRAMA COMPUTACIONAL DESENVOLVIDO.....	54
FIGURA 3.14 - PONTOS DE MEDIDAÇÃO DE TEMPERATURA.....	55
FIGURA 4.1 - PERFURAÇÃO DE VEIO ("BREAKOUT") DA CASCA QUE FOI ESTUDADA.	57
FIGURA 4.2 - PARTE DA CASCA SOLIDIFICADA CORTADA EM DIVERSOS PEDAÇOS.....	58
FIGURA 4.3 - EVOLUÇÃO DA ESPESSURA NA CASCA SOLIDIFICADA DECORRENTE DA PERFURAÇÃO DE VEIO.....	59
FIGURA 4.4 - GRÁFICO COMPARATIVO DA EVOLUÇÃO DA ESPESSURA DA CASCA SOLIDIFICADA NO MOLDE.....	59
FIGURA 4.5 - GRÁFICO COMPARATIVO DA EVOLUÇÃO DA ESPESSURA DA CASCA SOLIDIFICADA NO MOLDE COM AUMENTO NO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR.....	60

FIGURA 4.6 - EVOLUÇÃO DAS TEMPERATURAS LIQUIDUS E SOLIDUS.....	62
FIGURA 4.7 - HISTÓRICO DE TEMPERATURAS NO CANTO, MEIO RAIO, CENTRO E FACE.....	64
FIGURA 4.8 - HISTÓRICO DE TEMPERATURAS NA FACE.....	64
FIGURA 4.9 - COMPARAÇÃO ENTRE OS COEFICIENTES DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR NA ZONA DE REFRIGERAÇÃO SECUNDÁRIA UTILIZADOS PELA USINA E OTIMIZADOS PELO PRESENTE MODELO.....	66
FIGURA 4.10 - HISTÓRICO DE TEMPERATURAS NA FACE PARA O PERFIL DA CÂMARA DE SPRAYS PROPOSTO.....	67
FIGURA 4.11 - EVOLUÇÃO DAS TEMPERATURAS LIQUIDUS E SOLIDUS PARA O PERFIL DE CÂMARA DE SPRAYS PROPOSTO.....	68

LISTA DE TABELAS

TABELA 1-1 - PARTICIPAÇÃO DO LINGOTAMENTO CONTÍNUO NA PRODUÇÃO DE AÇO NO MUNDO. (WWW.WORLDSTEEL.ORG)	10
TABELA 2-1 - CLASSIFICAÇÃO DO PROCESSO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO.	16
TABELA 3-1 - COMPOSIÇÃO DO AÇO UTILIZADO PARA A SIMULAÇÃO.	46
TABELA 3-2 - ÂNGULO, COMPRIMENTO E TEMPO DE PERMANÊNCIA NAS ZONAS DE REFRIGERAÇÃO.	51
TABELA 3-3 - ESPECIFICAÇÕES DOS BICOS UTILIZADOS NAS ZONAS DA CÂMARA DE SPRAYS.....	53
TABELA 3-4 - COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR POR ZONA DE SPRAYS.....	53
TABELA 4-1 – PROGRAMA OTIMIZADO PARA REFRIGERAÇÃO SECUNDÁRIA DO CASO INDUSTRIAL ANALISADO.....	66

1 INTRODUÇÃO

1.1 RELEVÂNCIA DO TEMA

O processo de lingotamento contínuo de aços apresenta diversas vantagens em relação ao processo de lingotamento convencional. Estas vantagens levaram o lingotamento contínuo a dominar a produção mundial de aços. Atualmente o processo abrange cerca de 92,4% da produção mundial de aço como mostram os dados do IISI (International Iron and Steel Institute) apresentados na Tabela 1-1.

Tabela 1-1 - Participação do lingotamento contínuo na produção de aço no mundo.
(www.worldsteel.org)

Continuous Casting Ratio							
Nations	2001	2002	2003	2004	2005	2006	2007
Japan	97.5	97.8	97.7	97.8	97.8	97.7	98.0
Taiwan	99.5	99.4	99.7	99.7	99.6	99.6	92.1
Korea	98.5	98.6	98.5	98.3	98.1	98.0	97.8
China	85.2	91.2	91.2	95.8	95.7	95.7	96.9
India	63.3	65.2	65.3	65.9	65.9	65.9	69.8
Germany	96.0	96.4	96.2	96.8	96.4	96.3	96.2
Italy	96.0	96.3	96.3	96.4	96.4	96.3	95.5
Russia	50.9	48.1	51.4	54.9	54.0	54.0	71.1
U.S.A.	96.9	97.2	97.0	97.1	96.5	96.7	96.7
Brazil	91.6	92.6	91.9	92.7	92.4	92.3	93.3
World	86.8	88.7	89.5	89.9	90.0	90.8	92.4

Source: IISI

Os valores desta estão dispostos no gráfico da Figura 1.1, onde se torna evidente a grande explosão tecnológica na China. Por não existir tecnologia concorrente, o processo de lingotamento contínuo acaba sendo um índice de desenvolvimento tecnológico do país. Analisando o gráfico percebemos que a China saiu de um índice de 85,2% em 2001, abaixo do Brasil, para atingir o incrível valor de 96,9% em 2007. Isso nos traz uma idéia de quanto dinheiro foi investido para que a China atingisse este patamar.

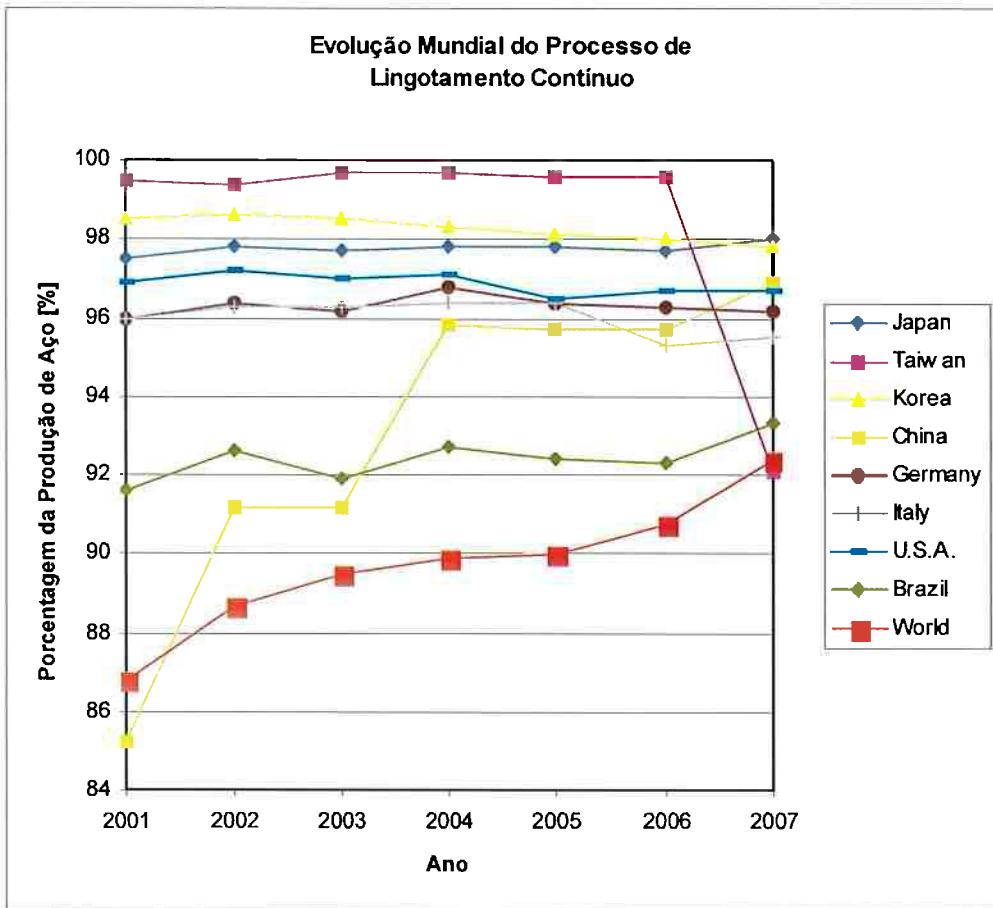


Figura 1.1 - Gráfico da evolução mundial do processo de Lingotamento Contínuo.

Segundo dados do IISI, a produção de aço bruto mundial foi de 1,34 bilhões de toneladas em 2008, estando o Brasil na 9ª posição do ranking dos maiores produtores de aço do mundo. Como sabemos, a produção de aço é um dos principais índices de desenvolvimento de um país. Com isso podemos perceber a importância de um processo como o lingotamento contínuo que abrange cerca de 92,4 % da produção mundial de aço.

Por ser um processo relativamente complicado, deve receber um controle muito rigoroso visando diminuir a quantidade de falhas como trincas e perfurações e aumentar a qualidade estrutural do aço produzido. As causas destes defeitos são razoavelmente conhecidas atualmente e a solução depende do controle de alguns parâmetros importantes de processamento, como a temperatura superficial, a

espessura da casca solidificada na saída do molde e o comprimento metalúrgico. A medida destes parâmetros durante operação da máquina de lingotamento contínuo é geralmente complexa e custosa. Uma alternativa para esta medida tem sido a utilização de modelos matemáticos adequadamente calibrados e testados. Desde que calibrados, estes modelos permitem a obtenção dos parâmetros desejados com uma confiabilidade razoável. Conseqüentemente, estes modelos possibilitam o desenvolvimento de planos de corrida ajustados para minimizar os defeitos nos produtos lingotados, melhorando a sua qualidade e reduzindo os custos de produção.

1.2 OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivo construir um modelo matemático para a transferência de calor durante o processo de lingotamento contínuo de tarugos de aço e aplicá-lo a condições industriais reais empregadas em uma siderúrgica. Tem-se como objetivo final a apresentação de um conjunto de parâmetros de processo otimizados para o lingotamento de tarugos do aço SAE 1012.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Nesse capítulo será apresentado um breve histórico do processo de lingotamento contínuo, bem como sua definição, abordando principalmente o fenômeno de transferência de calor no processo. Serão apresentados estudos anteriores feitos neste processo e que serão utilizados como base para o desenvolvimento deste trabalho.

2.1 HISTÓRIA DO LINGOTAMENTO CONTÍNUO

A história do lingotamento contínuo passa por diversos nomes, tendo início em 1840 com G. E. Sellers que patenteou um processo de lingotamento contínuo de tubos de chumbo. A partir daí, muitos esforços foram voltados para fazer deste processo viável para a produção de aço. Em 1843, J. Laing e em 1854, Sir Henry Bessemer também publicaram trabalhos voltados para a utilização do lingotamento contínuo na produção de metais não-ferrosos, porém até então o processo apenas poderia ser utilizado para o lingotamento de metais não-ferrosos de baixo ponto de fusão. Em 1866, B. Atha obteve a patente para o lingotamento contínuo de tarugos de aço carbono com seção transversal de dimensão 100 X 100mm. (GARCIA, 2006)

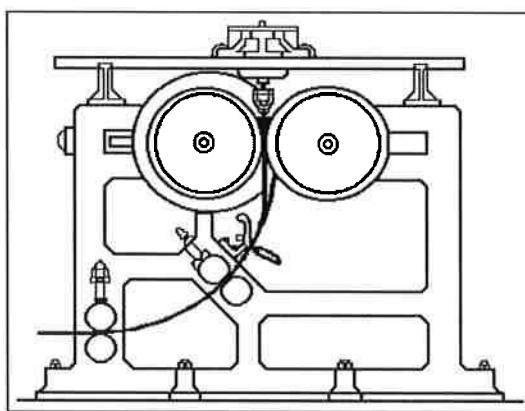


Figura 2.1 - Máquina desenvolvida por Henry Bessemer em 1846. (ARAUJO, 1997)

O grande desafio para utilizar o lingotamento contínuo na produção de aço era a alta temperatura de fusão bem como a baixa condutividade térmica quando

comparado a metais como o alumínio. O processo de lingotamento contínuo conhecido atualmente foi apresentado inicialmente por M. Rainer na Alemanha em 1887, porém diversos problemas ocorreram decorrentes do agarramento da pele solidificada no molde. Este problema foi solucionado apenas em 1933 por Siegfried Junghans, também da Alemanha, que patenteou um sistema de oscilação do molde (IRVING, 1993).

Em 1946 foi implantada na Inglaterra a primeira máquina vertical de lingotamento contínuo industrial para a produção de tarugos. Em 1960 este processo chegou ao Brasil através da Siderúrgica Riograndense para a produção de tarugos a em uma máquina de dois veios. (GARCIA, 2006)

Mesmo existindo uma grande dificuldade em chegar a um desenvolvimento pleno do processo, o lingotamento contínuo apresentava vantagens muito significativas quando comparado ao processo convencional (GARCIA, 2006):

- Redução do Tempo de Produção (principal índice de produtividade de todas as usinas);
- Eliminação da bateria de lingoteiras maciças, cabeças quentes, pontes transportadoras, estripadores;
- Eliminação dos fornos-poço, grandes poluidores;
- Obtenção de acabamento superficial melhor e mais regular pela redução de defeitos como gota fria, escamas e dobras;
- Obtenção de aços com melhor qualidade estrutural e mais uniforme;
- Grande aumento no rendimento com aproveitamento quase total do aço devido à continuidade do processo e a eliminação da etapa de corte da cabeça do lingote.

Com todas as vantagens demonstradas acima, não foram poupados esforços para desenvolver cada vez mais esta maravilhosa ferramenta que é o lingotamento contínuo. Muitas pesquisas foram direcionadas a este tema e com a introdução de modelos matemáticos o controle deste processo se tornou cada vez mais viável. Um dos maiores pesquisadores neste campo foi James Keith Brimacombe, que faleceu em 1997, deixando uma enorme contribuição não só para o processo de lingotamento contínuo, mas também em todo o processo de produção de aço.

2.2 TIPOS DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO

Atualmente o aço é utilizado em uma grande diversidade de formas. Dependendo do produto final, o semi-produto tirado da máquina de lingotamento contínuo pode variar. Com isso, os produtos são divididos em produtos planos e não-planos (longos). Os produtos planos são obtidos através de placas ("slab"), placas finas ("thin slab"), tiras ou chapas finas ("strip"). Enquanto que os produtos não-planos são obtidos através de blocos ("bloom"), tarugos ("billet") ou pré-forma ("blank"). A Tabela 2-1 mostra esta classificação.

A seguinte terminologia é utilizada para a classificação dos produtos do lingotamento contínuo de acordo com as dimensões da secção lingotada (GARCIA, 2006):

- Tarugos: secção quadrada de até 200 mm de aresta ou secção cilíndrica de até 200 mm de diâmetro;
- Blocos: secção quadrada com mais de 160 mm de aresta, secção cilíndrica com mais de 160 mm de diâmetro, ou secção retangular de até 800 x 400mm e com relação largura/espessura menor do que 2;
- Placas: São secções maiores do que as definidas para blocos, porém com relação largura/espessura maior do que 2.

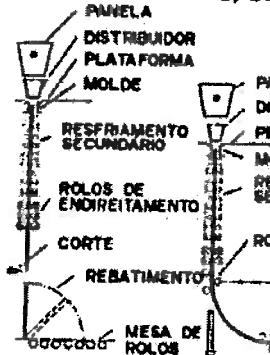
Tabela 2-1 - Classificação do processo de Lingotamento Contínuo.

Produto Laminado	Matéria-Prima gerada no Lingotamento Contínuo
Produto plano	Placa (slab)
	Placa fina (thin slab)
	Tira ou chapa fina (strip)
Produto não-plano ou longo	Bloco (bloom)
	Tarugo (billet)
	Pré-forma (forma)

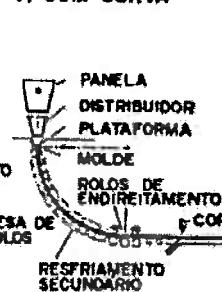
Até 1963, as máquinas de lingotamento contínuo eram verticais. Porém com a apresentação das máquinas curvas com moldes curvos houve uma mudança significativa no processo. Entre as vantagens em relação ao equipamento vertical tradicionalmente utilizado, podemos citar a redução para menos da metade da altura das instalações, facilitando a construção e, consequentemente, diminuindo o investimento inicial necessário para a implantação do processo. Além disso, podemos citar também a redução da pressão estática do metal líquido e o prolongamento do comprimento da zona de resfriamento secundário. A Figura 2.2 pode ilustrar os equipamentos utilizados. (GARCIA, 2006).

a) INSTALAÇÃO VERTICAL

b) COM DOBRAMENTO



c) COM CURVA



d) OVAL

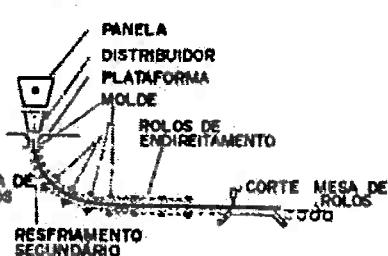


Figura 2.2 - Esquema de várias formas construtivas de máquinas de lingotamento contínuo (ARAUJO, 1997).

2.3 A MÁQUINA DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO

No processo de lingotamento contínuo (Figura 2.3) uma panela refratária (“ladle”) é geralmente utilizada no refino secundário do aço que está sendo produzido. Ao final desta etapa a panela é então transportada até o setor de lingotamento contínuo onde uma outra panela está terminando de ser vazada. Após o término, as panelas são invertidas. A panela que terminou seu vazamento é então levada para ser preparada para uma nova corrida e, enquanto isso, a nova panela é aberta.

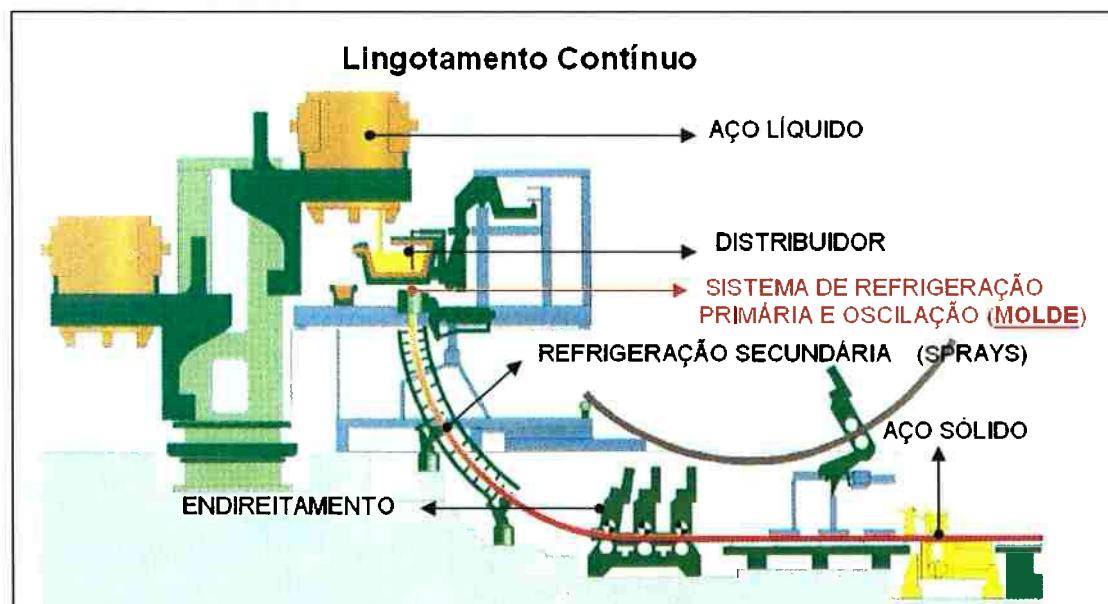


Figura 2.3 - Representação esquemática de uma máquina de Lingotamento Contínuo (material didático da usina estudada neste trabalho).

O aço é vazado para o distribuidor (“tundish”) através de um sistema de válvula gaveta (Figura 2.4) posicionado na parte de baixo da panela que controla a vazão do orifício. O distribuidor consiste em um reservatório refratário que tem como principais funções: distribuir o aço para os veios, permitir a flotação de inclusões e sustentar o lingotamento contínuo enquanto as panelas estiverem sendo invertidas, como descrito acima, para que o processo não seja interrompido. Desta forma, pode-se dizer que o distribuidor funciona como um pulmão de aço para o processo.

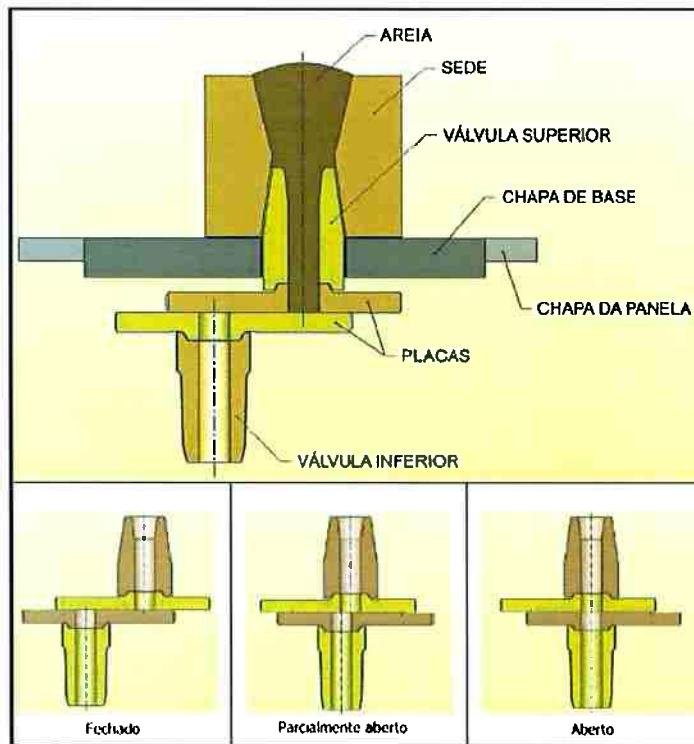


Figura 2.4 - Sistema de Válvula gaveta e seu funcionamento (material didático da usina estudada neste trabalho).

É importante lembrar que o vazamento de aço, tanto da panela para o distribuidor, quanto do distribuidor para os moldes, pode ser realizado através de válvulas longas que servem para diminuir a turbulência e proteger o jato não deixando que ele entre em contato com o oxigênio e o nitrogênio presentes no ar. No caso de aços de qualidade inferior, essas válvulas podem ser descartadas visando à redução de custos.

Do distribuidor, o aço é vazado (Figura 2.5) para um ou mais moldes de cobre refrigerados internamente. Além de uma constante lubrificação, estes moldes possuem um movimento oscilatório para que não ocorra a adesão da camada solidificada do tarugo à superfície interna do molde. A água, responsável pela refrigeração, circula pelo espaço entre o molde e uma camisa de aço inoxidável. Muitas vezes, os moldes são revestidos com uma fina camada (60 a 80 µm de espessura) de cromo ou níquel. Este revestimento tem como objetivo amenizar o desgaste provocado pelo atrito entre o molde e a casca solidificada do lingote.

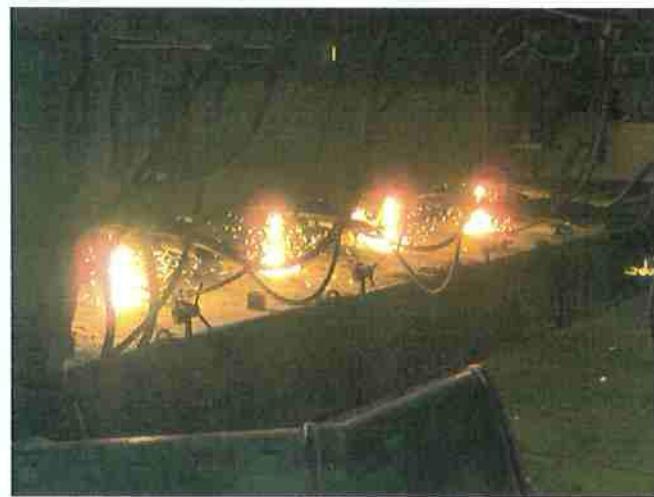


Figura 2.5 - Vazamento de aço líquido do distribuidor para os moldes
(foto tirada em visita a usina estudada neste trabalho).

Dentro do molde, ocorre uma intensa extração de calor do aço promovendo a formação de uma pele solidificada. Esta etapa é conhecida como resfriamento primário e tem como principais parâmetros o nível de aço no molde e sua flutuação, condições de refrigeração, oscilação e lubrificação, características como composição do molde, conicidade, espessura e tipo de suportes.

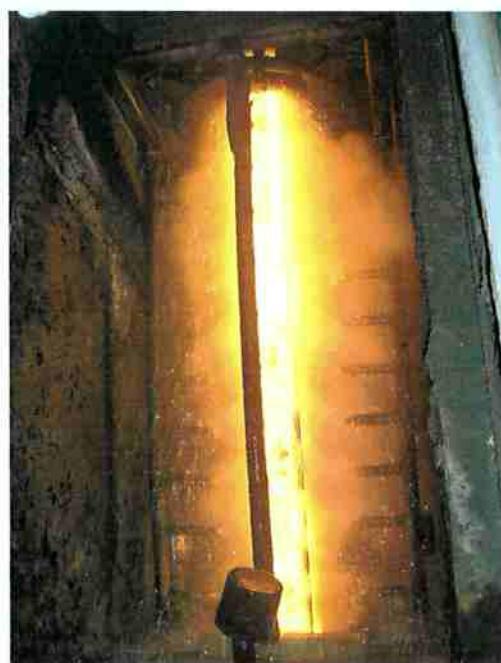


Figura 2.6 - Lingote passando pela câmara de sprays.
(foto tirada em visita a usina estudada neste trabalho)

O lingote é guiado através de rolos extratores para a zona de resfriamento secundário composta por chuveiros de água (Figura 2.6), possibilitando a completa solidificação do lingote antes da zona de desempeno.



Figura 2.7 - Lingotes durante a zona de radiação livre.
(foto tirada em visita a usina estudada neste trabalho)

Após o término da zona de resfriamento secundário, o lingote continua sendo resfriado apenas por radiação livre (Figura 2.7). O lingote segue então para a zona de endireitamento e em seguida para a zona de corte. O corte é realizado por maçaricos que acompanham o avanço do tarugo.

2.4 CRITÉRIOS METALÚRGICOS DE CONTROLE DO PROCESSO

Existem alguns critérios que influenciam diretamente na qualidade dos lingotes produzidos. Se estes critérios forem controlados, podem levar a um enorme benefício para a produção.

2.4.1 *Espessura da casca solidificada na saída do molde*

A espessura desta casca deve ser suficiente para suportar a tensão gerada pelos rolos extratores e a pressão ferrostática (pressão exercida pelo metal líquido na camada solidificada), evitando uma perfuração de veio ("breakout") e um consequente vazamento do metal líquido do interior.

Segundo Brimacombe (1976), um lingote de seção 100x100m deve ter uma casca na saída do molde com pelo menos 10 mm de espessura. Já para um lingote

de sessão 150X150mm essa espessura deve estar em torno de 12,5mm, ou seja, 8,3% da aresta do lingote.

2.4.2 Comprimento Metalúrgico

O comprimento metalúrgico de uma máquina de lingotamento contínuo é o comprimento entre o nível de aço no molde e o final da solidificação, ou seja, quando o lingote estiver completamente solidificado. Este parâmetro é de suma importância. A solidificação do lingote deve estar completa antes do ponto de desempenho onde a taxa de deformação sofrida pelo lingote é máxima, evitando desta forma o surgimento de trincas ou segregação central. (GARCIA, 2006)

2.4.3 Temperatura na superfície

Dentro da zona de resfriamento secundário, o parâmetro mais importante é a temperatura na superfície do lingote. Segundo Irving (1993), existe uma faixa entre 700 e 900° C dentro da qual o aço apresenta baixa ductilidade. Esta propriedade pode levar o lingote a apresentar trincas.

Existem dois tipos de resfriamento que podem ser utilizados a fim de se evitar esta faixa de temperatura. O primeiro é o resfriamento brando, no qual a temperatura na superfície é mantida acima de 900° C. O segundo, menos utilizado, é o resfriamento severo onde a temperatura da superfície é mantida abaixo de 700° C.

Segundo Brimacombe (1976) a faixa ideal para se manter a temperatura da superfície está entre 1000 e 1100° C. Este controle deve ser feito através da vazão de água nos sprays que, como será visto posteriormente, apresenta-se como a variável mais influente na extração de calor dentro da câmara de sprays.

Além disso, a temperatura na superfície não pode sofrer grandes variações. Brimacombe (1976) cita também que o reaquecimento deve ser no máximo de 100° C, mas que seria mais seguro utilizar um reaquecimento máximo de 50° C.

2.5 TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO LINGOTAMENTO CONTÍNUO

O princípio básico do lingotamento contínuo nada mais é do que a transferência de calor que ocorre em três zonas diferentes (Figura 2.8): molde, câmara de spray e radiação livre. Cada uma destas zonas será detalhada adiante.

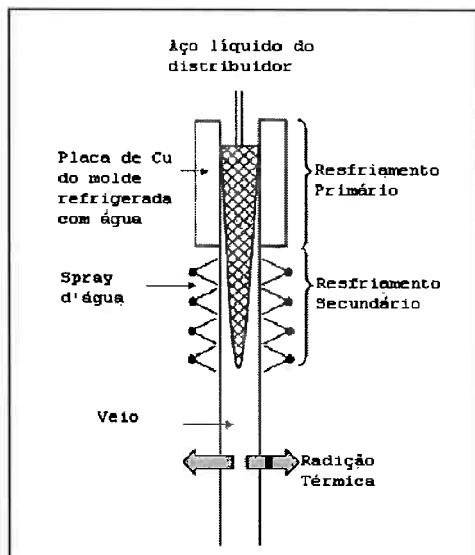


Figura 2.8 - Regiões de transferência de calor da máquina de lingotamento contínuo. (SENGUPTA, THOMAS E WELLS, 2005)

2.5.1 Molde – Resfriamento Primário

O molde pode ser considerado a parte mais importante no lingotamento contínuo. Isso se deve ao fato de que este é o único equipamento que entra em contato com o metal líquido, além de ser a zona de maior extração de calor. É dentro do molde que o aço começa a se solidificar formando assim a superfície do tarugo. Com isso pode-se dizer que a qualidade superficial do tarugo está diretamente ligada aos parâmetros de operação do molde.

Analizando a interface molde/lingote, observa-se que, entre a casca solidificada e a parede do molde, existe um vão (“gap”), além de um filme de óleo lubrificante (Figura 2.9). A grande dificuldade em se mensurar a resistência térmica que este vão oferece está no desconhecimento das características físicas precisas

dos gases que estão em seu interior e também no desconhecimento de sua evolução ao longo do molde (BRIMACOMBE, 1976).

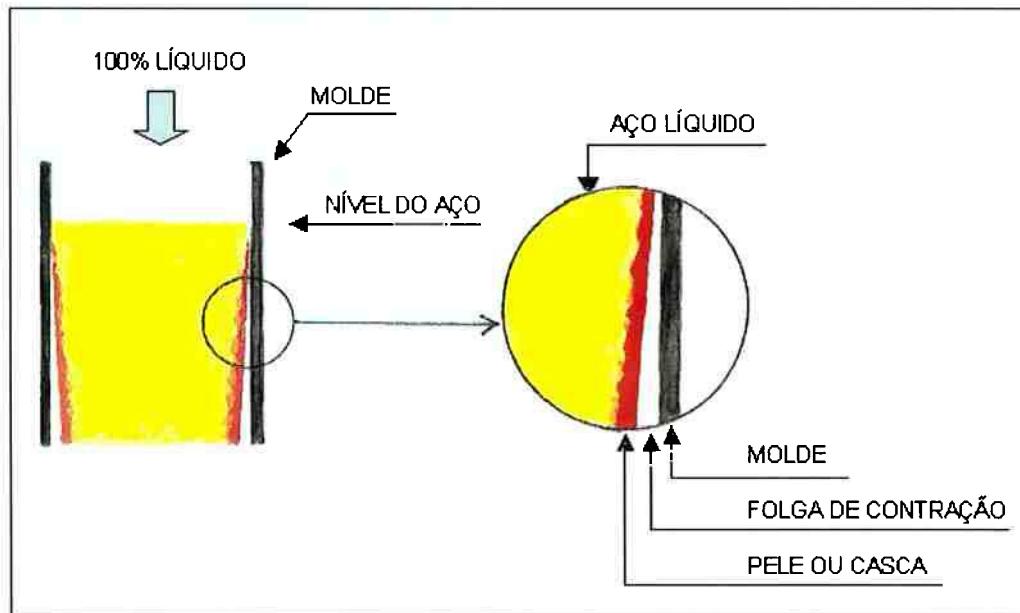


Figura 2.9 - Formação do vão ("gap") (material didático da usina estudada neste trabalho).

Os mecanismos de transferência de calor no molde desde o metal líquido até a água de refrigeração são os seguintes:

- convecção e condução no metal líquido;
- condução na camada de metal solidificado;
- convecção, radiação e condução na camada de separação física entre o metal e o molde (vão);
- condução através das paredes do molde;
- convecção, radiação e condução na superfície externa molde/meio ambiente;

Muitos estudos foram realizados tentando prever o coeficiente de transferência de calor global do molde através de um balanço térmico da água de

refrigeração do mesmo. Lait, Brimacombe e Weinberg (1974) encontraram um fluxo de calor médio para o molde em função do tempo de residência (t_{molde}) a partir de dados obtidos em diversas condições de lingotamento contínuo de tarugos:

$$q_m = 64 - 5,3\sqrt{t_{molde}} \quad [\text{cal cm}^{-2} \text{ sec}^{-1}] \quad [2.1]$$

onde t_{molde} é equivalente à distância do menisco dividida pela velocidade de lingotamento.

Eles também sugeriram o seguinte coeficiente global de transferência de calor:

$$h_g = (1,696 - 0,0162 \cdot t_{molde}) \cdot 1000 \quad [\text{W / m}^2 \cdot \text{K}] \quad [2.2]$$

Savage e Pritchard (1974) mostraram que o fluxo de calor instantâneo varia ao longo do molde pela seguinte equação:

$$q_m = 64 - 8\sqrt{t_{molde}} \quad [\text{cal cm}^{-2} \text{ sec}^{-1}] \quad [2.3]$$

Mais tarde, Toledo, Lainez e Cirión (1993) utilizaram um coeficiente global, também em função do tempo de residência no molde, desenvolvido pela CONCAST, fabricante de máquinas de lingotamento contínuo. A equação utilizada por estes autores foi:

$$h_g = (0,07128 \cdot e^{-t_{molde}} + 2,328 \cdot e^{(-t_{molde}/9,5)} + 0,698) \cdot 1000 \quad [\text{W / m}^2 \cdot \text{K}] \quad [2.4]$$

É importante lembrar que estas fórmulas foram obtidas em equipamentos e condições de lingotamento diferentes. Além dessas, muitas outras foram propostas. A melhor solução seria realizar experimentos para a obtenção de um coeficiente

global de transferência de calor para o molde utilizado na máquina que está sendo utilizada.

2.5.2 Câmara de Spray ou Chuveiros – Resfriamento Secundário

Após a saída do molde, o lingote entra na zona de resfriamento secundário na qual diversos jatos de água incidem sobre sua superfície. (Figura 2.10) Um dos objetivos desta etapa é controlar a temperatura da superfície do tarugo evitando a formação de defeitos na superfície e internos. A câmara de spray está fortemente relacionada com a qualidade do produto e deve ser projetada e operada com extremo cuidado.

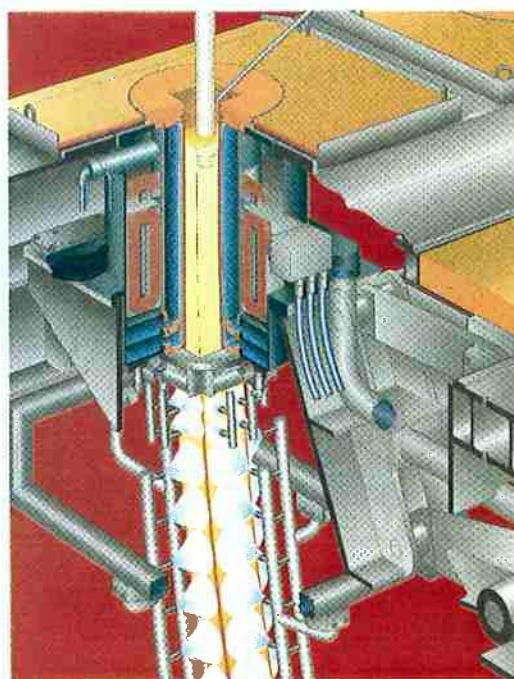


Figura 2.10 - Conjunto molde/sprays em visão 3D. (material didático da usina estudada neste trabalho).

As variáveis que influenciam nos coeficientes de transferência de calor dos sprays são muitas. Estas variáveis podem ser divididas em duas classes (BRIMACOMBE, 1980): as que influenciam na vazão de água ($\text{l/m}^2\text{s}$) e as que não influenciam. Portanto, pode-se dizer que o tipo de bico, a distância do bico à superfície do tarugo e a pressão da água são variáveis que podem ser consideradas

através de sua influência sobre a vazão da água. Enquanto isso, a temperatura da água e a temperatura da superfície são variáveis que afetam diretamente a transferência de calor. (BRIMACOMBE, 1980)

Muitos estudos foram realizados na tentativa de se obter uma relação entre um coeficiente global de transferência de calor em função das variáveis dos sprays. Todos eles concordam que a vazão de água ($\text{L/m}^2.\text{s}$) é a variável que mais influencia no coeficiente de transferência de calor.

Em 1968, Mitsutsuka (1968) realizou um experimento no qual uma placa de aço carbono era resfriada a partir de uma temperatura de 930°C , através de sprays de água em ambos os lados. A partir deste experimento, sugeriu a seguinte equação para o coeficiente de transferência de calor do spray:

$$h \propto \dot{w}^n \cdot (1 - b \cdot T_w) \quad [\text{kW / m}^2 \cdot \text{K}] \quad [2.5]$$

$$0,65 < n < 0,75, \quad \dot{w} > 0,8 \quad [\text{L / m}^2 \cdot \text{s}], \quad 0,005 < b < 0,008$$

onde T_w é a temperatura da água das sprays (K), \dot{w} é a vazão de água dos sprays ($\text{L/m}^2 \cdot \text{s}$) e n e b são constantes.

Posteriormente, Shimada e Mitsutsuka (1966) chegaram a seguinte equação:

$$h = 1,57 \cdot \dot{w}^{0,55} \cdot (1 - 0,0075 \cdot T_w) \quad [\text{kW / m}^2 \cdot \text{K}] \quad [2.6]$$

Em 1970, Mizikar realizou o mesmo experimento, porém com o resfriamento de uma placa de aço inoxidável inicialmente a 1090°C resfriada por um bico do tipo "full-cone" apenas em um dos lados da placa. A pressão da água variou de 69 a 620 kPa enquanto que a distância do bico à superfície do tarugo variou de 102 a 305mm. Desta forma, ele chegou as seguintes equações:

$$h = 0,00776\dot{w} \quad \text{na pressão de } 276 \text{ kPa}$$

[2.7]

$$h = 0,1\dot{w} \quad \text{na pressão de } 620 \text{ kPa}$$

[2.8]

onde: $0 \leq \dot{w} \leq 20,3 \text{ [l / m}^2.\text{s]}$

Neste estudo, Mizikar (1970) mostrou que a temperatura da superfície do tarugo tem um pequeno efeito sobre o coeficiente de transferência de calor do spray acima da temperatura de 700° C (Figura 2.11).

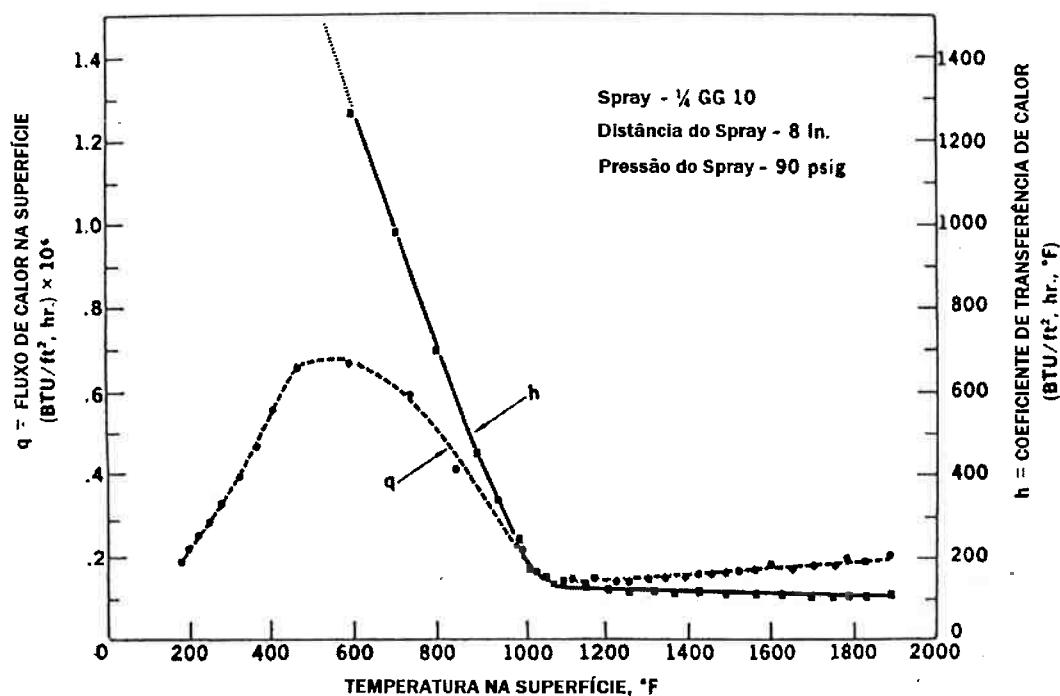


Figura 2.11 - Influência da temperatura da superfície no coeficiente de transferência de calor.
(Mizikar, 1970)

Em 1973, Muller e Jeschar realizaram um experimento no qual uma placa eletricamente aquecida era resfriada por sprays por ambos os lados. Para isso, utilizaram sprays do tipo full-cone a uma pressão de 1100 kPa e distância de 100 a 200 mm. Eles chegaram à mesma conclusão que Mizikar (1970) quanto ao efeito da

temperatura da superfície, porém propuseram uma equação do coeficiente de transferência de calor que variava com a velocidade do jato de água:

$$h = 0,01u + (0,107 + 0,00068u)\dot{w} \quad [2.9]$$

para $0,3 \leq \dot{w} \leq 9,0 \text{ [l/m}^2\text{s]}$ e $11 \leq u \leq 32 \text{ m/s}$

onde u é a velocidade do jato de água.

Em 1974, Ishiguro utilizou a equação desenvolvida por Mitsutsuka (1968) com coeficientes diferentes:

$$h = 0,581 \cdot \dot{w}^{0,451} \cdot (1 - 0,0075 \cdot T_w) \quad [\text{kW/m}^2\text{.K}] \quad [2.10]$$

Em 1978, Nozaki utilizou a equação encontrada por Shimada e Mitsutsuka (1966) realizando um ajuste empírico baseado em medições de temperatura realizadas em uma planta, obtendo a seguinte equação:

$$h = \frac{1,57 \cdot \dot{w}^{0,55} \cdot (1 - 0,0075 \cdot T_w)}{\alpha} \quad [\text{kW/m}^2\text{.K}] \quad [2.11]$$

$\alpha = 4$

Até então, ninguém havia estudado o efeito da orientação do spray (para cima, ou para baixo). Foi então que Bolle e Moureau, em 1976, realizaram um experimento resfriando uma placa de aço inoxidável por baixo ou por cima e chegaram à conclusão de que um spray que está orientado contra a força da gravidade apresenta valores de coeficiente de transferência de calor 15% menores do que um spray que está orientado a favor da força da gravidade. Com isso, desenvolveram as seguintes equações:

- A favor da gravidade

$$h = 0,423 \cdot \dot{w}^{0,556} \quad [\text{kW} / \text{m}^2 \cdot \text{K}]$$

[2.12]

para: $1 < \dot{w} < 7 \quad [\text{l} / \text{m}^2 \cdot \text{s}]$ e $627 < T_s < 927^\circ \text{C}$

- Contra a gravidade

$$h = 0,360 \cdot \dot{w}^{0,556} \quad [\text{kW} / \text{m}^2 \cdot \text{K}]$$

[2.13]

para: $1 < \dot{w} < 7 \quad [\text{l} / \text{m}^2 \cdot \text{s}]$ e $627 < T_s < 927^\circ \text{C}$

Em 1979, Sasaki realizou um experimento no qual uma placa de aço inoxidável era resfriada em ambos os lados por sprays do tipo *full-cone* e *flat*. Ele variou a temperatura inicial de 700 a 1200° C, a pressão da água de 196 a 490 kPa, a vazão da água de 1,67 até 41,67 l / m².s e a distância do bico ao tarugo de 100 a 500mm. Com este experimento, Sasaki (1979) chegou à conclusão de que o coeficiente de transferência de calor varia com a temperatura na superfície do lingote (T_s), ao contrário do que mostrou Mizikar (1970). Desta forma, ele obteve a seguinte equação :

$$h = 708 \cdot \dot{w}^{0,75} \cdot T_s^{-1,2} + 0,116 \quad [\text{kW} / \text{m}^2 \cdot \text{K}]$$

, para $700 < T_s < 1200^\circ \text{C}$ e $1,67 < \dot{w} < 41,67 \quad [\text{l} / \text{m}^2 \cdot \text{s}]$ [2.14]

Um estudo comparativo de todas as equações acima foi realizado por Agarwal.

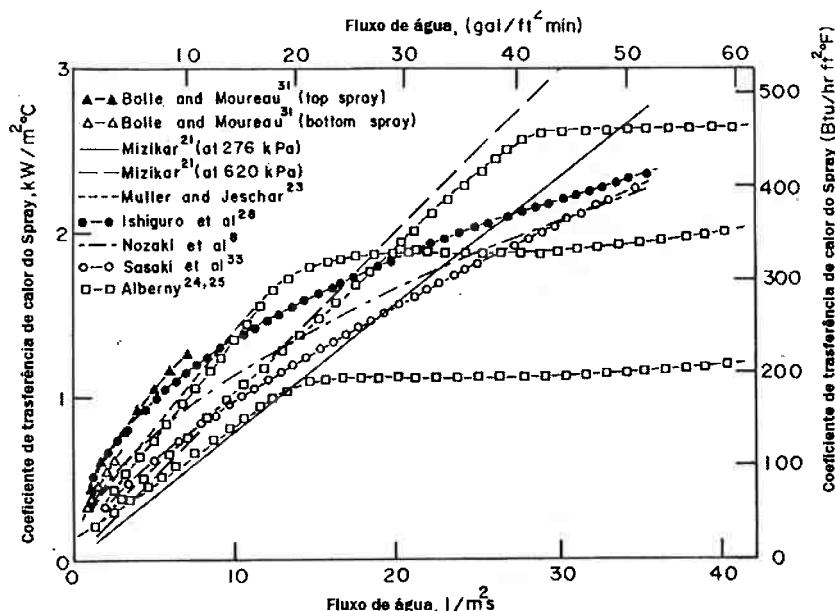


Figura 2.12 – Comparação Influência da vazão de água no coeficiente de transferência de calor.
(Agarwall, 1979, citado por Brimacombe,(1980))

Dentro da zona de sprays, existem pontos onde os jatos de água não atingem o lingote. Para um cálculo mais exato seria necessário levar em consideração uma parcela de radiação livre nestes pontos.

Além disso, o contato entre lingote e roletes é uma parcela importante de extração de calor. Hardin et al. (2003) considerou o comprimento do contato efetivo entre lingote e roletes como 10% do diâmetro do rolete. O coeficiente de transferência de calor relativo ao contato com os roletes apresenta valores na faixa entre 400 e 800 W/mK (EL-BEALY; LESKINEN; FREDIKSSON, 1995).

2.5.3 Radiação Livre – Resfriamento Terciário

Ao sair da câmara de sprays, o lingote entra na zona de resfriamento terciário. Nesta região pode-se considerar que o coeficiente de transferência de calor é composto por duas parcelas: uma de radiação livre e outra de convecção.

A parcela de radiação é descrita pela seguinte equação:

$$h_r = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_{\text{sup}} + T_0) \cdot (T_{\text{sup}}^2 + T_0^2) \quad [\text{W/m}^2 \cdot \text{K}] \quad [2.15]$$

onde T_0 é a temperatura ambiente, ε é a emissividade do aço e σ é o coeficiente de Stefan-Boltzmann.

Quanto à parcela convectiva, Hardin, Liu Kapoor and Beckermann (2003) propôs a seguinte equação:

$$h_c = 0,84 \cdot (T_{\text{sup}} - T_0)^{1/3} \quad [\text{W/m}^2 \cdot \text{K}] \quad [2.16]$$

2.6 MODELAGEM MATEMÁTICA DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO LINGOTAMENTO CONTÍNUO

Nos últimos 50 anos, houve um desenvolvimento acelerado da informática e, com isso, muitos foram os estudos voltados para a aplicação de modelos matemáticos baseados em técnicas numéricas a situações industriais.

As três técnicas numéricas mais utilizadas foram o MDF (Método das Diferenças Finitas), o MEF (Método dos Elementos Finitos) e o MVF (Método dos Volumes Finitos). Estes métodos vêm sendo utilizados com sucesso na modelagem do processo de lingotamento contínuo.

Mizikar (1967) foi um dos primeiros a desenvolver um modelo matemático de transferência de calor para o processo de lingotamento contínuo. Ele utilizou o método das diferenças finitas aplicado a um sistema unidimensional. Os resultados de seu modelo foram comparados a dados de diversas plantas de produção de aço mostrando uma aderência satisfatória.

Em sua pesquisa, Mizikar (1970) estudou diferentes formas de resfriamento secundário visando manter a temperatura na superfície acima de 1600° F (~871° C) para evitar trincas na superfície. Seu objetivo foi encontrar o menor tempo de

solidificação e diminuir o comprimento da zona de sprays. O artigo publicado por Mizikar (1970) tornou-se uma referência, sendo mencionado por outros autores em quase todos os trabalhos posteriormente desenvolvidos sobre este tema. Em 1993, Choudhary, Mazumdar e Ghosh estenderam os modelos unidimensionais para tridimensionais e analisaram a transferência de calor no lingotamento contínuo de tarugos.

3 METODOLOGIA

Nesse capítulo serão descritas as etapas de construção do modelo matemático utilizando a teoria apresentada na revisão bibliográfica.

3.1 INTRODUÇÃO

Foi desenvolvido um modelo matemático, baseado no método dos volumes finitos, para a transferência de calor no lingotamento contínuo de tarugos de aço. Este método foi escolhido devido à sua simplicidade, quando comparado a outros métodos como o dos elementos finitos, e à sua eficiência.

Este modelo foi desenvolvido na forma de um programa computacional na linguagem C++ e foi aplicado nas condições de uma planta industrial real. Dados relativos à formação da casca do tarugo durante a solidificação no molde foram coletados nesta planta e comparados com resultados da simulação. A seguir serão apresentadas as hipóteses utilizadas no modelo matemático implementado.

3.2 HIPÓTESES DO MODELO

Para a implementação deste modelo, algumas hipóteses foram assumidas:

- A influência da turbulência e convecção no metal líquido foi considerada através de um aumento artificial na condutividade térmica do aço líquido;
- O efeito da oscilação do molde na temperatura da superfície foi desconsiderado;
- Solidificação bidimensional na seção transversal do tarugo – isto pode ser assumido no caso de aços porque a transferência de calor na direção longitudinal é desprezível frente à transversal;

- A fração de sólido varia linearmente com a temperatura entre a liquidus e a solidus;
- Os super-resfriamentos para nucleação e crescimento do sólido foram desprezados;
- A velocidade de lingotamento é constante;
- Considerou-se um sistema de referências cartesiano retangular que se movia com a velocidade de lingotamento;

As hipóteses adotadas possibilitaram a utilização do conjunto de equações apresentado no próximo item.

3.3 EQUACIONAMENTO

A equação geral da condução de calor em um sistema bidimensional é descrita da seguinte forma:

$$\rho \cdot C_p \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad [3.1]$$

Para simular a solidificação foi utilizado o método do calor específico equivalente no qual, o calor específico entre as temperaturas liquidus e solidus é calculado através de C_{P0} e do calor latente de fusão (L) pela seguinte fórmula:

$$C_p = C_{P0} + \frac{L}{(T_{liq} - T_{sol})} \quad [3.2]$$

No gráfico da Figura 3.1 pode-se acompanhar a evolução do calor específico passando pelas temperaturas liquidus e solidus.

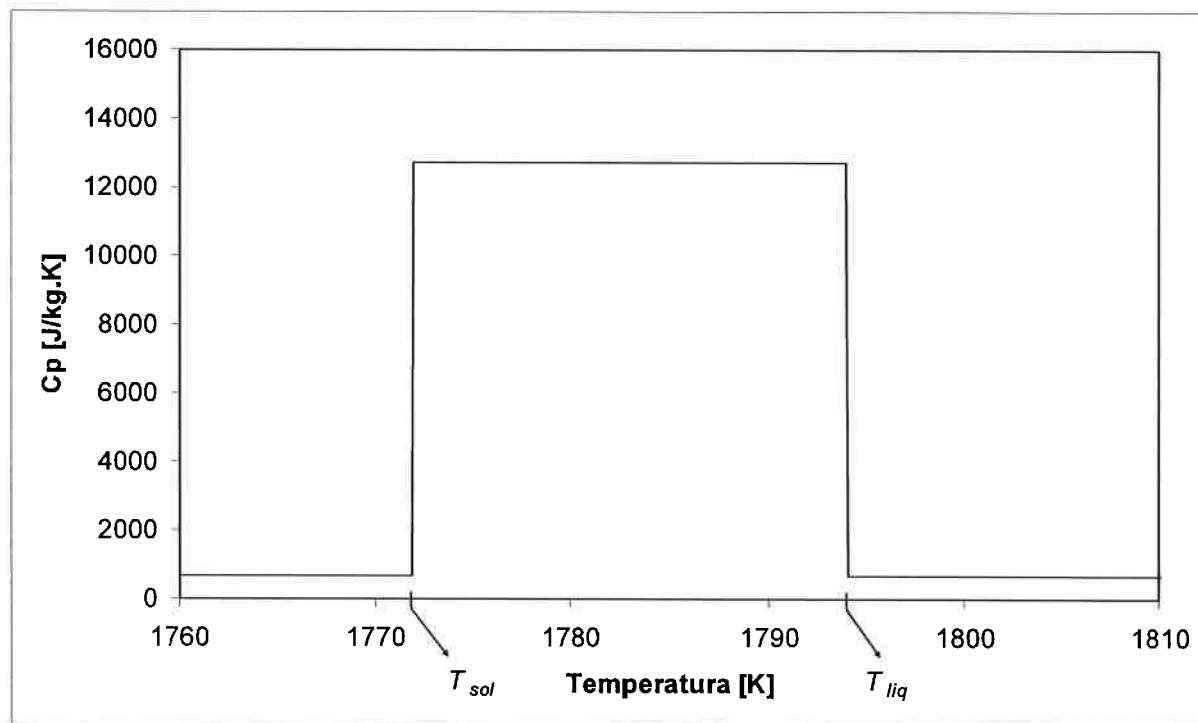


Figura 3.1 - Calor específico na zona pastosa.

Como pode-se ver o valor do calor específico na zona pastosa é muito maior do que no líquido e no sólido. Este método faz com que o modelo conte a liberação do calor latente de fusão durante a solidificação do aço.

Devido à simetria existente na transferência de calor em tarugos de sessão quadrada, apenas um quarto da área da seção transversal foi considerado, diminuindo o tempo de processamento para um mesmo tamanho de malha numérica (Figura 3.2).

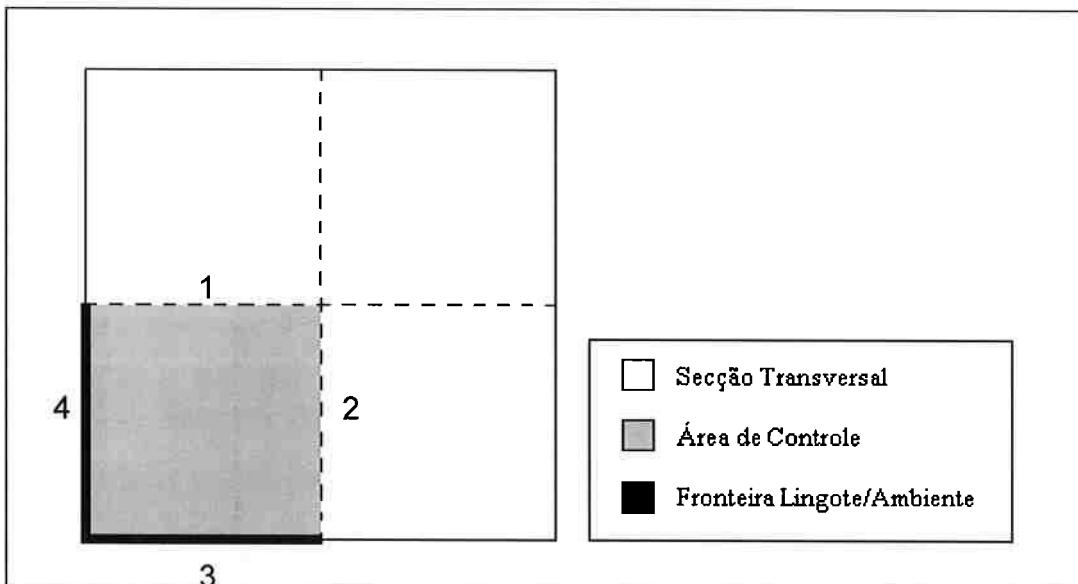


Figura 3.2 - Área de controle do modelo desenvolvido.

Para a área de controle definida na Figura 3.2, foram consideradas as seguintes condições de contorno:

- O fluxo de calor nas faces 1 e 2 foram considerados nulos devido a simetria do sistema. Portanto:

$$q_1 = q_2 = 0 \quad [\text{W/m}^2] \quad [3.3]$$

- Já os fluxos de calor nas faces 3 e 4 foram calculados em função de um coeficiente de transferência de calor que, como visto na revisão bibliográfica, varia dependendo da zona de refrigeração onde a área de controle se encontre. Portanto a equação para o fluxo nesta faces é:

$$q_3 = q_4 = h \cdot (T_{\infty} - T_C) \quad [\text{W/m}^2] \quad [3.4]$$

onde T_{∞} é a temperatura ambiente e T_C é a temperatura da superfície.

Durante o lingotamento da corrida que será estudada, foram realizadas quatro medições de temperatura no distribuidor, resultando em uma temperatura média de

vazamento de 1848,25 K. Portanto, o aço foi vazado a partir do distribuidor com um superaquecimento de 53,76 K.

Segundo estudos realizados na planta, o aço perde cerca de 30 K na passagem do distribuidor para o molde. Pode-se então concluir que a temperatura inicial do aço no molde é de aproximadamente 1818,25 K. Como condição inicial deste modelo foi adotada a temperatura inicial do aço de 1818,25 K.

Desta forma, a temperatura inicial do aço de 1818,25 K foi adotada como condição inicial neste modelo.

3.4 SOLUÇÃO NUMÉRICA

No método de volumes finitos, a área estudada deve ser repartida em inúmeros volumes de dimensões Δx e Δy , os quais possuem um nó em seu centro (Figura 3.3). A idéia básica do modelo é calcular a temperatura de um volume finito em um determinado instante a partir das temperaturas dele mesmo e de seus vizinhos no instante anterior.

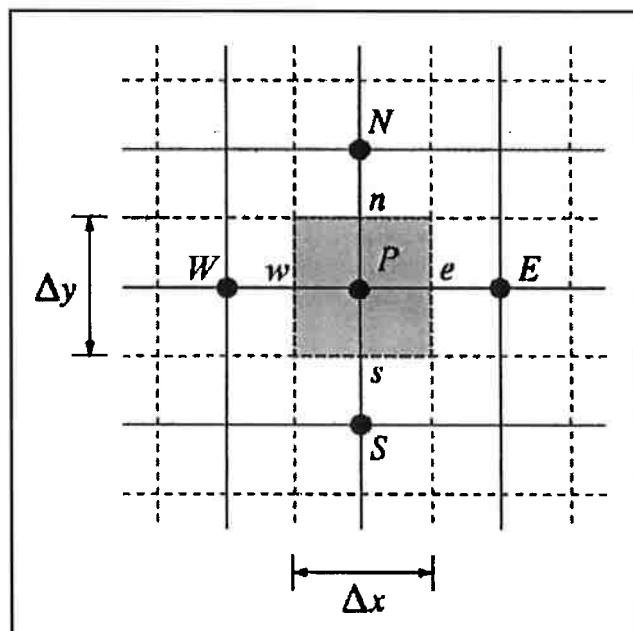


Figura 3.3 - Representação da malha bidimensional de volumes finitos.

Integrando a equação [3.1] nas três variáveis (x, y e t), dentro de um intervalo de tempo (Δt) e dentro de um volume finito P de vizinhos W, E, N e S (exemplificado na Figura 3.3), temos:

$$\int_{x_w}^{x_e} \int_{y_s}^{y_n} \int_t^{t+\Delta t} \left(\rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \right) \cdot dt \cdot dy \cdot dx = \int_{x_w}^{x_e} \int_{y_s}^{y_n} \int_t^{t+\Delta t} \frac{\partial}{\partial x} \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) \cdot dt \cdot dy \cdot dx + \int_{x_w}^{x_e} \int_{y_s}^{y_n} \int_t^{t+\Delta t} \frac{\partial}{\partial y} \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) \cdot dt \cdot dy \cdot dx \quad [3.5]$$

Simplificando:

$$\begin{aligned} \int_{x_w}^{x_e} \int_{y_s}^{y_n} \rho \cdot C_p \cdot (T^{t+\Delta t} - T^t) \cdot dy \cdot dx &= \int_{y_s}^{y_n} \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right)_E - \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right)_W \right] \cdot dt \cdot dy + \\ &\quad \int_{x_w}^{x_e} \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right)_N - \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right)_S \right] \cdot dt \cdot dx \end{aligned} \quad [3.6]$$

1ª hipótese: $\rho \cdot C_p$ permanece constante durante o intervalo de tempo (Δt).

2ª hipótese: Para o termo da esquerda da equação [3.6], a temperatura é assumida uniforme no interior do volume, porém variável no tempo.

$$\int_{x_w}^{x_e} \int_{y_s}^{y_n} \int_t^{t+\Delta t} \left(\rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \right) \cdot dt \cdot dy \cdot dx = \rho \cdot C_p \cdot (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) \cdot \Delta x \cdot \Delta y \quad [3.7]$$

3ª hipótese: Para o 1º termo da direita da equação [3.6], a temperatura varia linearmente em função do eixo x, porém não varia com o tempo e com o eixo y. Já no 2º termo da direita, a temperatura varia linearmente com o eixo y, porém não varia em função do tempo e do eixo x.

1º termo:

$$\int_{y_s}^{y_n} \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x_e} - \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x_w} \right] \cdot dt \cdot dy = \left[K_e \cdot \frac{(T'_E - T'_P)}{(\delta x)_e} - K_w \cdot \frac{(T'_P - T'_W)}{(\delta x)_w} \right] \cdot \Delta y \cdot \Delta t \quad [3.8]$$

2º termo:

$$\int_{x_w}^{x_n} \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y_n} - \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y_s} \right] \cdot dt \cdot dx = \left[K_n \cdot \frac{(T'_N - T'_P)}{(\delta y)_n} - K_s \cdot \frac{(T'_P - T'_S)}{(\delta y)_s} \right] \cdot \Delta x \cdot \Delta t \quad [3.9]$$

Com isso, a equação [3.6] pode ser reescrita:

$$\rho \cdot C_p \cdot (T_p^{t+\Delta t} - T_p^t) \cdot \Delta x \cdot \Delta y = \left[K_e \frac{(T'_E - T'_P)}{(\delta x)_e} - K_w \frac{(T'_P - T'_W)}{(\delta x)_w} \right] \cdot \Delta y \cdot \Delta t + \left[K_n \frac{(T'_N - T'_P)}{(\delta y)_n} - K_s \frac{(T'_P - T'_S)}{(\delta y)_s} \right] \cdot \Delta x \cdot \Delta t \quad [3.10]$$

Porém, a condutividade térmica varia com a temperatura. Por não conhecermos as temperaturas nas interfaces entre os volumes finitos (pontos e, w, n e s da Figura 3.3), as condutividades K_e , K_w , K_n e K_s precisam ser decompostas. Portanto:

$$\frac{(\delta x)_e}{K_e} = \frac{(\delta x)_e^-}{K_p} + \frac{(\delta x)_e^+}{K_E} = \frac{\Delta x}{2 \cdot K_p} + \frac{\Delta x}{2 \cdot K_E} = \frac{\Delta x}{2} \cdot \left(\frac{K_p + K_E}{K_p \cdot K_E} \right) \quad [3.11]$$

, onde $(\delta x)_e^-$ e $(\delta x)_e^+$ são as distâncias respectivamente do ponto P até a interface e da interface até o ponto E, e são iguais a $\Delta x/2$ (Figura 3.4). Este mesmo procedimento deve ser realizado à K_w , K_n e K_s .

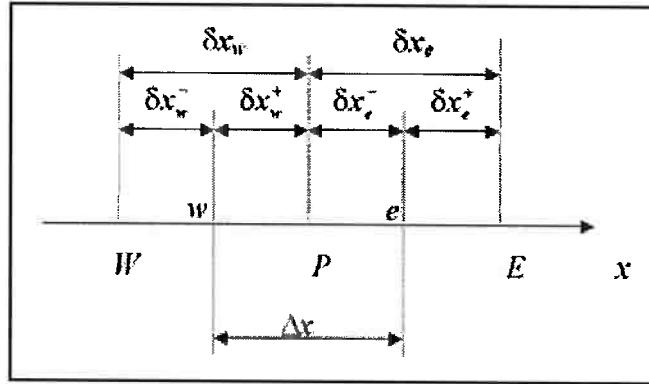


Figura 3.4 - Representação detalhada dos pontos W, P e E e suas distâncias no eixo x.

Além disso, a condutividade térmica dentro da zona pastosa, dependerá da fração de sólidos do ponto através da seguinte equação:

$$K = \varepsilon_s \cdot K_s + (1 - \varepsilon_s) \cdot K_L \quad [3.12]$$

Desta forma, reescrevemos:

$$\frac{(\delta x)_e}{K_e} = \frac{(\delta x)_e^-}{K_p} + \frac{(\delta x)_e^+}{K_E} = \frac{(\delta x)_e^-}{\varepsilon_{S_p} \cdot K_{S_p} + (1 - \varepsilon_{S_p}) \cdot K_{L_p}} + \frac{(\delta x)_e^+}{\varepsilon_{S_E} \cdot K_{S_E} + (1 - \varepsilon_{S_E}) \cdot K_{L_E}} \quad [3.13]$$

Como neste modelo os volumes finitos são quadrados ($\Delta x = \Delta y$), pode-se reescrever a equação [3.10] da seguinte forma:

$$\begin{aligned} \frac{\rho \cdot C_p \cdot (T_p'^{+\Delta t} - T_p') \cdot \Delta x^2}{\Delta t} &= \left[\frac{(T_E' - T_P')}{\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{K_p + K_E}{K_p \cdot K_E} \right)} - \frac{(T_P' - T_W')}{\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{K_p + K_W}{K_p \cdot K_W} \right)} \right] \\ &+ \left[\frac{(T_N' - T_P')}{\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{K_p + K_N}{K_p \cdot K_N} \right)} - \frac{(T_P' - T_S')}{\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{K_p + K_S}{K_p \cdot K_S} \right)} \right] \end{aligned} \quad [3.14]$$

Simplificando:

$$a_p \cdot (T_p^{t+\Delta t} - T_p^t) = a_E \cdot (T_E^t - T_p^t) - a_W \cdot (T_W^t - T_p^t) + a_N \cdot (T_N^t - T_p^t) + a_S \cdot (T_S^t - T_p^t) \quad [3.15]$$

, onde

$$a_p = \frac{\rho \cdot C_p \cdot \Delta x^2}{\Delta t} \quad [3.16]$$

$$a_E = \frac{2 \cdot K_p \cdot K_E}{K_p + K_E} \quad [3.17]$$

$$a_W = \frac{2 \cdot K_p \cdot K_W}{K_p + K_W} \quad [3.18]$$

$$a_N = \frac{2 \cdot K_p \cdot K_N}{K_p + K_N} \quad [3.19]$$

$$a_S = \frac{2 \cdot K_p \cdot K_S}{K_p + K_S} \quad [3.20]$$

Desta forma, chegamos a equação final que descreve a temperatura de um volume finito (P) no instante $t+\Delta t$, a partir de sua temperatura e de seus vizinhos (E, W, N e S) no instante t:

$$T_p^{t+\Delta t} = (a_p - a_E - a_W - a_N - a_S) T_p^t + a_E \cdot T_E^t + a_W \cdot T_W^t + a_N \cdot T_N^t + a_S \cdot T_S^t \quad [3.21]$$

Para que a equação tenha sempre coeficientes positivos, o modelo deve seguir um critério de estabilidade no qual:

$$a_p > (a_E + a_W + a_N + a_S) \quad [3.22]$$

Como a_p depende de Δt e de Δx , pode-se controlar o critério de estabilidade a partir do passo de tempo e da quantidade de volumes finitos que forem utilizados.

A equação desenvolvida pode ser utilizada para qualquer volume da matriz que não esteja no contorno.

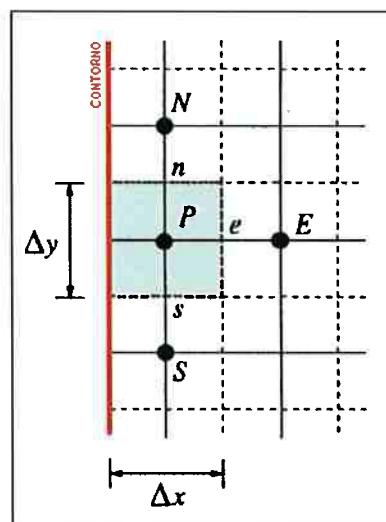


Figura 3.5 - Detalhe de um volume finito situado no contorno da matriz.

Para volumes que estejam no contorno (Figura 3.5), devemos realizar uma modificação. No termo da equação [3.10] referente ao volume vizinho que não existe (no exemplo da figura seria o volume finito W), deveremos inserir um fluxo de calor que será calculado de acordo com o tipo de transferência de calor que ocorrer na superfície:

$$\rho \cdot C_p \cdot (T_p^{t+\Delta t} - T_p^t) \cdot \Delta x \cdot \Delta y = \left[K_e \frac{(T_E^t - T_P^t)}{(\delta x)_e} - K_p \frac{(T_P^t - T_C^t)}{(\delta x)_w} \right] \cdot \Delta y \cdot \Delta t + \left[K_n \frac{(T_N^t - T_P^t)}{(\delta x)_n} - K_s \frac{(T_P^t - T_S^t)}{(\delta x)_s} \right] \cdot \Delta x \cdot \Delta t$$

Não é conhecido

$$-\left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right)_w = q_c \quad [3.23]$$

$$-K_p \frac{(T'_P - T'_C)}{(\delta x)_{w-}} = h \cdot (T_\infty - T_C) = q_C \quad [3.24]$$

, onde q_C é o fluxo de calor através do contorno, h é o coeficiente de transferência de calor, T_∞ é a temperatura ambiente e T_C é a temperatura no contorno.

Isolando:

$$T_C = \frac{h \cdot T_\infty + \frac{K_p}{(\delta x)_{w-}} \cdot T_P}{\left(\frac{K_p}{(\delta x)_{w-}} + h \right)} \quad [3.25]$$

Substituindo:

$$q_C = -\frac{K_p}{(\delta x)_{w-}} \cdot \frac{(h \cdot T_P - h \cdot T_\infty)}{\left(\frac{K_p}{(\delta x)_{w-}} + h \right)} = -\frac{(T_P - T_\infty)}{\left(\frac{1}{h} + \frac{(\delta x)_{w-}}{K_p} \right)} \quad [3.26]$$

Com isso, podemos retornar a equação [3.23] substituindo q_C :

$$\rho \cdot C_p \cdot (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) \cdot \Delta x \cdot \Delta y = \left[K_e \frac{(T_E^t - T_P^t)}{(\delta x)_e} - \frac{(T_P^t - T_\infty)}{\left(\frac{1}{h} + \frac{(\delta x)_{w-}}{K_p} \right)} \right] \cdot \Delta y \cdot \Delta t + \left[K_n \frac{(T_N^t - T_P^t)}{(\delta x)_n} - K_s \frac{(T_P^t - T_S^t)}{(\delta x)_s} \right] \cdot \Delta x \cdot \Delta t \quad [3.27]$$

Simplificando a equação acima:

$$\frac{\rho \cdot C_p \cdot (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) \cdot \Delta x^2}{\Delta t} = \left[\frac{(T_E^t - T_P^t)}{\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{K_p + K_E}{K_p \cdot K_E} \right)} - \frac{(T_P^t - T_\infty^t)}{\left(\frac{1}{\Delta x \cdot h} + \frac{1}{2 \cdot K_p} \right)} \right] + \\ \left[\frac{(T_N^t - T_P^t)}{\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{K_p + K_N}{K_p \cdot K_N} \right)} - \frac{(T_S^t - T_P^t)}{\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{K_p + K_S}{K_p \cdot K_S} \right)} \right] \quad [3.28]$$

Desta forma, chegamos a equação final que descreve a temperatura de um volume finito (P) situado no contorno no instante $t+\Delta t$, a partir de sua temperatura e de seus vizinhos (E, N e S) no instante t , da temperatura ambiente e do coeficiente de transferência de calor existente no contorno:

$$a_P \cdot (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) = a_E \cdot (T_E^t - T_P^t) + a_N \cdot (T_N^t - T_P^t) + a_S \cdot (T_S^t - T_P^t) + b \cdot (T_\infty^t - T_P^t) \quad [3.29]$$

$$T_P^{t+\Delta t} = (a_P - a_E - a_N - a_S - b) \cdot T_P^t + a_E \cdot T_E^t + a_N \cdot T_N^t + a_S \cdot T_S^t + b \cdot T_\infty^t \quad [3.30]$$

, onde

$$b = \frac{2 \cdot K_p \cdot \Delta x \cdot h}{(2 \cdot K_p + \Delta x \cdot h)} \quad [3.31]$$

Esta equação foi desenvolvida para volumes que estejam no contorno conforme a situação esboçada na Figura 3.5.

3.5 CONDIÇÕES DE SIMULAÇÃO

O programa desenvolvido foi utilizado para simular um exemplo real de uma planta siderúrgica visando validar as condições utilizadas pela máquina de lingotamento e, se necessário, aprimorar sua forma de operação. Desta forma, todos os dados necessários foram retirados de um veio de uma corrida.

Esta máquina é dotada de cinco veios de seção quadrada. As seções lingotadas são 130X130mm ou 160X160mm.

Na Figura 3.6 pode-se visualizar o esboço da máquina estudada. Ela possui um raio de 8000mm e todos os comprimentos das diferentes zonas de resfriamento são dados através dos ângulos em relação a este raio.

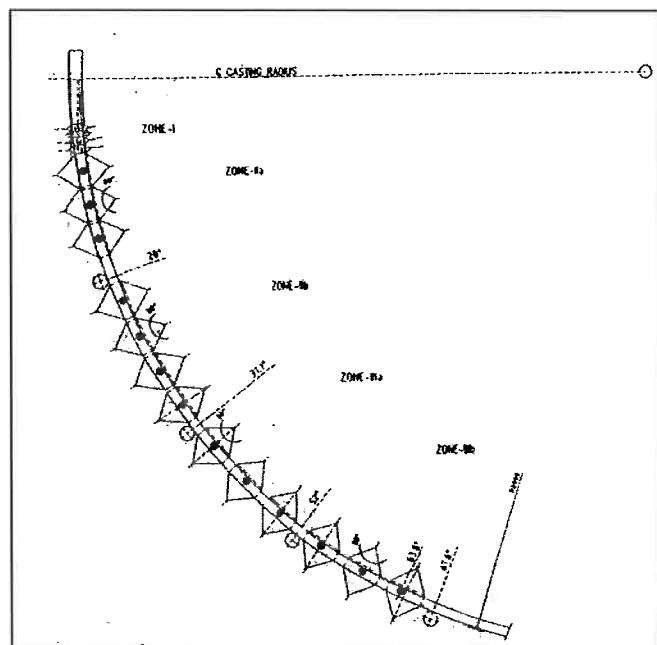


Figura 3.6 - Esboço da máquina de lingotamento que está sendo modelada. (projeto da máquina da usina estudada neste trabalho).

3.5.1 Propriedades do Aço utilizado na simulação

Os dados obtidos do caso industrial foram retirados da produção de tarugos de aço SAE 1012. Uma amostra de aço foi retirada e levada para análise de composição química em um espectrômetro. Na Tabela 3-1 a composição deste aço pode ser conferida.

Tabela 3-1 - Composição do aço utilizado para a simulação.

Composição	
C	0,12
Si	0,11
Mn	0,49
S	0,023
P	0,013
Cu	0,085
Ni	0,044
Cr	0,068
Sn	0,014
Nb	0,001
V	0,002
Mo	0,006
N	77,77
Al	0,10
Ti	0,00

A partir da composição do aço produzido, pode-se encontrar as temperaturas solidus (T_{sol}) e liquidus (T_{liq}) através das seguintes equações (GARCIA, 2006):

$$T_{liq} = 1537 - 88 \cdot (\%C) - 25 \cdot (\%S) - 5 \cdot (\%Cu) - 8 \cdot (\%Si) - 5 \cdot (\%Mn) - 2 \cdot (\%Mo) - 4 \cdot (\%Ni) - 1,5 \cdot (\%Cr) - 18 \cdot (\%Ti) - 2 \cdot (\%V) - 30 \cdot (\%P) \quad [3.32]$$

$$T_{sol} = 1535 - 200 \cdot (\%C) - 12,3 \cdot (\%Si) - 6,8 \cdot (\%Mn) - 124,5 \cdot (\%P) - 183,9 \cdot (\%S) - 4,3 \cdot (\%Ni) - 1,4 \cdot (\%Cr) - 4,1 \cdot (\%Al) \quad [3.33]$$

resultando em $T_{sol} = 1772,92$ K e $T_{liq} = 1794,49$ K.

Como na grande maioria dos modelos matemáticos deste tipo, a densidade do aço foi admitida ser constante e igual a 7000 kg/m^3 (JOO, 1993). A emissividade (ϵ) do aço foi considerada constante e igual a 0,80 (Mizikar, 1967). O calor latente de fusão (L) foi de 272.000 J/kg (LALLY, BIEGLER, HENEIN, 1990). O calor específico e a condutividade térmica do aço foram expressos em função da temperatura. Para

a condutividade térmica no estado sólido foram utilizadas as mesmas funções gerais utilizadas por Mizikar (1967) para aço baixo-carbono (Figura 3.7)

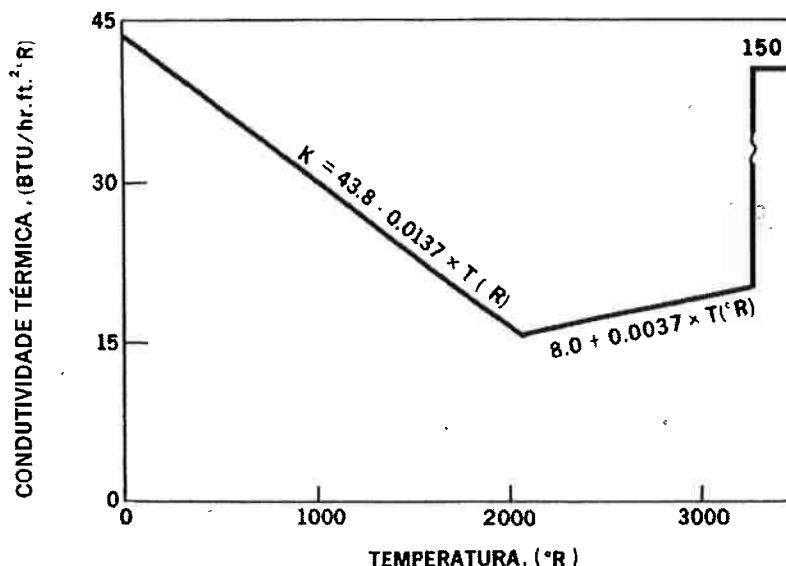


Figura 3.7 - Condutividade térmica para aços baixo carbono. (Mizikar, 1967)

Já para a condutividade do líquido (K_L), foi adotado um valor de 35 KW/mK (Miettinen, 1994). Porém, uma forma de se levar em conta a influência da convecção na transferência de calor no metal líquido é utilizar um coeficiente (α) de aumento artificial na condutividade térmica do aço acima da temperatura liquidus (CHOUDHARY, 1993). Geralmente é utilizado um valor de α entre 3 e 10. Para o presente estudo foi adotado α igual 3, ou seja $K_{L_{equ.}} = \alpha \cdot K_L$.

Como a zona pastosa é composta por aço sólido e líquido, a convecção no líquido é menor quanto maior a fração de sólido. Por isso, o valor de α foi adotado variando linearmente de 1 a 3 entre T_{sol} e T_{liq} , indicando um efeito menor de convecção quando se aproxima da casca solidificada.

A condutividade térmica dentro da zona pastosa (entre T_{sol} e T_{liq}) é calculada em função das condutividades térmicas do metal líquido e sólido. Para isso, a condutividade final foi assumida variar em função da fração de sólidos (γ_s) pela seguinte equação (CHOUDHARY, 1993):

$$K = \gamma_s \cdot K_s + (1 - \gamma_s) \cdot K_{Lequi} \quad [3.34]$$

Para este modelo, a fração de sólido foi adotada variando linearmente na zona pastosa:

$$\gamma_s = \frac{T - T_{sol}}{T_{liq} - T_{sol}} \quad [3.35]$$

No gráfico da Figura 3.8 é possível analisar a condutividade térmica dentro da zona pastosa. A condutividade térmica equivalente está em função das condutividades térmicas do líquido e do sólido conforme a equação descrita anteriormente.

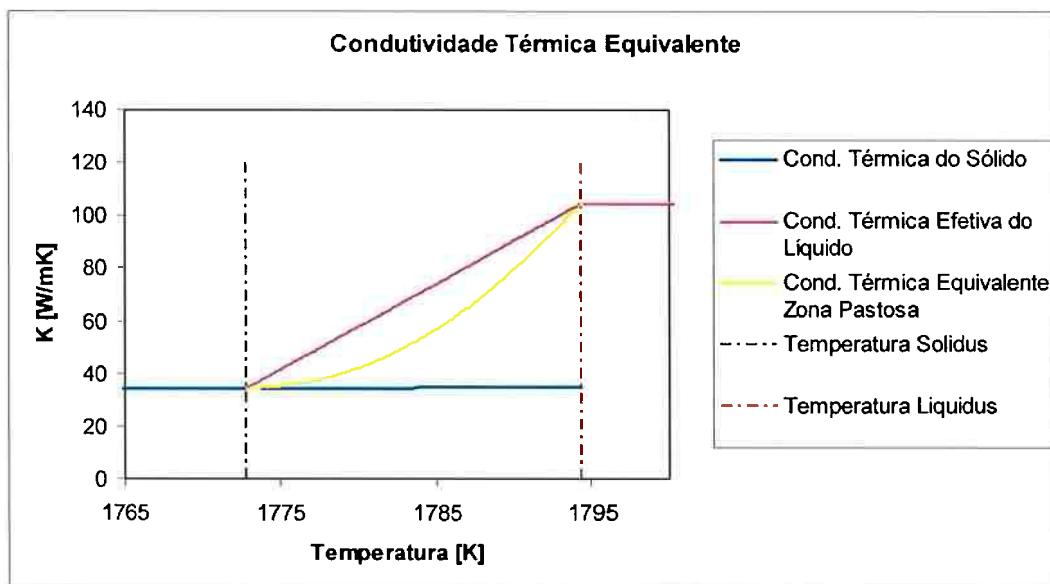


Figura 3.8 - Condutividade térmica na zona pastosa como resultante das condutividades térmica do sólido e do líquido.

A variação final da condutividade térmica do aço nas fases sólida, zona pastosa e completamente líquida está apresentada em função da temperatura na Figura 3.9.

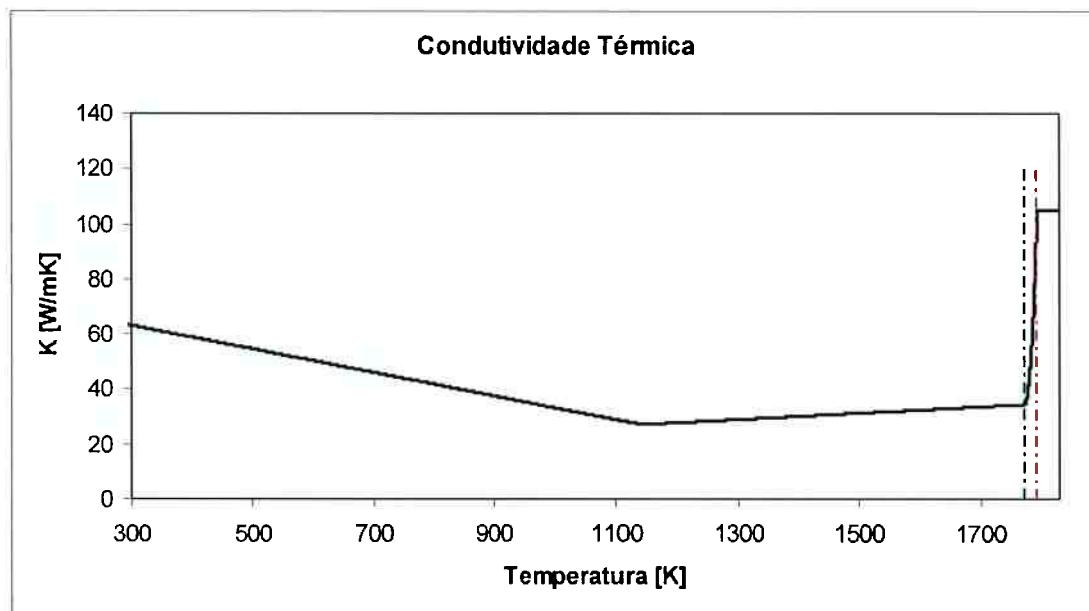


Figura 3.9 - Condu˜tividade témica em fun>ao da temperatura.

Para o calor espec&icfo, também foram utilizadas as fun>oes dadas por Mizikar (1967) (Figura 3.10) para aços baixo-carbono.

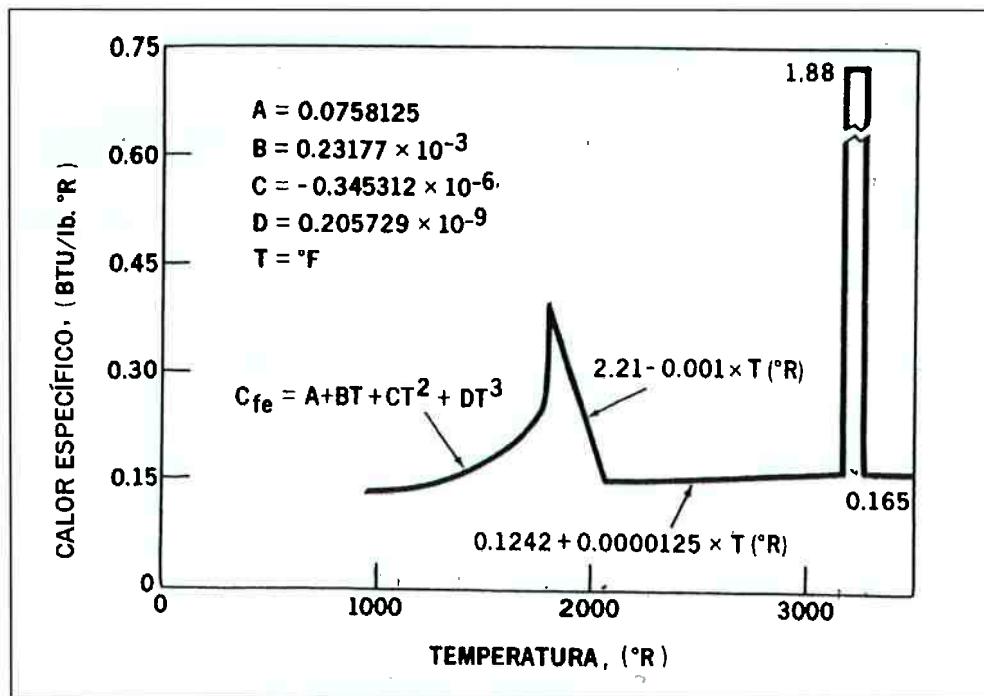


Figura 3.10 - Calor espec&icfo para aços baixo-carbono. (MIZIKAR, 1967)

Apenas na zona pastosa o calor específico foi calculado em função do calor latente de fusão e das temperaturas liquidus e solidus de acordo com a equação [3.2].

Desta forma o calor específico em função da temperatura utilizado pode ser observado no gráfico Figura 3.11 onde o valor de C_p na zona pastosa foi distorcido para melhor visualização do gráfico:

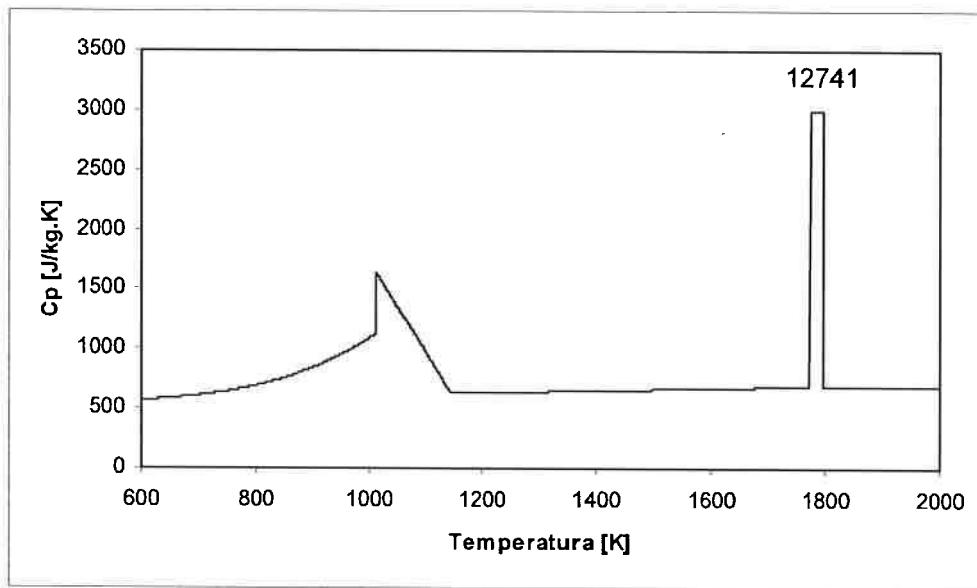


Figura 3.11 - Calor específico para o aço utilizado neste estudo.

3.5.2 Geometria da Máquina e Cálculo dos Coeficientes

O molde da máquina de lingotamento contínuo estudada possui 1000 mm de comprimento e o nível de metal líquido atinge geralmente 70% deste comprimento. O nível do metal no molde é medido entre 720 e 920 mm de comprimento, variando de 0 a 100%. Uma equação que nos dá o comprimento útil do molde (C_{util}) em função do nível de aço no molde (n_{molde}) é:

$$C_{util} = 720 + 2 \cdot n_{molde} \quad [\text{mm}] \quad [3.36]$$

Portanto pode-se considerar que o comprimento efetivo do molde é de 860mm para um nível de 70%. O tempo de permanência no molde pode ser calculado através da velocidade de lingotamento que, durante a corrida estudada, era de 2,4 m/min.

O coeficiente global de transferência de calor no molde foi obtido através da equação de Toledo, Lainez e Cirión (1993):

$$h_g = (0,07128 \cdot e^{-l_{molde}} + 2,328 \cdot e^{(-l_{molde}/9,5)} + 0,698) \cdot 1000 \quad [W / m^2.K] \quad [3.37]$$

Os ângulos e comprimentos das zonas, bem como o tempo de permanência do aço nestas regiões calculado a partir da velocidade de lingotamento, estão dispostos na Tabela 3-2.

Tabela 3-2 - Ângulo, comprimento e tempo de permanência nas zonas de refrigeração.

ZONAS	Vazão Total [L/min]	Comprimento [mm]	Área [m ²]	Vazão [L/s.m ²]	h^* [W/m ² K] (Sasaki, 1979)
1	185	203,74	0,13	9,94	827,54
		160,08	0,10	9,94	827,54
		160,08	0,10	9,94	827,54
2A	400	1208,13	0,77	8,62	755,43
GAP 1	150	644,15	0,41	6,00	600,00
2B	350	1926,93	1,23	4,73	523,67
GAP 2	50	450,63	0,29	2,92	400,00
3A	150	1595,18	1,02	1,22	263,55
3B		1595,18	1,02	1,22	263,55

Pode-se reparar a existência de espaços livres (Gap1, Gap2 e Gap3) entre as zonas de refrigeração. Estes espaços devem ser levados em conta na modelagem da transferência de calor. Neles foi considerada apenas a extração de calor por radiação.

Na primeira zona de sprays, os bicos são do tipo cone inteiro ("full cone") e são duplicados em cada face (Figura 3.12) em três níveis, ou seja, 24 bicos por veio. A vazão desta zona é de 185 l/min. Porém, os bicos do primeiro nível possuem uma

vazão maior que os demais. A partir da especificação de cada bico foi possível calcular suas vazões.

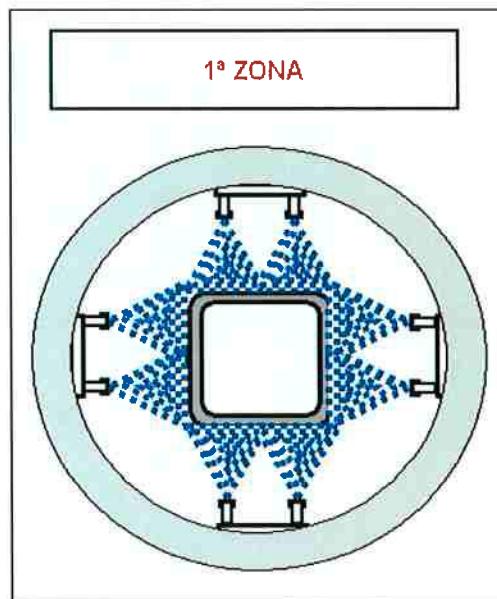


Figura 3.12 - Primeira zona da câmara de sprays com bicos do tipo "full cone" duplicados em cada face. (material didático da usina estudada neste trabalho).

Nas segunda e terceira zonas, os sprays têm um perfil retangular (Figura 3.13). A especificação de seus bicos possui dois ângulos, um vertical e outro horizontal, de ação do spray. Os bicos destas zonas estão localizados a uma distância de 300mm da face do tarugo.

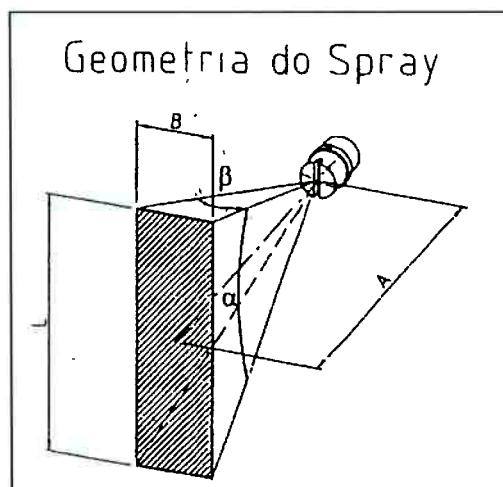


Figura 3.13 - Geometria do spray dos bicos das zonas 2 e 3 da câmara de sprays. (projeto da máquina da usina estudada neste trabalho).

As especificações dos bicos de cada uma das zonas podem ser conferidas na tabela abaixo:

Tabela 3-3 - Especificações dos bicos utilizados nas zonas da câmara de sprays..

ZONAS	Qtde de bicos por veio	Especificação	Perfil do Spray	Ângulo	Distância do Tarugo [mm]	Vazão Nominal por bico [L/min]	Pressão de Trabalho [bar]	Vazão Efetiva por bico [L/min]	Vazão Efetiva por zona [L/min]	Vazão Total [L/min]
1	8	7065L	Cone Cheio	65°	85	7,0	4.62	8.99	71.94	185
	8	5565L	Cone Cheio	65°	85	5,5	4.62	7.07	56.53	
	8	5565L	Cone Cheio	65°	85	5,5	4.62	7.07	56.53	
2A	12	RE 2 12 - 80/28	Retangular	80°-28°	300	12,0	4.85	15.79	189.52	400
2B	16	RE 2 10 - 80/24	Retangular	80°-24°	300	10,0	4.85	13.16	210.58	
3A	12	RE 1 5 - 80/24	Retangular	80°-24°	300	5,0	2.57	4.79	57.50	115
3B	12	RE 1 5 - 80/24	Retangular	80°-24°	300	5,0	2.57	4.79	57.50	

Multiplicando-se o comprimento de cada zona de refrigeração pelo perímetro do tarugo, tem-se a área de ação de cada uma das zonas. Ao dividir a vazão por esta área, encontra-se a vazão por área em $\text{L/m}^2\text{s}$ que, a partir das equações propostas no item 2.4.2, pode fornecer o coeficiente de transferência de calor em cada uma das zonas da câmara de spray.

A equação utilizada para este modelo foi a de Sasaki (1979):

$$h = 708 \cdot \dot{w}^{0.75} \cdot T_s^{-1.2} + 0,116 \quad [\text{kW} / \text{m}^2 \cdot \text{K}] \quad [3.38]$$

Abaixo estão os valores do coeficiente de transferência de calor calculados para cada uma das zonas da câmara de spray:

Tabela 3-4 - Coeficiente de transferência de calor por zona de sprays.
(*Valores de h estimados para uma temperatura na superfície de 1323 K)

ZONAS	Vazão Total [L/min]	Comprimento [mm]	Área [m ²]	Vazão [L/s.m ²]	h^* [W/m ² K] (Sasaki, 1979)
1	185	203.74	0.13	9.20	787.21
		160.08	0.10	9.20	787.21
		160.08	0.10	9.20	787.21
2A	400	1208.13	0.77	4.09	481.23
2B		1926.93	1.23	2.85	394.50
3A	115	1595.18	1.02	0.94	237.21
3B		1595.18	1.02	0.94	237.21

Quanto à zona de radiação livre, foi utilizado um coeficiente de radiação, somado ao coeficiente convectivo proposto por Hardin, Liu Kapoor and Beckermann (2003):

$$h_r = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_{\text{sup}} + T_0) \cdot (T_{\text{sup}}^2 + T_0^2) \quad [\text{W} / \text{m}^2 \cdot \text{K}] \quad [3.39]$$

$$h_c = 0,84 \cdot (T_{\text{sup}} - T_0)^{1/3} \quad [\text{W} / \text{m}^2 \cdot \text{K}] \quad [3.40]$$

Para se ter noção da grandeza deste coeficiente, assumindo uma temperatura média de 1323 K na superfície do lingote, o coeficiente de transferência de calor por radiação livre calculado através das equações citadas seria de aproximadamente 150 W / m².K.

3.6 PROGRAMA COMPUTACIONAL IMPLEMENTADO

Na Figura 3.14 está apresentada a tela de entrada de parâmetros da simulação do programa computacional desenvolvido.

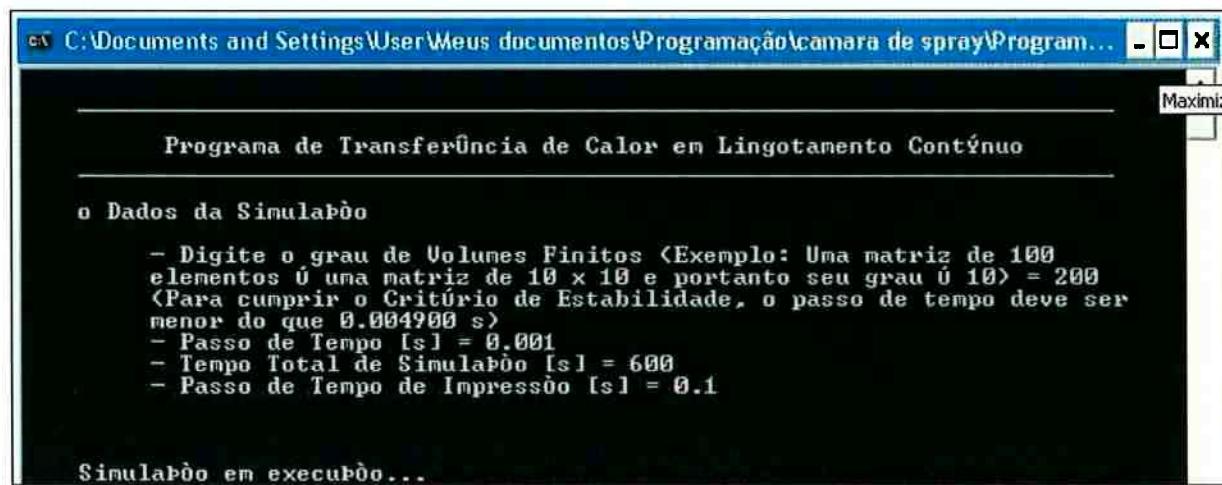


Figura 3.14 - Tela de entrada do o programa computacional desenvolvido.

Como se pode ver, o primeiro dado pedido pelo programa é a quantidade de volumes finitos. A partir da matriz numérica escolhida, o programa calcula o intervalo de tempo máximo para que seja satisfeito o critério de estabilidade do método explícito e pede para que o usuário entre com o intervalo de tempo desejado. Outros dados pedidos são o tempo total de simulação e o passo de tempo de impressão.

Informações referentes à vazão de água nos sprays, velocidade de lingotamento, entre outras, já estão embutidas na raiz do programa, mas podem ser facilmente alteradas. Isso demonstra a grande utilidade do programa desenvolvido. Sempre que se quiser realizar alguma mudança nas condições de operação da máquina pode-se estudar antes o efeito metalúrgico desta mudança. Além disso, este modelo poderia ser construído para todos os tipos de aço produzidos na planta bem como, para todas os tamanhos de tarugo.

O programa gera um arquivo de saída no formato .txt com os dados relevantes para este estudo que são extraídos no passo de tempo de impressão. Este arquivo é então convertido para .xls para tornar possível a análise dos dados.

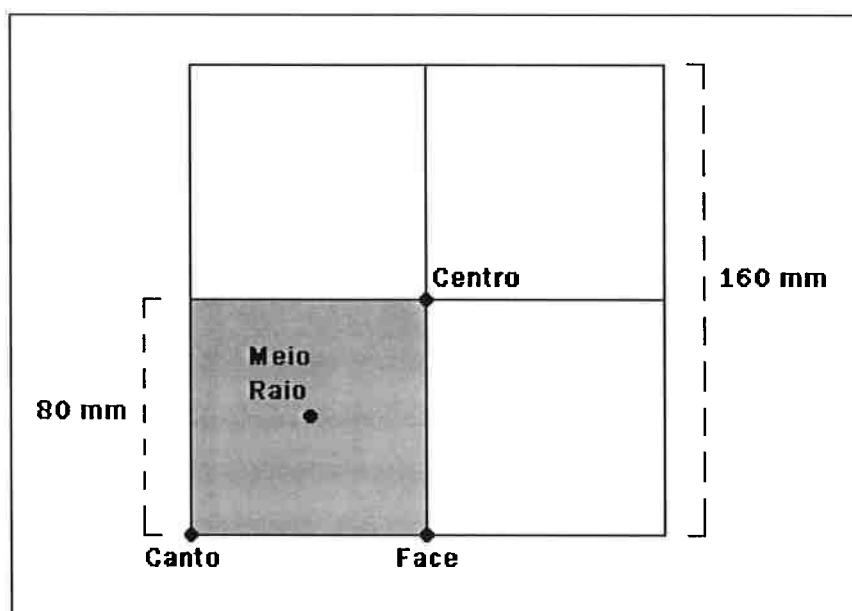


Figura 3.15 - Pontos de medição de temperatura.

Os dados de saída do programa são: as temperaturas no canto, face, centro e meio raio (Figura 3.15) e as espessuras da casca solidificada e da casca mais a zona pastosa. Estas espessuras são medidas a partir do meio da face em direção ao centro do tarugo, ou seja, perpendicular ao meio da face do tarugo.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesse capítulo serão apresentados os resultados da simulação, juntamente com a discussão e proposição de condições otimizadas para o caso de lingotamento de tarugo examinado.

4.1 DEFINIÇÃO DA MALHA NUMÉRICA

Para a simulação numérica, é necessário escolher o tamanho da malha numérica, que é a quantidade de volumes finitos que haverá dentro da seção do tarugo simulada. Lembrando que a simulação é realizada para apenas um quarto da seção devido à simetria.

Geralmente, quanto menor o tamanho do volume finito, ou seja, quanto mais refinada a malha numérica, mais precisos são os resultados e mais eles se aproximam da solução exata das equações propostas. Porém, quanto mais refinada a malha, maior será o tempo de simulação. Como tempo é um dos fatores mais importantes quando mencionamos qualquer programa computacional, devemos escolher a menor quantidade de volumes que seja suficiente para que o erro seja aceitável.

Para isso, o programa foi ajustado para simular a condução sem solidificação e os seus resultados foram comparados a uma solução analítica exata disponível na literatura. Esta solução apresentava condutividade térmica, calor específico e coeficiente de transferência de calor nas faces constantes. Além de ajudar na escolha da malha numérica, esta solução analítica serviu para validar o programa desenvolvido.

As curvas de resfriamento foram calculadas pelo presente modelo em um determinado ponto para diversas malhas numéricas e comparadas as curvas da solução exata. Pode-se perceber que quanto maior a malha numérica, mais próxima sua curva de resfriamento está da curva de resfriamento da solução analítica.

A partir desta comparação foi possível concluir que uma malha de 200×200 volumes finitos apresenta uma solução aceitável, sendo que a maior diferença em relação à solução analítica é de 5°C . Segundo o critério de estabilidade, o passo de tempo utilizado foi $\Delta t = 0,001\text{s}$. Nestas condições, a simulação demorou aproximadamente 4h30 para ser finalizada.

4.2 SIMULAÇÃO DE UM CASO INDUSTRIAL

Quando ocorre uma perfuração de veio, todo o aço líquido que esta no interior do lingote atravessa a casca, esvaziando o seu interior (Figura 4.1), restando assim apenas a casca solidificada. Neste caso, é possível medir a evolução da espessura da casca ao longo do molde. Desta forma, um lingote que sofreu perfuração de veio foi utilizado para se obter a espessura da casca solidificada ao longo do molde refrigerado de cobre. As condições onde esta perfuração ocorreu foram introduzidas no modelo matemático implementado e este lingotamento foi simulado.



Figura 4.1 - Perfuração de veio ("breakout") da casca que foi estudada.

A casca conseqüente desta perfuração foi cortada em pedaços (Figura 4.2) de 100mm de comprimento com o auxílio de uma serra industrial própria para a preparação de amostras de tarugo. A espessura da casca foi medida em cada uma

destas fatias em 7 pontos ao longo das quatro faces para se obter uma média aproximada da evolução da espessura da casca solidificada ao longo do molde.



Figura 4.2 - Parte da casca solidificada cortada em diversos pedaços.

Porém, como esta perfuração ocorreu devido a uma transferência de calor desproporcional em um dos cantos do lingote, os dados de espessura das duas faces que estavam em contato com o canto onde ocorreu a perfuração foram descartados.

A evolução da espessura em função do tempo pode ser expressa pela seguinte equação:

$$e = K \cdot \sqrt{t} \quad [4.1]$$

onde K é uma constante muito utilizada em plantas de lingotamento contínuo e nos mostra a velocidade de solidificação do lingote na máquina.

A velocidade de lingotamento durante esta perfuração era de 2,4 m/min. Com este dado, as distâncias ao longo da casca foram convertidas em tempo no interior do molde e os dados apresentados na Figura 4.3.

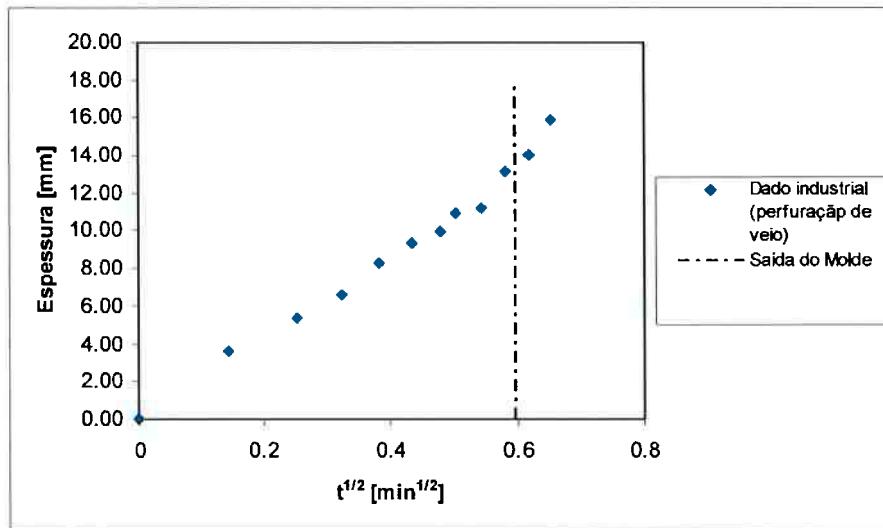


Figura 4.3 - Evolução da espessura na casca solidificada decorrente da perfuração de veio.

Tendo a evolução real da espessura da casca solidificada, optou-se por realizar uma comparação entre esta evolução e os resultados obtidos pelo modelo matemático a fim de se validar a equação do coeficiente de transferência de calor do molde utilizada no modelo.

Desta forma, foi realizada uma simulação para se obter a evolução da espessura da casca de acordo com o modelo desenvolvido. Os resultados foram sobrepostos aos obtidos através da perfuração. (Figura 4.4)

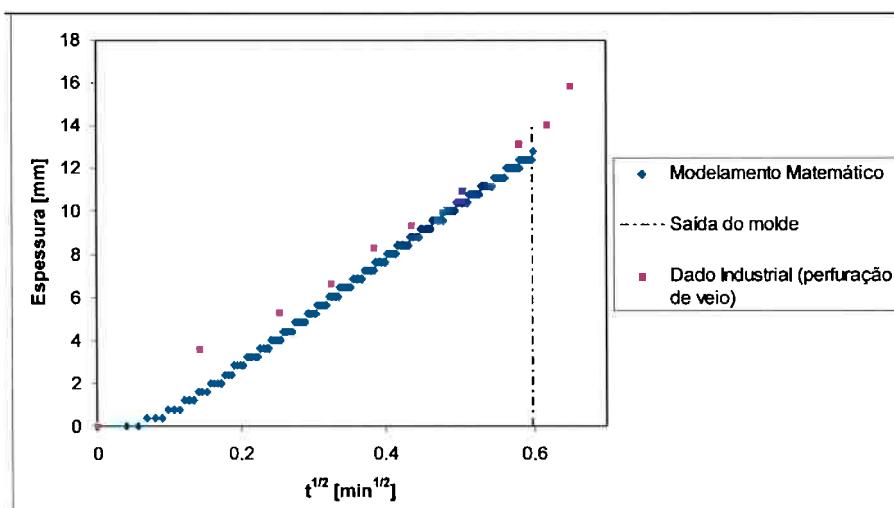


Figura 4.4 - Gráfico comparativo da evolução da espessura da casca solidificada no molde.

Como se pode reparar, apesar de as curvas estarem próximas, a espessura na saída do molde obtida pelo modelo é relativamente inferior à espessura real medida através da perfuração. Enquanto o modelo aponta para uma espessura de 12,6mm, a casca da perfuração apresentava uma espessura média na saída do molde de 13,6mm. A princípio, pode não parecer uma diferença significativa, mas seria equivalente a perder aproximadamente 100mm no comprimento útil do molde.

Com isso, decidiu-se por inserir um fator de aumento na equação do coeficiente de transferência de calor proposta por Toledo (1993) de forma a fazer com que a espessura da casca no final do molde, apresentada pelo modelo, fosse igual à espessura apresentada pela perfuração. Após uma série de simulações, chegou-se a conclusão que o coeficiente de transferência de calor no molde calculado pela equação de Toledo deveria ser aumentado em 17,5%.

Desta forma a seguinte equação do coeficiente de transferência de calor no molde foi utilizada no modelo:

$$h_g = 1,175 \cdot (0,07128 \cdot e^{-t_{molde}} + 2,328 \cdot e^{(-t_{molde}/9,5)} + 0,698) \cdot 1000 \quad [\text{W / m}^2 \cdot \text{K}] \quad [4.2]$$

O efeito referente a este aumento pode ser acompanhado no gráfico da Figura 4.5, bem como a aproximação dos pontos por uma reta:

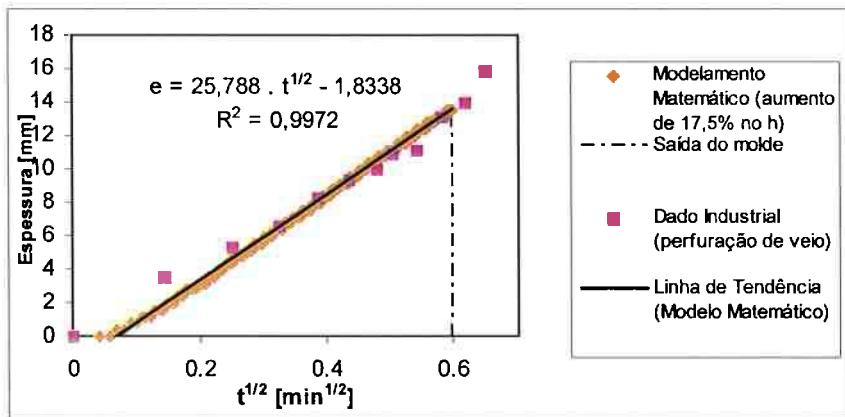


Figura 4.5 - Gráfico comparativo da evolução da espessura da casca solidificada no molde com aumento no coeficiente de transferência de calor.

Ao aproximar os pontos referentes ao modelo para uma reta, obteve-se a equação descrita abaixo, na qual o coeficiente angular equivale ao K da equação [4.1]. Já o coeficiente linear desta equação é relativo à temperatura de superaquecimento do aço. Se a temperatura inicial do aço no molde fosse igual à temperatura liquidus, este coeficiente seria igual a zero.

$$e = 25,788 \cdot t^{1/2} - 1,8338 \quad [\text{mm}] \quad [4.3]$$

Portanto, $K = 25,8 \text{ mm/min}^{1/2}$.

Segundo Brimacombe (1976), um valor de K aceitável para o lingotamento contínuo de tarugos de aço é $28 \text{ mm/min}^{1/2}$, mas pode ser menor em casos onde a velocidade de lingotamento for relativamente alta. Como se pode ver, o valor de K encontrado está muito próximo do valor proposto por Brimacombe (1976).

Para este valor de K , a espessura da casca solidificada no final foi de 13,6mm. Como visto na revisão bibliográfica, um lingote de 150X150mm, deve ter uma casca de pelo menos 12,5mm de espessura na saída do molde, ou seja, 8,3% da espessura do lingote. Obedecendo a mesma proporção, em um lingote de 160X160mm, foco deste estudo, esta mesma medida deve ser de pelo menos 13,3mm de espessura.. Logo, podemos concluir que a velocidade de lingotamento está próxima da velocidade máxima.

Utilizando a equação obtida pelo modelo, podemos calcular a velocidade máxima para que a espessura da casca na saída do molde seja igual ao valor mínimo proposto por Brimacombe, 13,3mm.

$$13,3 = 25,788 \cdot (0,860 / v_{\text{cast}})^{1/2} - 1,8338 \quad [4.4]$$

$$v_{\text{cast}} = 2,50 \text{ m/min} \quad [4.5]$$

O manual da máquina de lingotamento contínuo que esta sendo estudada aponta para uma velocidade máxima de 2,4 m/min para o lingotamento da sessão 160x160mm deste tipo de aço. Portanto, podemos dizer que a curva de espessura obtida pelo modelo e calibrada pela perfuração de veio está muito próxima da realidade da máquina.

Para calcularmos a que distância do menisco (d) onde o aço começa a se solidificar, basta assumir espessura nula e substituir o tempo (t) pela distância dividida pela velocidade de lingotamento (d/v_{cast}) na equação [4.2]. Desta forma:

$$0 = 25,788 \cdot \left(\frac{d}{2,4} \right)^{1/2} - 1,8338 \quad [4.6]$$

$$d = 12,1 \quad [\text{mm}] \quad [4.7]$$

A evolução das isotermas solidus e liquidus ilustrando a evolução da zona pastosa calculada pelo modelo implementado está mostrada na Figura 4.6.

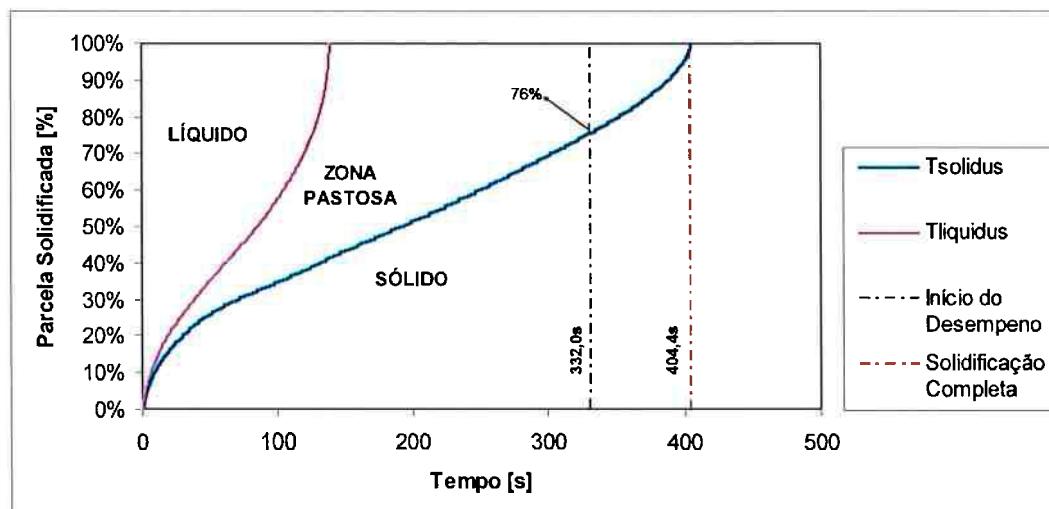


Figura 4.6 - Evolução das temperaturas líquidas e sólidas.

A partir deste gráfico, podemos retirar informações muito importantes como o tempo da solidificação completa do lingote e, consequentemente, o comprimento

metalúrgico. Como se pode ver, o lingote demora 404,4s para solidificar completamente e seu comprimento metalúrgico pode ser encontrado através da velocidade de lingotamento da seguinte forma:

$$C_{\text{met}} = (404,4 \cdot 2,4) / 60 = 16,176 \text{ m} \quad [4.8]$$

Segundo dados da máquina de lingotamento contínuo, o desempenho do lingote começa a uma distância de 13,28m do menisco. O comprimento metalúrgico deveria ser menor do que esta distância, porém é aproximadamente 2,9m maior. Segundo o gráfico da Figura 4.6, no início do desempeno, apenas 76% do lingote está solidificado. Neste caso, como visto na literatura, devido ao intenso carregamento de tensões decorrentes do desempeno, os lingotes podem apresentar trincas ou segregação central.

A partir do histórico de temperaturas foi possível construir um gráfico com as curvas de resfriamento em diversos pontos na seção transversal dos lingotes (Figura 4.7). Porém a curva de temperatura que mais nos importa neste estudo é a da face. É nesta região que se deve controlar a temperatura com o intuito de evitar defeitos devido a trincas. Como visto na literatura (IRVING, 1993), a temperatura na face de um tarugo deve ser mantida durante a câmara de sprays fora de uma faixa entre 700 e 900° C. A faixa ideal para se manter a temperatura está entre 1000 e 1100°C. No gráfico da Figura 4.8, a temperatura está em Kelvin, ou seja, a faixa ideal está entre 1273 e 1373 K.

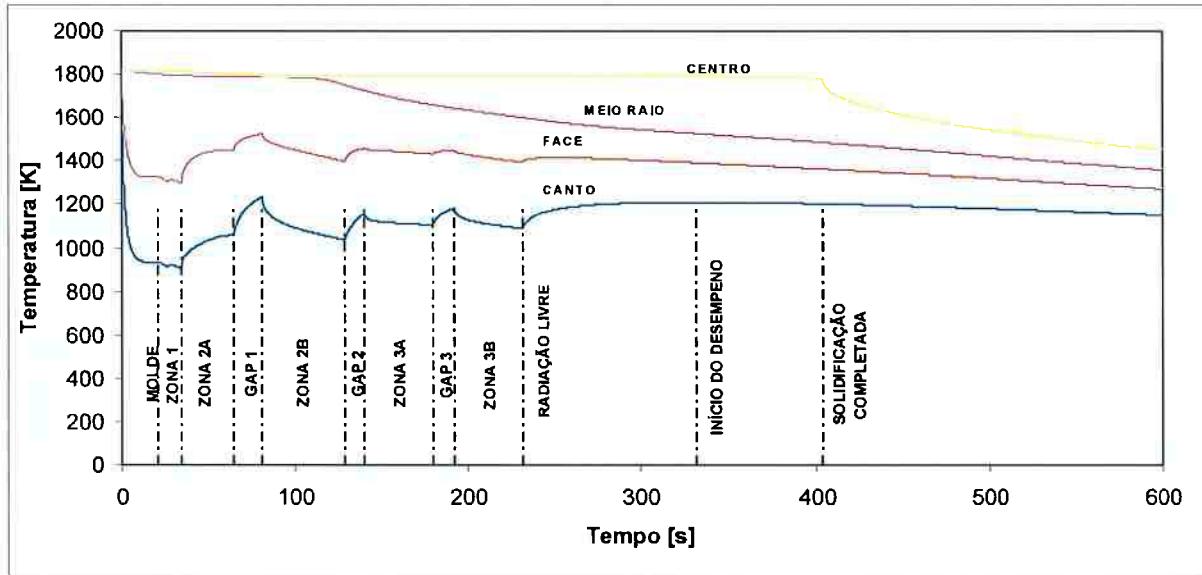


Figura 4.7 - Histórico de temperaturas no canto, meio raio, centro e face.

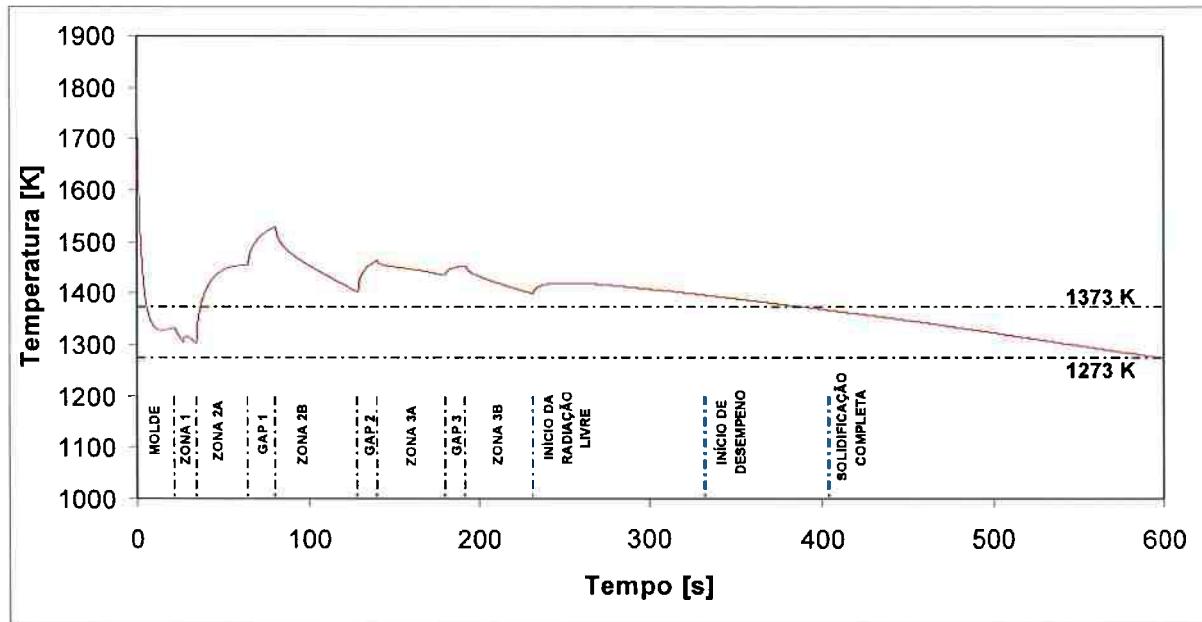


Figura 4.8 - Histórico de temperaturas na face.

Como se pode ver, a temperatura na superfície não está dentro da faixa ideal de temperatura proposta por Brimacombe (1976). Isso se deve, em grande parte, a um resfriamento ineficiente na zona 2A de refrigeração.

Além disso, podemos perceber um reaquecimento de aproximadamente 200°C entre as zonas 2A e GAP1. Este reaquecimento exagerado pode também levar a formação de trincas no lingote. O reaquecimento deve ser no máximo de 100° C. No próximo item, o modelo matemático foi utilizado para propor melhores condições de lingotamento para o caso estudado.

4.3 OTIMIZAÇÃO DO CASO ESTUDADO

No caso industrial simulado, a espessura da casca solidificada não apresentou problemas nas condições de operação da máquina. Apesar de seu valor estar próximo do limite inferior de 13,3 mm proposto por Brimacombe, a velocidade de lingotamento empregada era de 2,4 m/min, que corresponde a velocidade máxima do equipamento segundo o fabricante.

O maior problema observado nos resultados do modelo foi a grande variação da temperatura na superfície fora da faixa ideal proposta por Brimacombe (1976). Através de diversas tentativas e simulações, notou-se a impossibilidade de se resolver este problema alterando apenas as vazões das zonas de spray. Desta forma, decidiu-se propor algumas mudanças no equipamento.

Para a resolução deste problema foram propostas duas alterações de projeto. A primeira foi a separação do sistema de água das zonas 2A e 2B da câmara de spray. Estas zonas precisam ter vazões diferentes para evitar a ocorrência de grandes gradientes de temperatura.

Chegou-se a conclusão de que os espaços entre as zonas 2A e 2B (GAP1), 2B e 3A (GAP2) e 3A e 3B (GAP3) impossibilitam a obtenção das condições de lingotamento desejadas. Portanto, a segunda mudança seria a introdução de sprays de água com vazões intermediárias às zonas adjacentes nestes espaços.

Estas duas alterações foram introduzidas no modelo matemático. Os sistemas de água das zonas 2A e 2B foram separados e suas vazões alteradas para: 475 e 255 l/s, respectivamente. No espaço entre as zonas 2A e 2B, foi utilizado um

sistema de sprays com vazão de 150 l/s e no espaço entre as zonas 2B e 3A, um com vazão de 50 l/s. Além disso, foram realizados leves aumentos nas vazões das zonas 1 e 3.

Todas estas mudanças foram desenvolvidas a partir de diversas simulações, até se encontrar o perfil ótimo para a câmara de sprays. As condições otimizadas na refrigeração secundária estão apresentadas na Tabela 4-1.

Tabela 4-1 – Programa otimizado para refrigeração secundária do caso industrial analisado.

ZONAS	Vazão Total [L/min]	Comprimento [mm]	Área [m ²]	Vazão [L/s.m ²]	$h^* [\text{W/m}^2\text{K}]$ (Sasaki, 1979)
1	185	203.74	0.13	9.94	827.54
		160.08	0.10	9.94	827.54
		160.08	0.10	9.94	827.54
2A	400	1208.13	0.77	8.62	755.43
GAP 1	150	644,15	0,41	6.00	600.00
2B	350	1926.93	1.23	4.73	523.67
GAP 2	50	450,63	0,29	2.92	400.00
3A	150	1595.18	1.02	1.22	263.55
3B		1595.18	1.02	1.22	263.55

Para se comparar o perfil de coeficientes de transferência de calor proposto com o antigo, foi construído o gráfico da Figura 4.9.

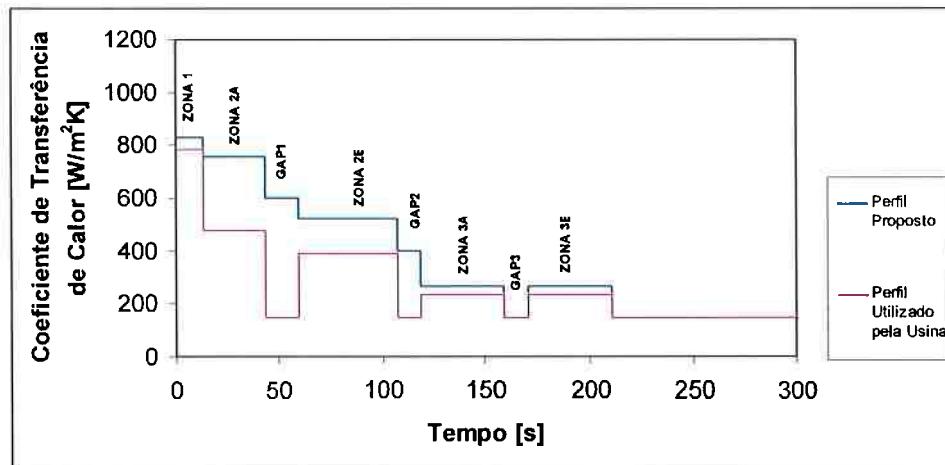


Figura 4.9 - Comparação entre os coeficientes de transferência de calor na zona de refrigeração secundária utilizados pela usina e otimizados pelo presente modelo.

Pode-se perceber que o perfil proposto apresenta uma descendência mais suave que o perfil utilizado, não apresentando buracos devido aos espaços entre as zonas de refrigeração (GAP1, GAP2 e GAP3).

Através da simulação do modelo matemático com o novo perfil da câmara de sprays, obteve-se uma curva de evolução da temperatura na face melhor do que a anteriormente apresentada (Figura 4.10).

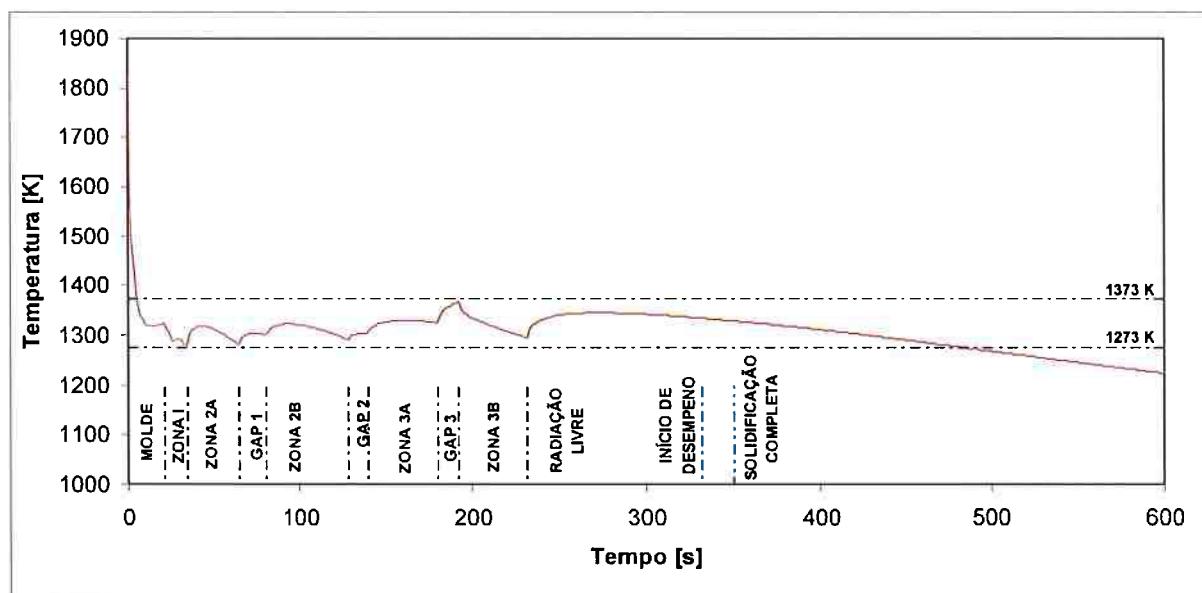


Figura 4.10 - Histórico de temperaturas na face para o perfil da câmara de sprays proposto.

Outro resultado importante foi que, com o novo perfil de refrigeração, o comprimento metalúrgico caiu para 14,0m. Ou seja, a solidificação se completou 2,2m antes da solidificação apresentada pelo antigo perfil.

Porém, mesmo assim o comprimento metalúrgico da máquina continuaria maior que a distância entre o menisco e a zona de desempenho, apresentando 89% de solidificação concluída (Figura 4.11).

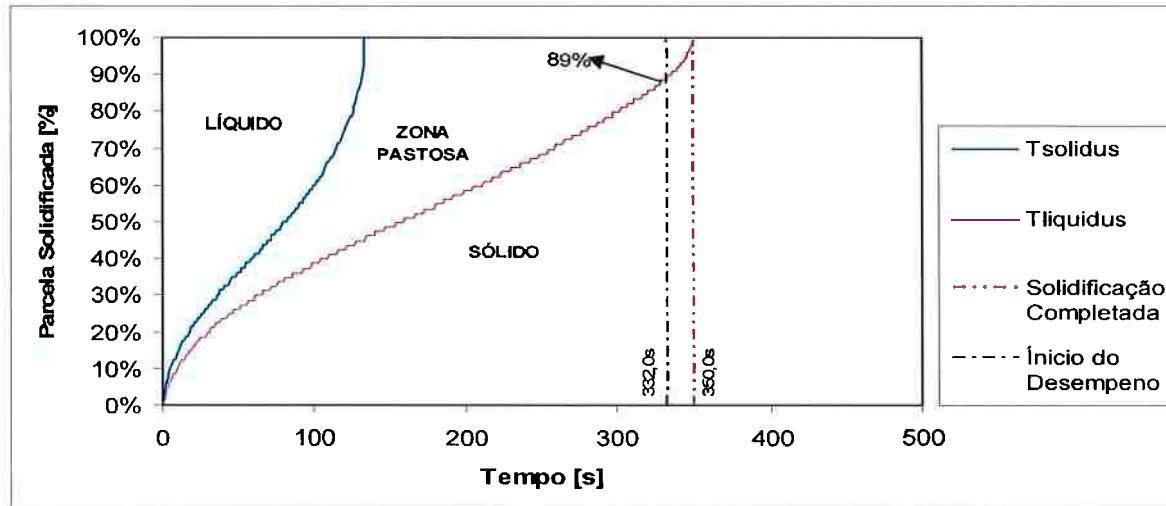


Figura 4.11 - Evolução das temperaturas liquidus e solidus para o perfil de câmara de sprays proposto.

Este problema pode ser solucionado através da redução da temperatura de vazamento do aço líquido no distribuidor. No caso estudado, o aço foi vazado com 53,76 K de superaquecimento. Propõe-se então, reduzir o superaquecimento para um valor entre 40 e 45 K.

5 CONCLUSÕES

Através do modelo construído foi possível analisar as condições de lingotamento utilizadas pela planta siderúrgica. Desta análise foi possível concluir:

- A máquina apresenta uma boa velocidade de solidificação, levando a uma boa espessura da casca solidificada na saída do molde;
- As condições de lingotamento atualmente utilizadas pela planta siderúrgica não respeitam critérios metalúrgicas de comprimento metalúrgico e temperatura na superfície do lingote;
- Os espaços sem refrigeração entre os chuveiros impossibilitam a obtenção das condições de lingotamento desejadas, podendo levar à ocorrência de trincas e segregação central no lingote;
- Com as alterações propostas, a máquina apresentou um perfil térmico melhor na superfície do lingote, além de um comprimento metalúrgico menor;

6 REFERÊNCIAS

1. Araujo, L.A., *Manual de Siderurgia - Produção*, ed. Arte & Cia, 1997, p. 399-429
2. Brimacombe, J.K., *Spray cooling in the continuous casting of steel*, Department of Metallurgical Engineering - University of British Columbia, trabalho não publicado, 1980.
3. Brimacombe, J.K., *Design of Continuous-Casting Machines Based on a Heat-Flow Analysis - State-of-Art Review*. Canadian Metallurgical Quarterly, 1976. **15**(2): p. 163-175.
4. Brimacombe, J.K., *Empowerment with Knowledge - toward the Intelligent Mold for the Continuous-Casting of Steel Billets*. Metallurgical Transactions B-Process Metallurgy, 1993. **24**(6): p. 917-935.
5. Brimacombe, J.K., *The challenge of quality in continuous casting processes*. Metallurgical and Materials Transactions B-Process Metallurgy and Materials Processing Science, 1999. **30**(4): p. 553-566.
6. Cabrera-Marrero, J.M., et al., *Macro-micro modeling of the dendritic microstructure of steel billets processed by continuous casting*. Isij International, 1998. **38**(8): p. 812-821.
7. Choudhary, S.K. and D. Mazumdar, *Mathematical-Modeling of Transport Phenomena in Continuous-Casting of Steel*. Isij International, 1994. **34**(7): p. 584-592.

8. El-Bealy, M., N. Leskinen, and H. Fredriksson, *Simulation of cooling conditions in secondary cooling zones in continuous casting process*. Ironmaking & Steelmaking, 1995. **22**(n. 3): p. 246-255.
9. Garcia, A., *Lingotamento Contínuo*, ed. ABM, 2006, São Paulo.
10. Han, H.N., et al., *A finite element model for 2-dimensional slice of cast strand*. Isij International, 1999. **39**(5): p. 445-454.
11. Hardin, R.A., Liu, K., Kapoor, A. and Beckermann, C., et al., *A transient simulation and dynamic spray cooling control model for continuous steel casting*. Metallurgical and Materials Transactions B-Process Metallurgy and Materials Processing Science, 2003. **34**(3): p. 297-306.
12. International Iron and Steel Institute (IISI) website: www.worldsteel.org.
13. Irving, W.R., *Continuous casting of steel*. 1993, London: Institute of Materials. xii, 207p.
14. Joo, S. and R.I.L. Guthrie, *Inclusion Behavior and Heat-Transfer Phenomena in Steelmaking Tundish Operations .1. Aqueous Modeling*. Metallurgical Transactions B-Process Metallurgy, 1993. **24**(5): p. 755-765.
15. Lally, B., L. Biegler, and H. Henein, *Finite-Difference Heat-Transfer Modeling for Continuous-Casting*. Metallurgical Transactions B-Process Metallurgy, 1990. **21**(4): p. 761-770.
16. Lee, J.E., et al., *A fully coupled analysis of fluid flow, heat transfer and stress in continuous round billet casting*. Isij International, 1999. **39**(5): p. 435-444.

17. Mizikar, E.A., *Mathematical Heat Transfer Model for Solidification of Continuously Cast Steel Slabs*. Transactions of the Metallurgical Society of Aime, 1967. **239**(11): p. 1747-&.
18. Mizikar, E.A., *Spray Cooling Investigation for Continuous Casting of Billets and Blooms*. Iron Steel Engineer, 1970. **47**: p. 53-60.
19. Park, J.K., B.G. Thomas, and I.V. Samarasekera, *Analysis of thermomechanical behaviour in billet casting with different mould corner radii*. Ironmaking & Steelmaking, 2002. **29**(5): p. 359-375.
20. Santos, C.A., et al., *The use of artificial intelligence technique for the optimisation of process parameters used in the continuous casting of steel*. Applied Mathematical Modelling, 2002. **26**(11): p. 1077-1092.
21. Sengupta, J.; Thomas, B.G. and Wells, M.A., *The Use Of Water Cooling During The Continuous Casting Of Steel And Aluminum Alloys*; Metallurgical And Materials Transactions A Volume **36a**, January 2005—Pp187-204
22. Yao, M., H.B. Yin, and D.C. Fang, *Real-time analysis on non-uniform heat transfer and solidification in mould of continuous casting round billets*. Isij International, 2004. **44**(10): p. 1696-1704.

