

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGEM

Modelo Matemático de um Agitador Eletromagnético

Leonardo Barboza Trindade

Tese para obtenção do título de Doutor  
em Engenharia

Porto Alegre  
2002

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGEM

Modelo Matemático de um Agitador Eletromagnético

Leonardo Barboza Trindade

Físico

Trabalho realizado no Laboratório de Siderurgia do Centro de Tecnologia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGEM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia

Área de Concentração: Metalurgia Extrativa/Tecnologia Mineral

Porto Alegre  
2002

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração Metalurgia Extrativa/Tecnologia Mineral e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Marco Túlio Menna Barreto de Vilhena  
Co-orientador: Prof. Dr-Ing. Antônio Cezar Faria Vilela

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Roberto Parreiras Tavares

Prof. Dr. Ály Ferreira Flores Filho

Prof. Dr. Luis Augusto Colembergue Klujszo

Prof. Dr. Jaime Álvares Spim Junior

Prof. Dr. Carlos Arthur Ferreira  
Coordenador do PPGEM

Dedico à minha família e à minha esposa Lucia

## AGRADECIMENTOS

Ao meu co-orientador, Professor Antônio Vilela, pela orientação, incentivo, perseverança e exemplo de profissionalismo nestes anos de trabalho.

Ao meu orientador, Professor Vilhena, pelas oportunidades a mim oferecidas e pela confiança no meu trabalho.

Aos colegas do Laboratório de Siderurgia pelo apoio, companheirismo e aprendizado.

Ao Centro de Supercomputação e aos seus funcionários e bolsistas, pela infraestrutura e apoio técnico.

Ao CNPq e FAPERGS pela bolsa de estudo e pelo apoio financeiro ao projeto.

Aos colegas e professores do curso de física da UFRGS pelos ensinamentos durante o curso de graduação.

Ao professor Ály do Laboratório de Máquinas Elétricas da UFRGS, pelo apoio e pela ajuda na construção e compreensão do modelo.

Ao físico Ângelo do Laboratório de Magnetismo da UFRGS por sua disponibilidade, interesse e companheirismo.

Aos funcionários e engenheiros da Gerdau Aços Finos Piratini pela ajuda e interesse neste trabalho.

Aos bolsistas de iniciação científica que comigo estiveram nestes mais de quatro anos de laboratório, em especial aos envolvidos com o modelamento matemático: Donaldo, Bianca, Giovani, Michele, Thiago, Elton, Rafael, Ricardo e Vanderlei.

Um agradecimento especial ao bolsista José Ernesto pela dedicação e competência, sem as quais esta tese levaria mais algum tempo.

À minha família, Tina, Vera, Giselda e avós, em especial meu pai pela ajuda nas correções, pelo apoio, carinho e dedicação. Aos meus irmãos Letícia, Guilherme, Felipe, ao meu cunhado Henrique e à pequena Jamile, por todo o amor e companheirismo.

À minha outra família, Flavia, Liberato, Marcelo e Wilma, pela acolhida e confiança.

A Sheyla, pelos ensinamentos de vida.

À minha esposa, Lucia, pelo amor, compreensão, paciência e cumplicidade.

## SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>VIII</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>XII</b>
<b>LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS.....</b>	<b>XIII</b>
<b>RESUMO.....</b>	<b>XV</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>XVI</b>
<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>1.1 OBJETIVOS .....</b>	<b>1</b>
<b>1.2 ESTRUTURA DA TESE .....</b>	<b>2</b>
<b>2. PARTE TEÓRICA.....</b>	<b>4</b>
<b>2.1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>4</b>
2.1.1 HISTÓRIA DO DESENVOLVIMENTO DA AGITAÇÃO ELETROMAGNÉTICA .....	4
2.1.2 PRINCÍPIOS DA AGITAÇÃO ELETROMAGNÉTICA .....	7
2.1.3 BENEFÍCIOS E PROBLEMAS NO USO DA AGITAÇÃO ELETROMAGNÉTICA .....	11
2.1.4 MODELOS FÍSICOS DE AGITADORES ELETROMAGNÉTICOS.....	16
2.1.5 MODELOS NUMÉRICOS DE AGITADORES ELETROMAGNÉTICOS .....	17
<b>2.2 FUNDAMENTOS DE MAGNETO-FLUIDO-DINÂMICA.....</b>	<b>36</b>
2.2.1 ELETROMAGNETISMO.....	36
2.2.2 FLUIDO-DINÂMICA.....	41
2.2.2.1 <i>Equações para o movimento das partículas</i> .....	44
2.2.3 HIPÓTESES ASSUMIDAS PARA O MODELO MAGNETO-FLUIDO-DINÂMICO....	45
<b>3. PARTE EXPERIMENTAL.....</b>	<b>46</b>
<b>3.1 PROCEDIMENTO NUMÉRICO.....</b>	<b>46</b>
3.1.1 OPERA-3D/ELEKTRA .....	47
3.1.2 CFX-4 .....	47
3.1.3 ACOPLAMENTO ELEKTRA-CFX4.....	47
3.1.4 PÓS-PROCESSAMENTO.....	48
<b>3.2 CONDIÇÕES INICIAIS E DE CONTORNO.....</b>	<b>48</b>
<b>3.3 RESULTADOS E DISCUSSÃO .....</b>	<b>52</b>
3.3.1 MODELO ELETROMAGNÉTICO .....	53
3.3.1.1 <i>Densidade de fluxo magnético</i> .....	58
3.3.1.2 <i>Campo de força</i> .....	68
3.3.2 MODELO FLUIDO-DINÂMICO .....	71

3.3.2.1	<i>Seção 150mm</i> .....	72
3.3.2.1.1	<i>Perfis de velocidade</i> .....	72
3.3.2.1.2	<i>Campo de velocidade</i> .....	74
3.3.2.1.3	<i>Perfis de temperatura</i> .....	76
3.3.2.1.4	<i>Fluxo de calor</i> .....	81
3.3.2.1.5	<i>Distribuição de inclusões</i> .....	85
3.3.2.2	<i>Seção 240mm</i> .....	94
3.3.2.2.1	<i>Perfis de velocidade</i> .....	94
3.3.2.2.2	<i>Campos de velocidade</i> .....	95
3.3.2.2.3	<i>Perfis de temperatura</i> .....	96
3.3.2.2.4	<i>Fluxo de calor</i> .....	100
3.3.2.2.5	<i>Distribuição de inclusões</i> .....	102
4.	<b>CONCLUSÕES</b> .....	<b>107</b>
5.	<b>SUGESTÕES</b> .....	<b>110</b>
6.	<b>BIBLIOGRAFIA</b> .....	<b>111</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Estrutura interna esquemática de um agitador eletromagnético.....	p. 8
Figura 2 - Diferentes posições para o uso dos agitadores eletromagnéticos.....	p. 8
Figura 3 - Foto de um agitador posicionado na zona intermediária de solidificação.....	p. 9
Figura 4 - Esquema do perfil de escoamento em moldes circulares.....	p. 22
Figura 5 - Disposição das bobinas num corte transversal e posição do agitador no tarugo..	p. 23
Figura 6 - Campo de forças no plano x-y em $z = 0,025$ m.....	p. 24
Figura 7 - Distribuição de temperaturas ao longo da placa.....	p. 27
Figura 8 - Concentração de inclusões ao longo da placa.....	p. 27
Figura 9 - Geometria e malha do modelo do agitador <i>Dual-Coil</i> .....	p. 29
Figura 10 – Curvas de densidade de fluxo magnético ao longo do molde.....	p. 29
Figura 11 - Campo de velocidades a 48 cm do menisco: M-EMS $I=350A$ $f=5Hz$ ; M-EMS $I=350A$ $f=5Hz$ + AC-SM $I=84 A$ $f=3Hz$ .....	p. 30
Figura 12 - Deformação do menisco em função do uso de um e de dois agitadores.....	p. 30
Figura 13 - Vetores de velocidade no plano central e na região do menisco.....	p. 31
Figura 14 – Validação dos resultados numéricos com medidas experimentais de velocidade na região do menisco.....	p. 31
Figura 15 - Perfil de velocidade na região do menisco para o uso do EMLS e EMBR respectivamente.....	p. 32
Figura 16 - Modelo de região primária de ação do freio eletromagnético.....	p. 33
Figura 17 – Sinal e ângulo de fase das doze bobinas.....	p. 49
Figura 18 – Detalhe da geometria e malha do molde.....	p. 51
Figura 19 – Plano base para construção da malha tridimensional, dimensões em m. O eixo z é perpendicular à página.....	p. 53
Figura 20 – Extrusões feitas a partir do plano base.....	p. 54
Figura 21 – Malha e materiais usados no modelo eletromagnético. Detalhe para a blindagem da cobre que circunda as bobinas.....	p. 55
Figura 22 – Malha completa do modelo.....	p. 56

- Figura 23 – Curvas de densidade de fluxo magnético ao longo do molde para a corrente de 340A-5Hz, seção 150mm, IACS 83%.....p. 59
- Figura 24 – Curvas de densidade de fluxo magnético ao longo do molde para a corrente de 340A-4Hz, seção 240mm, IACS 83%.....p. 59
- Figura 25 – Perfis de densidade de fluxo magnético para os modelos com e sem a blindagem de cobre, corrente de 340A-5Hz e seção 150mm.....p. 60
- Figura 26 – Valores de pico de densidade de fluxo magnético em função da frequência do agitador eletromagnético para a corrente de 340A, seção 150mm, IACS 83%.....p. 62
- Figura 27 – Valores de pico de densidade de fluxo magnético em função da frequência do agitador eletromagnético para a corrente de 340A, seção 240mm, IACS 83%.....p. 62
- Figura 28 – Valores de densidade de fluxo magnético em função da corrente, seção 150mm, IACS 83%.....p. 63
- Figura 29 – Valores de densidade de força junto às paredes em função da frequência do agitador eletromagnético para a corrente de 340A e para a seção 150mm, IACS 83%.....p. 65
- Figura 30 – Valores de densidade de força junto às paredes do molde em função da frequência do agitador eletromagnético para a corrente de 340A e para a seção 240mm, IACS 83%.....p. 65
- Figura 31 – Curvas de densidade de fluxo magnético em função do IACS, corrente de 340A-5Hz e seção 150mm.....p. 66
- Figura 32 – Curvas de densidade de fluxo magnético versus temperatura do molde, corrente de 340A-5Hz e seção 150mm.....p. 67
- Figura 33 – Planos de corte com os vetores de força em  $N/m^3$ , na região central do agitador, para a seção 150mm. (a) 170A 5Hz, (b) 340A 5Hz, (c) 340A 8Hz.....p. 68
- Figura 34 – Planos de corte com os vetores de força, em  $N/m^3$ , na região central do agitador, para a seção 240mm. (a) 170A 4Hz, e (b) 340A 4Hz.....p. 70
- Figura 35 – Posição do ponto P a partir do qual o perfil de velocidade foi obtido.....p. 73
- Figura 36 – Perfis de velocidade ao longo do tarugo em diferentes condições de agitação para a seção de 150mm.....p. 73
- Figura 37 – Campo de velocidade, em m/s, na região do menisco com agitação eletromagnética para a seção 150mm.....p. 74

- Figura 38 – Campo de velocidade, em m/s, na região do menisco sem agitação eletromagnética para a seção 150mm.....p. 75
- Figura 39 – Perfil térmico, ao longo da seção 150mm, no final do molde ( $Z = 80$  cm), sob diferentes condições de lingotamento e agitação eletromagnética.....p. 76
- Figura 40 – Campo de temperatura para a seção 150mm, em K, para dois valores de corrente: (a) 170A e (b) 340A.....p. 79
- Figura 41 – Campo de temperatura para a seção 150mm, em K, para dois valores de frequência: (a) 5Hz e (b) 8Hz.....p. 80
- Figura 42 – Fluxo de calor para a seção 150mm, em  $W/m^2$ , junto às paredes do modelo, para a velocidade de lingotamento de 1,6 m/min, corrente de 170A e frequência de 5Hz.....p. 81
- Figura 43 – Fluxo de calor para a seção 150mm, em  $W/m^2$ , junto às paredes do modelo, para a velocidade de lingotamento de 1,6 m/min, corrente de 340A e frequência de 5Hz.....p. 82
- Figura 44 – Fluxo de calor para a seção 150mm, em  $W/m^2$ , junto às paredes para a velocidade de lingotamento de 2,2 m/min,  $I = 340A$  e frequência de 5Hz.....p. 83
- Figura 45 – Fluxo de calor para a seção 150mm, em  $W/m^2$ , junto às paredes para a velocidade de lingotamento de 2,2 m/min,  $I = 340A$  e frequência de 8Hz.....p. 84
- Figura 46 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 150mm em função da corrente do agitador.....p. 86
- Figura 47 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 150mm em função da velocidade de lingotamento.....p. 89
- Figura 48 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 150mm em função da frequência do agitador.....p. 91
- Figura 49 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 150mm sem o uso do agitador....p. 92
- Figura 50 – Perfis de velocidade ao longo do tarugo para diferentes condições de agitação e lingotamento para a seção 240mm.....p. 94
- Figura 51 - Campo de velocidade, em m/s, na região do menisco com corrente de 340A, 4Hz, velocidade de lingotamento de 1,0 m/min e seção de 240mm.....p. 95

Figura 52 – Campo de temperatura para a seção 240mm, em K, para a velocidade de lingotamento de 0,6 m/min, 170A e 4Hz.....	p. 96
Figura 53 – Perfil térmico, ao longo da seção 240mm, na altura do final do molde (Z = 68 cm). Efeito da corrente do agitador e velocidade de lingotamento.....	p. 97
Figura 54 – Campo de temperatura para a seção 240mm, em K, para duas velocidades de lingotamento: (a) 0,6 m/min e (b) 1,0 m/min. Condições de agitação: 340A e 4Hz.....	p. 99
Figura 55 – Fluxo de calor para a seção 240mm, junto às paredes do modelo, para a velocidade de lingotamento de 0,6 m/min, I = 170A e frequência de 4Hz.....	p. 100
Figura 56 – Fluxo de calor para a seção 240mm, junto às paredes do modelo, para a velocidade de lingotamento de 0,6 m/min, I = 340A e frequência de 4Hz.....	p. 101
Figura 57 – Fluxo de calor para a seção 240mm, junto às paredes do modelo, para a velocidade de lingotamento de 1,0 m/min, I = 340A e frequência de 4Hz.....	p. 101
Figura 58 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 240mm em função da corrente do agitador.....	p. 102
Figura 59 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 240mm em função da velocidade de lingotamento.....	p. 104
Figura 60 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 240mm sem o uso do agitador eletromagnético.....	p. 105
Organograma 1 – Casos estudados no modelo fluido-dinâmico.....	p. 46

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Problemas minimizados pela agitação eletromagnética em função da posição dos agitadores.....	p. 10
Tabela 2 – Principais tópicos analisados pelos fabricantes de aço quando do uso de agitadores e freios eletromagnéticos.....	p. 12
Tabela 3 – Referências mostrando os efeitos da agitação eletromagnética na distribuição de inclusões.....	p. 15
Tabela 4 – Variáveis estudadas via modelamento matemático de agitadores e freios eletromagnéticos.....	p. 18
Tabela 5 - Parâmetros do modelo.....	p. 23
Tabela 6 – Propriedades magnéticas dos materiais.....	p. 56
Tabela 7 – Valores de corrente <i>rms</i> e as correspondentes densidades de corrente eficaz....	p. 57
Tabela 8 – Propriedades físicas do aço líquido.....	p. 71
Tabela 9 - Índice de remoção em função do aumento da corrente do agitador: 5Hz, 1,6m/min e seção 150mm.....	p. 87
Tabela 10 - Índice de remoção em função do aumento da velocidade de lingotamento: 340A, 5Hz e seção 150mm.....	p. 90
Tabela 11 - Índice de remoção em função do aumento da frequência do agitador: 340A, 2,2m/min e seção 150mm.....	p. 92
Tabela 12 - Índice de remoção em função do aumento da corrente do agitador: 4Hz, 0,6m/min e seção 240mm.....	p. 103
Tabela 13 - Índice de remoção em função do aumento da velocidade de lingotamento: 340A, 4Hz e seção 240mm.....	p. 106

## LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

$A$  - potencial vetorial magnético

$A_C$  - amplitude do potencial vetorial magnético

$B$  - densidade de fluxo magnético

$C_\mu$  - constante do modelo  $k - \varepsilon$  de turbulência

$C_1$  - constante do modelo  $k - \varepsilon$  de turbulência

$C_2$  - constante do modelo  $k - \varepsilon$  de turbulência

$D$  - grau de dissipação

$D_h$  - diâmetro hidráulico

$d$  - diâmetro da partícula

$E$  - campo elétrico

EMBR – *Electromagnetic Braking*

EMLS – *Electromagnetic Level Stabilizer*

EMS – *Electromagnetic Stirring*

F-EMS – *Final Electromagnetic Stirring*

$F_b$  - força de Lorentz

$g$  - aceleração gravitacional

$H$  - campo magnético

$h$  – entalpia

$I$  - intensidade de turbulência

$J$  - densidade de corrente elétrica

$K$  - energia cinética de turbulência

$k$  - condutividade térmica

$k_t$  - condutividade térmica turbulenta

$k_{eff}$  - condutividade térmica efetiva

$L$  - comprimento característico

M-EMS – *Mould Electromagnetic Stirring*

$p$  - pressão

Re - número de Reynolds

$Re_m$  - número de Reynolds magnético

$Re_t$  - número de Reynolds turbulento

S-EMS – *Strand Electromagnetic Stirring*

$u$  - velocidade característica

$V$  - potencial escalar elétrico

$V_R$  - velocidade relativa

$|X|$  - amplitude da variável X

$\beta$  - coeficiente de expansão térmica

$\Gamma_k$  - coeficiente efetivo de difusão para  $k$

$\Gamma_\varepsilon$  - coeficiente efetivo de difusão para  $\varepsilon$

$\varepsilon$  - taxa de dissipação da energia cinética de turbulência

$\sigma_e$  - condutividade elétrica do meio

$\sigma_k$  - constante do modelo  $k - \varepsilon$  de turbulência

$\sigma_\varepsilon$  - constante do modelo  $k - \varepsilon$  de turbulência

$\sigma_h$  - constante do modelo  $k - \varepsilon$  de turbulência

$\eta_m$  - difusividade magnética

$\rho$  - massa específica do fluido

$\rho_p$  - densidade da partícula

$\theta$  - ângulo de fase

$\mu_m$  - permeabilidade magnética do meio

$\mu$  - viscosidade absoluta do fluido

$\mu_t$  - viscosidade turbulenta

$\omega$  - frequência angular

$\nabla$  - operador nabla

## RESUMO

O objetivo deste trabalho é estudar os efeitos eletromagnéticos e fluido-dinâmicos induzidos no aço, decorrentes do uso de um agitador eletromagnético. Para tal, foi proposta a construção de um modelo numérico que resolva, de forma acoplada, os problemas de eletromagnetismo e fluido-dinâmica.

O modelo numérico do problema eletromagnético, em elementos finitos, foi construído utilizando-se o software Opera-3d/Elektra da *Vector Fields*. O mesmo foi validado com medidas experimentais de densidade de fluxo magnético feitas na usina. O escoamento decorrente da agitação eletromagnética foi resolvido fazendo-se o acoplamento das forças de Lorentz com as equações de Navier-Stokes. Essas últimas foram resolvidas pelo método de volumes finitos, usando-se o software CFX-4 da *AEA Technology*.

O modelo eletromagnético mostrou que existe um torque máximo dependente da frequência do campo magnético. Também foi observado que a força magnética aumenta em quatro vezes seu valor, quando a corrente é duplicada.

O perfil de escoamento produzido no molde, sob agitação eletromagnética, indica, que as situações de lingotamento testadas, não propiciam o arraste da escória. A velocidade crítica de arraste, determinada via modelo físico, não foi atingida para nenhum caso testado.

O modelo fluido-dinâmico e térmico apresentou um aumento do fluxo de calor cedido pelo fluido para a casca solidificada com o uso do agitador eletromagnético. Como conseqüência, observou-se uma queda na temperatura do banho.

Também foi observado, que o uso do agitador propicia a remoção de inclusões das camadas mais externas do tarugo. Ao mesmo tempo, notou-se que o uso do agitador aumenta o índice de remoção de inclusões para as duas seções de molde analisadas.

## ABSTRACT

The aim of this work is to study the electromagnetic and the fluid flow effects due to an electromagnetic stirrer. In order to do it, the building of a numerical model that solves the coupled electromagnetic and the fluid flow problem was proposed.

The electromagnetic model was built using the commercial package Opera-3d/Elektra of Vector Fields, a finite element code. The model was validated with experimental measurements of magnetic flux density carried out in the plant. The fluid flow in the mold, due to the stirrer, was solved by coupling the Lorentz forces with the Navier-Stokes equations. The fluid flow equations were solved by the finite volume method, using the CFX-4 package of AEA Technology.

The numerical model shows that the maximum torque varies with the frequency of the magnetic field. It was also observed that the magnetic force increases 4 times when there is a two-fold increase in current.

The fluid flow profile, under electromagnetic stirring, shows that the tested casting conditions did not favor(lead) the slag entrapment. The critical entrapment velocity, determined by physical modeling, was not reached in any of the situations analysed in the present work.

The fluid flow and the thermal model show an increase of the wall heat flux when the stirrer was used. As a consequence, the bath temperature decreases.

It was also observed that the use of a stirrer favors the inclusion removal from the surface and sub-surface of the billet. At the same time, it was noticed that the stirrer use increases the inclusion removal rate for both analyzed sections.

# 1. INTRODUÇÃO

O uso de agitadores e freios eletromagnéticos no lingotamento contínuo de tarugos e placas tem se mostrado uma ferramenta fundamental para a melhoria da qualidade do aço. Como os agitadores e freios eletromagnéticos possuem objetivos e princípios de funcionamento diferentes, devem ser analisados separadamente.

A principal finalidade de se agitar o aço no molde do lingotamento contínuo, é a de promover a melhoria na qualidade do produto pelo aumento da estrutura equiaxial de solidificação. Este efeito é devido ao movimento induzido ao líquido, que faz com que aumentem as taxas de fluxo de calor, diminuindo os gradientes térmicos junto à casca solidificada e inibindo, desta forma, o crescimento de dendritas colunares. Ao mesmo tempo, o movimento induzido ajuda na redistribuição dos solutos presentes na liga, reduzindo problemas relacionados à segregação. Defeitos observados junto às camadas mais externas do tarugo, como a presença de inclusões, *pinholes* e *blowholes*, também são atenuados devido ao movimento rotacional induzido, que faz com que partículas mais leves se concentrem no centro do tarugo.

O que se observa na literatura, conforme descrito no capítulo de revisão bibliográfica, é que os modelos matemáticos apresentam poucos detalhes a respeito do funcionamento e da geometria dos agitadores. Embora estes estudos sejam importantes, do ponto de vista científico, é muito difícil a extrapola-los para a prática industrial. Aqueles modelos, que descrevem com maior detalhamento o funcionamento do agitador eletromagnético, são desenvolvidos pelos próprios fabricantes destes equipamentos e, geralmente, ressaltam apenas seus pontos positivos. Outra lacuna observada na literatura é a falta de modelos para o estudo do fluxo de calor e da distribuição térmica, associados à agitação eletromagnética em tarugos e blocos, bem como os efeitos desta sobre a distribuição das inclusões.

## 1.1 Objetivos

Esta tese teve como motivação principal compreender o funcionamento de um agitador eletromagnético para tarugos e blocos utilizados em uma máquina de lingotamento contínuo industrial. Este é um trabalho de parceria, envolvendo a participação de uma empresa nacional e com apoio da universidade, com o objetivo de compreender e melhor utilizar a tecnologia avançada presente no processo de fabricação do aço.

Simultaneamente, esse trabalho visa preencher as lacunas encontradas na literatura, referentes ao uso do modelamento matemático de agitadores eletromagnéticos rotatórios para tarugos.

Para compreender o funcionamento deste equipamento foi proposta a construção de um modelo numérico para o agitador eletromagnético a fim de analisar os efeitos eletromagnéticos e fluido-dinâmicos induzidos no aço. O modelo numérico, em elementos finitos, foi construído utilizando-se o software Opera-3d/Elektra da *Vector Fields*. O mesmo foi validado por meio de medidas experimentais de densidade de fluxo magnético, realizadas nos agitadores da usina. O escoamento produzido no molde, devido ao agitador eletromagnético, foi resolvido por meio do acoplamento das forças de Lorentz com as equações de Navier-Stokes. Essas foram resolvidas com o uso de um modelo numérico, em volumes finitos, utilizando o software CFX-4 da *AEA Technology*.

O perfil de escoamento produzido no molde, pode indicar quais situações de operação podem causar perda na qualidade do aço. Uma dessas situações é o arraste da escória, que cobre a superfície do aço, a fim de evitar o contato do mesmo com o ar externo. Este estudo será feito pela intensidade das velocidades nesta região.

Verificar a influência do campo magnético na flotação e remoção de inclusões é outro ponto de grande interesse uma vez que, segundo o fabricante, o movimento rotacional gerado pelo agitador faz com que as inclusões, por serem mais leves, fiquem concentradas no centro do tarugo.

Com um modelo fluido-dinâmico e térmico pode-se analisar a distribuição de temperaturas junto às paredes do molde, permitindo ter-se uma idéia dos gradientes de temperatura junto à casca solidificada. Esses gradientes é que controlam o crescimento da casca solidificada e o tipo de estrutura solidificada. O fluxo de calor, cedido pelo fluido em movimento, também é calculado e serve como condição de contorno para um modelo de solidificação.

## **1.2 Estrutura da tese**

A apresentação deste trabalho está dividida em cinco capítulos. O primeiro capítulo após a introdução, intitulado revisão bibliográfica, tem por objetivo situar o leitor no tema: agitação eletromagnética. Para isto, inicialmente é feita uma breve explanação sobre a história do desenvolvimento da agitação eletromagnética no mundo, os princípios básicos de funcionamento dos agitadores e os benefícios metalúrgicos do seu uso.

Como a ferramenta utilizada neste trabalho é o modelamento numérico, a segunda parte da revisão bibliográfica trata dos modelos físicos ou experimentais, e dos modelos matemáticos. Sobre os modelos físicos é feito um rápido comentário sobre seu uso e as implicações e dificuldades decorrentes do seu uso.

O maior enfoque é dado aos modelos matemáticos e numéricos dos agitadores eletromagnéticos encontrados na literatura internacional. É com base nesta revisão que surgiram as idéias e suas lacunas que puderam ser desenvolvidas e preenchidas nesta tese.

No capítulo 2.2 são apresentados os modelos matemáticos envolvidos no fenômeno de acoplamento de campos magnéticos com fluidos condutores, assunto também conhecido como magneto-fluido-dinâmica, ou erroneamente chamado, por alguns autores, de magneto-hidro-dinâmica.

No capítulo 3.1 é apresentado o procedimento numérico, tanto do modelo eletromagnético, quanto do modelo fluido-dinâmico. Nesse capítulo também é comentado como foi feito o acoplamento entre os softwares Opera-3d/Elektra e CFX-4.

No capítulo 3.3 são apresentados os resultados e as subseqüentes discussões do modelo numérico. Inicialmente é apresentada a geometria e malha do modelo do agitador construída no pré-processador do software Opera-3d. A seguir, os resultados referentes ao modelo eletromagnético são apresentados na forma de gráficos e campo de vetores. Dados referentes ao modelo, como: valores de corrente, frequência e propriedades magnéticas, são apresentadas neste capítulo.

Ainda no capítulo 3.3 são apresentados os resultados e discussões a respeito do modelo fluido-dinâmico. Os resultados estão divididos em dois grandes grupos definidos pela seção do molde em estudo: seção 150mm e seção 240mm. Para cada uma dessas seções, são apresentados os perfis de velocidade, os campos de velocidade, os perfis de temperatura, os mapas de fluxo de calor e, por fim, a distribuição de inclusões com seus índices de remoção.

No capítulo 4 estão as conclusões deste trabalho e no capítulo 5, as sugestões para temas de estudo decorrentes da tese.

## 2. PARTE TEÓRICA

### 2.1 Revisão Bibliográfica

#### 2.1.1 História do desenvolvimento da agitação eletromagnética

Pode-se encontrar na literatura alguns trabalhos envolvendo a aplicação do eletromagnetismo em metais líquidos. Entende-se por eletromagnetismo em metais líquidos, os fenômenos de solidificação, aquecimento e agitação eletromagnética, durante a fusão e solidificação dos metais.

Garnier (1990) apresenta em seu trabalho como o uso do eletromagnetismo em metais líquidos foi introduzido na Europa nos anos 30. O autor também ressalta a importância que o trabalho de cooperação entre universidades e empresas, teve para o desenvolvimento desta tecnologia. Ele mesmo enumera alguns centros de pesquisa e universidades como, por exemplo: o *Department of Applied Mathematics and Theoretical Physics* em *Cambridge* (Inglaterra), *Hannover University* ou *Technische Hochschule Aachen* (Alemanha), *Université d'Avignon* ou *MADYLAN em Grenoble* (França) e *Norges Tekniske Hogskole em Trondheim* (Noruega).

No mesmo ano, Kolesnichenko (1990) realizou uma pesquisa sobre o desenvolvimento do eletromagnetismo para uso em materiais líquidos, na antiga USSR e no Leste Europeu. Essa pesquisa demonstra, outrossim, o uso do eletromagnetismo em aplicações como: astrofísica, física do plasma, entre outras, dando uma idéia mais abrangente da física envolvida no fenômeno conhecido também como MHD (*Magnetohydrodynamics*).

O processo de solidificação de materiais sob campos magnéticos foi alvo de estudo e uma boa revisão pode ser encontrada nos trabalhos de Li (1998) e Tzvaras (1983). Nesses trabalhos, os autores apresentam os princípios básicos da solidificação de metais sob campos magnéticos e da solidificação de semicondutores sob campos magnéticos.

Com relação à agitação eletromagnética para tarugos, blocos e placas, uma revisão foi realizada por Birat e Choné (1983). A revisão histórica apresentada nesta tese, está baseada na revisão destes pesquisadores.

A primeira proposta de agitar o metal líquido, durante a solidificação, foi feita em 1917 por Kürth, citado por Birat e Choné (1983). Contudo, resultados experimentais só foram obtidos em 1933 por Shtanko (1933) e Bruchanov (1934). Shtanko colocou uma pequena amostra de aço fundido no interior de um estator de um motor assíncrono, e descobriu que o

produto final exibia uma menor quantidade de gás, poucas inclusões não metálicas e uma estrutura granular mais fina.

Junghans e Schaaber, citados por Birat e Choné (1983), desenvolveram o primeiro agitador eletromagnético específico para o lingotamento contínuo. Este agitador foi introduzido experimentalmente no lingotamento contínuo da *Mannesmann* em 1952, e inicialmente, posicionado abaixo do molde. Na década de 60, começaram a ser desenvolvidos estudos simultaneamente na França, Reino Unido, Estados Unidos e União Soviética, sempre com o agitador localizado abaixo do molde, de acordo com Birat e Choné (1983). A laminadora *Safe* em *Hagondange*, França, foi a primeira indústria a utilizar agitadores em todos os veios da máquina de lingotamento contínuo para o uso industrial, no ano de 1973. Rapidamente, algumas companhias japonesas começaram a publicar seus próprios resultados com o agitador abaixo do molde, de acordo com Birat e Choné (1983). Fabricantes de equipamentos elétricos propuseram novos e sofisticados produtos, como os agitadores helicoidais (CEM), que combinavam os efeitos de um agitador rotatório e linear, seguidos pelos agitadores planos (*flat*) (ASEA).

A localização do agitador eletromagnético na altura do molde, em lingotamento contínuo de tarugos e blocos, foi o principal tema de pesquisa na década de 70. O agitador linear foi a primeira tecnologia experimentalmente testada pelo IRSID e mais tarde, introduzida na *British Steel*, segundo Birat e Choné (1983). Esta localização do agitador só foi possível com o uso de geradores de baixa frequência, devido ao material condutor de que são feitos os moldes, mais especificamente, ligas de cobre. Melhoras na qualidade subsuperficial foram demonstradas para aços acalmados ao Si e Al, tanto para jato aberto, quanto para jato submerso. A verdadeira inovação foi obtida com um agitador rotatório posicionado no molde, onde os primeiros testes mostraram uma melhora significativa na qualidade superficial e subsuperficial. Também foi observada uma melhor qualidade na região central, em relação à distribuição dos solutos, de acordo com Birat e Choné (1983).

O IRSID e Arbed desenvolveram a tecnologia do *Magnetogyr* aplicável a seções quadradas e circulares de diferentes tipos de tarugos e blocos. Recentemente, a *Sumitomo Metals* desenvolveu duas tecnologias para agitar o aço em tarugos e blocos. Uma delas consiste em produzir um campo magnético rotatório através de ímãs permanentes, que giram fisicamente em torno do molde, ao invés de produzir um campo girante através de um campo variante no tempo. O processo condutivo de agitação, por meio do qual uma corrente é aplicada dentro do tarugo por meio de rolos e de ímãs permanentes, cria um campo magnético, que combinado com a corrente, resulta em força de agitação.

Ao mesmo tempo em que o sucesso da agitação eletromagnética foi-se consolidando, por volta dos anos 70, pelo intenso uso industrial, algumas limitações tornaram-se aparentes. O controle da segregação central para aços de alto teor de carbono mostrou-se insuficiente. A resposta a este problema foi a combinação de vários agitadores colocados ao longo do tarugo, conforme Birat e Choné (1983).

O desenvolvimento de agitadores eletromagnéticos para lingotamento contínuo de placas seguiu uma história semelhante, embora com o atraso de alguns anos diante da maior complexidade do problema. Inicialmente, o agitador eletromagnético foi posicionado abaixo do molde, seguindo os resultados favoráveis obtidos com tarugos. Várias tecnologias se sucederam com rapidez. A tecnologia de agitação por indução foi experimentalmente desenvolvida pelo *IRSID-CEM*, pela *Nippon Steel Corporation (NSC)*, pela *Nippon Kokan KK*, pela *ASEA-Concast* e pela *AEG-Elotherm*. Estes sistemas compreendem um, dois, ou quatro agitadores lineares alimentados por correntes de baixa intensidade. A tecnologia de condução foi desenvolvida pela *Sumitomo Metals*. Nela, os rolos de suporte servem para conduzir a corrente para dentro da placa. O agitador posicionado abaixo do molde mostrou-se capaz de controlar a segregação de linha central em placas.

O posicionamento do agitador eletromagnético, na região do molde em lingotamento contínuo de placas, foi inicialmente proposto pelo *IRSID* em 1978, em *Dillingen*. Dois agitadores lineares, com bobinas verticais, foram instalados dentro do molde atrás das placas de cobre localizadas nas faces largas. Foi observada uma significativa melhora na qualidade subsuperficial de aços de baixo carbono acalmados ao alumínio. A *Nippon Steel Hirohata* implementou um equipamento diferente num molde de placas através do qual, um movimento horizontal similar a uma rotação, foi criado por agitadores lineares horizontais posicionados nas faces largas.

Os esforços de engenheiros e pesquisadores estão sendo direcionados em todos os aspectos, ao uso do agitador eletromagnético, tanto no estudo dos princípios básicos de funcionamento, quanto na correta instalação e operação. A grande dificuldade está em se saber se a agitação é suficiente ou não para promover melhoras objetivadas. Existe uma série de variáveis que podem afetar as condições ideais de operação, como por exemplo: tipo de aço que está sendo produzido, velocidade de lingotamento, condições de vazamento (jato aberto ou jato submerso), seção do tarugo ou bloco, resfriamento do aço no molde, etc.

### 2.1.2 Princípios da agitação eletromagnética

Os princípios físicos que justificam o uso do agitador eletromagnético são relativamente simples. O alto gradiente de temperatura encontrado durante a solidificação do aço é uma das fontes de segregação do soluto e da criação das indesejáveis estruturas colunares de solidificação. O movimento induzido no aço redistribui a temperatura, diminuindo os gradientes térmicos. Como consequência, observa-se um aumento da região equiaxial solidificada, e também a redistribuição dos solutos. A transição de uma estrutura colunar para uma estrutura equiaxial pode ser explicada por meio de dois mecanismos. Primeiro, as pontas das dendritas colunares são quebradas pelo mecanismo de arraste ou por refundição. Estas pontas de dendritas são cristais que servirão mais tarde como núcleos de grãos equiaxiais. O líquido pode se tornar levemente resfriado devido às pontas de dendritas frias, e nestas condições, cristais livres iniciam seu crescimento. Segundo, o sobreaquecimento é rapidamente eliminado devido à alta transferência do calor por convecção entre a frente solidificada e os núcleos de grãos equiaxiais.

Ainda no caso de lingotamento contínuo de tarugos, o movimento rotacional provocado pelos agitadores eletromagnéticos faz com que as inclusões presentes no aço sejam removidas das regiões externas do tarugo para o centro, uma vez que estas possuem densidade inferior a do aço. Esse efeito é benéfico, uma vez que no centro do tarugo essas inclusões não prejudicam as operações de laminação e desbaste. O mesmo acontece com os *blowholes* e *pinholes*, que são bolhas de gases mais leves.

Segundo Tzavaras e Brody (1984), embora o princípio de funcionamento possa parecer simples, sua implementação está repleta de problemas. Ainda de acordo com Tzavaras e Brody (1984), embora superadas algumas destas dificuldades, alguns usuários têm se desencantado com os resultados práticos e as promessas dos fabricantes. Sabe-se que existe uma frequência e uma corrente ideal de agitação para cada tipo de aço fabricado. Estas condições dependem também da seção do tarugo e do tipo de lingotamento; que pode ser de jato aberto ou jato submerso. Esta frequência ótima é obtida pela avaliação do torque máximo produzido. Alguns trabalhos demonstram como calcular as condições ideais de agitação com o uso de expressões matemáticas, como mostram Beitelman (1997) e Alvarez de Toledo *et al.* (1995).

Os agitadores eletromagnéticos rotatórios baseiam-se nos motores à indução, onde o aço faz o papel do rotor e o agitador eletromagnético é o estator. A **Figura 1** apresenta um corte esquemático de um agitador eletromagnético com suas bobinas.

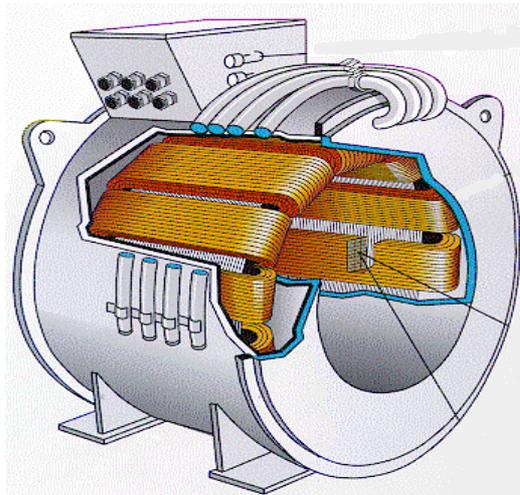


Figura 1 - Estrutura interna esquemática de um agitador eletromagnético.

Fonte: ABB

Este esquema pode variar de acordo com o fabricante e com a finalidade do agitador. O agitador eletromagnético pode ser utilizado em diferentes posições ao longo do tarugo, conforme a **Figura 2**. No molde, onde é conhecido como MEMS (*Mould Electromagnetic Stirring*), no tarugo, como SEMS (*Strand Electromagnetic Stirring*) e na região final de solidificação, como FEMS (*Final Electromagnetic Stirring*).

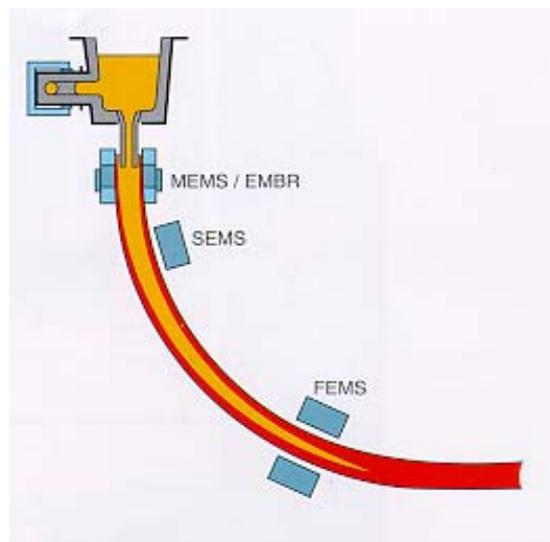


Figura 2 - Diferentes posições para o uso dos agitadores eletromagnéticos.

Fonte: ABB

Cada um destes agitadores tem uma finalidade. O MEMS, por exemplo, propicia melhoras na qualidade superficial do tarugo, o SEMS diminui a segregação central e o FEMS diminui a segregação em V. A **Figura 3** apresenta uma foto de um agitador colocado na zona intermediária de solidificação. A **Tabela 1** apresenta os fenômenos que são afetados pela agitação eletromagnética nas diferentes posições de uso.

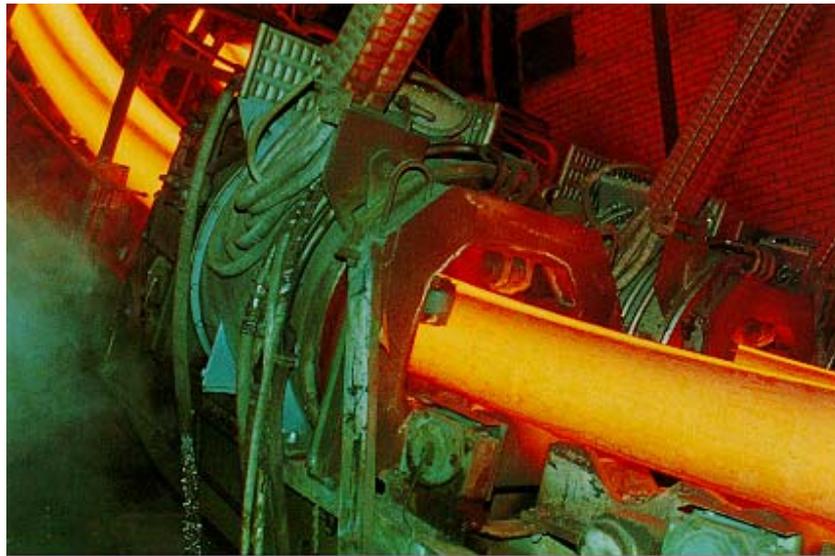


Figura 3 - Foto de um agitador posicionado na zona intermediária de solidificação.

Fonte: ABB

Tabela 1 – Problemas minimizados pela agitação eletromagnética em função da posição dos agitadores.

<b>Problemas que são atenuados pela agitação e pelo freio eletromagnético durante o lingotamento contínuo</b>			
<b>Freio eletromagnético</b>	<b>EMS</b>	<b>SEMS</b>	<b>FEMS</b>
Arraste de pó do molde	—	—	—
Trincas superficiais	Escória da superfície	—	—
Perfuração do veio	Perfuração do veio	—	—
Inclusões sub-superficiais	Inclusões sub-superficiais	—	—
Inclusões internas	<i>Pinholes</i>	—	—
Macrosegregação	<i>Blowholes</i>	—	—
Aumento da vida útil do molde	Estrutura colunar	Estrutura colunar	Segregação em V
—	Trincas internas	Trincas internas	—
—	Segregação central	Segregação central	Segregação central
—	Porosidade central	Porosidade central	Porosidade central

Fonte: ABB

### 2.1.3 Benefícios e problemas no uso da agitação eletromagnética

O uso incorreto do agitador eletromagnético pode trazer mais problemas do que soluções aos fabricantes de aços. Como consequência, uma série de trabalhos têm sido desenvolvidos pelas empresas fabricantes de aços, mostrando as melhorias obtidas quando do uso dos agitadores. A **Tabela 2** mostra os principais tópicos analisados nas plantas siderúrgicas e quais os trabalhos encontrados na literatura.

#### **Qualidade superficial e subsuperficial.**

De acordo com Birat e Choné (1983), a qualidade superficial do tarugo é determinada no molde e, portanto, somente agitadores posicionados no molde podem influenciá-la. Este efeito é ampliado quando o lingotamento é feito com jato aberto. O mesmo acontece com o jato submerso, porém de maneira mais fraca, uma vez que esse já garante uma boa qualidade superficial. Ainda, segundo estes autores, todos os tipos de inclusões presentes no aço na região do molde são afetadas positivamente: silicatos, aluminatos, alumina, cálcio-aluminatos, etc. Conforme estes autores, uma distribuição mais uniforme de inclusões não metálicas ao longo do centro do tarugo é obtida para agitadores rotatórios posicionados pouco abaixo do molde. O agitador rotatório tem se mostrado eficiente para máquinas com raio acima de 9,5m, embora não tão eficaz quando aquele é menor do que 9 m.

Este efeito de limpeza também se observa em relação aos *pinholes* e *blowholes*, conforme os estudos realizados por Adachi *et al.* (1983) e Welburn (1983).

Glaws *et al.* (1991) estudaram a influência da agitação eletromagnética na distribuição das inclusões com o uso da técnica do ultra-som. Eles analisaram a influência de dois agitadores, um no molde e outro cerca de 7m abaixo do menisco. Foi observada uma redução de 15% no número de inclusões com o uso do agitador. A **Tabela 3** mostra uma revisão dos estudos envolvendo a influência dos agitadores na distribuição das inclusões.

Outro trabalho, desenvolvido por Papay *et al.* (1993), mostrou que o uso do agitador eletromagnético no molde reduz a quantidade e o tamanho das inclusões na camada subsuperficial do tarugo.

Takeuchi *et al.* (1994) mostraram os avanços no uso de agitadores em lingotamento contínuo, e enfatizaram, que o uso do EMBr diminuiu o índice de inclusões de alumina na superfície da placa, bem como no número de *blowholes*. Também foi observada uma redução do número de trincas longitudinais superficiais e na profundidade das marcas de oscilação.

Tabela 2 – Principais tópicos analisados pelos fabricantes de aço quando do uso de agitadores e freios eletromagnéticos.

<b>Investigadores</b>	<b>Molde/agitação</b>	<b>Bandas brancas</b>	<b>Região equiaxial</b>	<b>Segregação central</b>	<b><i>Pinholes</i></b>	<b><i>Blowholes</i></b>	<b>Inclusões subsuperficiais</b>
Adachi et al. (1983)	Bloco/EMS	Sim	Sim	Sim	Sim	Não	Não
Glaws et al. (1991)	Bloco/EMS	Não	Sim	Sim	Não	Não	Sim
Jauch at al. (1984)	Tarugo-Bloco/EMS	Não	Sim	Sim	Não	Não	Não
Kobayashi et al. (1983)	Placa/EMBR	Sim	Sim	Não	Não	Não	Não
Kor (1982)	Redondo/EMS	Não	Não	Sim	Não	Não	Não
Limoges e Beitelman (1997)	Tarugo/EMS	Não	Sim	Sim	Sim	Não	Não
Papay et al (1997)	Tarugo/EMS	Não	Sim	Sim	Não	Não	Sim
Sivesson et al. (1998)	Tarugo/EMS	Não	Não	Sim	Não	Não	Não
Welburn et al. (1983)	Tarugo/EMS	Não	Não	Sim	Sim	Não	Não

### **Estrutura de solidificação**

Um segundo problema é a não eliminação da estrutura colunar por agitação limitada ou de baixa intensidade. Se a velocidade do líquido não for suficientemente alta, o crescimento das dendritas colunares não pára. Situação similar ocorre quando a agitação é aplicada em um curto espaço de tempo, ou em uma região pequena ao longo do veio. Neste caso, a zona colunar é temporariamente interrompida, mas volta a crescer quando a intensidade do campo diminui.

Papay *et al.* (1993) mostraram, através de impressões de Baumann, uma estrutura solidificada dendrítica mais grosseira e uma estrutura equiaxial com menos porosidade central.

Jauch *et al.* (1984) mostraram a influência na estrutura de solidificação, e na segregação em tarugos e blocos, quando um agitador é posicionado na segunda zona de refrigeração. Os resultados mostram uma visível melhora da qualidade do núcleo de solidificação.

Adachi *et al.* (1983) estudaram os efeitos de um agitador localizado no molde e abaixo deste, na qualidade superficial e interna de um bloco de 180mm. Eles demonstraram uma clara relação entre a intensidade de agitação e o aumento da região equiaxial. Como consequência, o aumento da região equiaxial gera uma redução no índice de segregação do carbono.

Kobayashi *et al.* (1983) comparam diferentes métodos de agitação e mostraram por que o método de condução de corrente foi escolhido. O mecanismo de formação da zona equiaxial e das bandas brancas é apresentado, assim como, a influência da agitação eletromagnética nestes fenômenos.

Limoges e Beitelman (1997) mostraram que o uso de dois agitadores, os chamados *Dual-Coil*, produziu uma melhor qualidade nos aços de alto carbono e nas ligas de aço. Os melhores resultados foram alcançados em relação à estrutura solidificada e à segregação.

## Segregação

Os problemas decorrentes do uso incorreto do agitador estão na agitação excessiva ou insuficiente. Um deles é o surgimento de bandas de segregação negativa e positiva. Estas bandas são devidas às variações bruscas no movimento do fluido. De acordo com Birat e Choné (1983), todas as técnicas de agitação eletromagnética que criam uma grande região equiaxial ao longo do centro do tarugo reduzem a segregação em aço-carbono e ligas de baixo carbono (< 0,5%). Quanto mais alta é a posição do agitador no tarugo, melhor é o controle da segregação, ou seja, o agitador localizado no molde é a posição mais recomendada. Quando isto não for suficiente, dois ou mais agitadores são necessários, sendo um no molde e outro mais abaixo. Tzavaras e Brody (1984) falam em dois agitadores rotatórios, um no molde e outro na zona final de solidificação, e um agitador axial no meio do tarugo.

Problemas relacionados ao surgimento de bandas brancas são encontrados nos trabalhos de Adachi *et al.* (1983), Welburn *et al.* (1983) e Kobayashi *et al.* (1983).

Adachi *et al.* (1983) mostraram que o índice de segregação de carbono diminui com o uso de um agitador no molde e outro abaixo deste.

O trabalho de Welburn *et al.* (1983) mostrou que um segundo agitador na região intermediária do tarugo (3,9 m abaixo do menisco) diminui o índice de segregação para ligas de alto teor de carbono.

Sivesson *et al.* (1998) obtiveram melhorias na qualidade interna de tarugos com a agitação eletromagnética simultaneamente ao uso do *Thermal Soft Reduction* (TSR). Foi observado que o uso do agitador influencia na posição ideal da zona de aplicação do TSR.

Limoges e Beitelman (1997) referem que há uma diminuição na segregação do carbono quando do uso de agitadores para ligas de alto teor de carbono.

Kor (1982) estudou a influência da agitação rotacional na macrosegregação em produtos redondos.

Tabela 3 – Referências mostrando os efeitos da agitação eletromagnética na distribuição de inclusões.

Investigadores	Ref	Ano	Lingotamento	Sistema de EMS		Informação do aço		Informação da amostra		Avaliação	
			Informação	Loc.	Yp	Tipo	Desoxid.	Localização	Tipo de incl.	Método	Efeitos do EMS nas inclusões
Tzavaras, <i>et al.</i>	49	1972	Uniform solid		Rot	4335	Al	Dist. from chill	O <sub>2</sub> +S	Micro Exam.+ QMT	Redução da fração volumétrica e do tamanho das inclusões
Kor	50	1984	Lab-Cilind		Rot	1018	Al	Trans	Alumina	QMT & Al insol.	Grandes inclusões deslocadas p/ região central, como previsto pelo modelo
Alberny, <i>et al.</i>	46	1973	Tarugo	S	Rot	Vários	Al	Long	Alumina	Traçador radial	Distribuição mais uniforme ao longo da linha central
Alberny, <i>et al.</i>	47	1978	Tarugo & Redondos	M	Rot	Vários	Si	Sup. & Subsup	Todas	Vis. e penet do corante.	Menor acumulação de inclusões sub-superficiais no raio interno
Takeuchi, <i>et al.</i>	51	1978	Tarugo	Sub-M	Rot	Inox		Trans	Ti(CN)	Não informado	Redução do número de grandes inclusões
Chone, <i>et al.</i>	53	1980	Redondos	Sub-M	Rot	Vários	Si, Al	Trans	Todas	Visual + Al insol.	Distr.uniforme do Al insol., sem comparação com produtos não agitados
			Redondos	Sub-M	Rot	Vários	Al	Trans	Todas	Visual + O <sub>2</sub>	Qualidade interna satisfatória,sem comparação com produtos não agitados
			Bloco		Rot		Al	Trans	Alumina	O <sub>2</sub>	Efeitos negligenciáveis na quantidade de inclusões
Ayata, <i>et al.</i>	52	1980	Tarugo	S	Linear	0.2%C	Si	Raio interno	Sulfetos	Baumann	Nº reduzido de inclusões detectáveis usando baixa frequência de agitação
Beitelman, <i>et al.</i>	54	1981	Tarugo	M	Rot	Vários	Si, Al	Trans & Long	Todas	Visual	Menor acumulação de inclusões no raio interno
Gray, <i>et al.</i>	55	1982	Tarugo	M	Rot		Si, Al	Trans	Todas	Visual	Menor acumulação de inclusões no raio interno
Gray, <i>et al.</i>	56	1982	Tarugo	M	Rot		Si, Al	Trans	Todas	Visual + O <sub>2</sub>	Menor acumulação de inclusões no raio interno
Beitelman, <i>et al.</i>	48	1983	Tarugo	M	Rot	Vários	Si, Al	Trans & Long	Todas	Visual	Menor acumulação de inclusões no raio interno, e aumento no centro

Fonte: Glaws *et al.* (1991)

### 2.1.4 Modelos físicos de agitadores eletromagnéticos

Face às dificuldades práticas em se estudar os efeitos do agitador eletromagnético diretamente na siderúrgica, os modelos físicos e matemáticos surgiram como ferramentas que auxiliam no estudo e compreensão dos fenômenos envolvidos. Os modelos físicos geralmente estão associados a modelos numéricos e servem também como meio de validação destes. O uso de modelos físicos enfrenta uma dificuldade quanto ao fluido empregado, pois este deve possuir alta condutividade elétrica e uma viscosidade cinemática próxima à do aço. Os metais mais utilizados são o mercúrio e a liga de *Wood*, sendo que ambos são tóxicos e de custo elevado. Mesmo assim alguns centros de pesquisa e empresas realizam experimentos com modelos físicos, objetivando estudar o escoamento sob influência de campos magnéticos. Dentre estes, pode-se citar a *Danieli-Rotelec* (França), *Nippon Steel Corporation e Sumimoto Metals Industries* (Japão), *Institut für Allgemeine Metallurgie* (Alemanha), *J. Mulcahy Enterprises* (Canadá).

Dentre aqueles que utilizaram mercúrio como fluido de trabalho, pode-se citar os realizados por Chang, Hull e Beitelman (1995), Takeuchi *et al.* (1994), Dubke, Tacke, Spitzer e Schwerdtfeger (1988). Modelos que utilizam a liga de Wood foram desenvolvidos por Favre, Kunstreich, Nove, Courths e Korte (1998), Fujisaki, Nakagawa e Misumi (1994) e Kobayashi e Ishimura (1988).

### 2.1.5 Modelos numéricos de agitadores eletromagnéticos

Pode-se dividir os fenômenos estudados, com o uso de modelos numéricos e matemáticos, envolvendo os agitadores eletromagnéticos, em três linhas principais: transferência de calor, escoamento do metal líquido e características eletromagnéticas. Cada um desses tópicos de estudo pode ainda ser dividido de acordo com o tipo de lingotamento em: placas, tarugos, blocos e redondos. No caso do lingotamento de placas, a agitação eletromagnética pode ser do tipo linear, freio eletromagnético ou agitação eletromagnética. Cada uma delas possui princípios de funcionamento e objetivos diferentes. Para lingotamento contínuo de tarugos, blocos e redondos, o princípio da agitação rotacional é o mais utilizado. Uma boa revisão das técnicas de agitação é encontrada no trabalho de Birat e Choné (1983).

A **Tabela 4** apresentada a seguir, mostra quais os fenômenos estudados em cada uma das grandes linhas de pesquisa, e quais as referências relacionadas. Observa-se, que os campos de velocidade do fluido, são o principal fenômeno analisado, tanto no lingotamento contínuo de placas como no de tarugos e blocos. Alguns trabalhos envolvendo o estudo de fluxo de calor e do perfil inclusionário para placas, podem ser encontrados. Porém, analisando-se do ponto de vista de lingotamento para tarugos, notar-se-á que não foram encontrados trabalhos envolvendo o estudo destes dois fenômenos.

Tabela 4 – Variáveis estudadas via modelamento matemático de agitadores e freios eletromagnéticos.

Investigadores	Molde/agitação	Perfil térmico	Fluxo calor	Solidificação	Fluxo magnético	Força magnética	Torque magnético	Vazão argônio	Forma menisco	Perfil de inclusões	Turbulência	Campo de velocidade
Chang et al. (1995)	Tarugo/EMS	Não	Não	Não	Sim	Sim	Não	Não	Sim	Não	Não	Sim
Chung e Yoon (1996)	Placa/EMS	Sim	Sim	Sim	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Sim	Sim
Dubke et al. (1988)	Tarugo-Placa/EMS	Não	Não	Não	Sim	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Dubke et al. (1991)	Bloco/EMS	Não	Não	Não	Sim	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não
Fujisaki et al. (1998)	Tarugo/EMS	Não	Não	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Sim
Fujisaki et al. (1997)	Tarugo/EMS	Não	Não	Não	Não	Sim	Sim	Não	Sim	Não	Não	Não
Fujisaki et al. (1997)	Placa/EMS	Não	Não	Não	Sim	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Galpin et al. (1994)	Placa/EMBR	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim	Não	Sim
Genma et al. (1989)	Placa/EMS	Não	Não	Não	Sim	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Hackl e Hanley (1993)	Tarugo/SEM	Não	Não	Não	Sim	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Sim
Hackl et al. (1991)	Placa/EMBR	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Hwang et al (1997)	Placa/EMBR	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Sim	Sim	Não	Não	Sim

<b>Investigadores</b>	<b>Molde/agitação</b>	<b>Perfil térmico</b>	<b>Fluxo calor</b>	<b>Solidificação</b>	<b>Fluxo magnético</b>	<b>Força magnética</b>	<b>Torque magnético</b>	<b>Vazão argônio</b>	<b>Forma menisco</b>	<b>Perfil de inclusões</b>	<b>Turbulência</b>	<b>Campo de velocidade</b>
Ishii et al. (1996)	Placa/EMBR-EMLS	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Sim
Kim et al. (2000)	Placa/EMBR	Sim	Não	Sim	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Kogita et al. (1992)	Placa/SEM	Não	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Kobayashi et al. (1988)	Redondo/EMS	Não	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Sim	Sim
Manneveld et al. (1993)	Placa/EMBR	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Meyer et al. (1987)	Tarugo-Placa/EMS	Não	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não
Natarajan et al (1998)	Tarugo-Placa/EMS	Não	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Sim	Sim
Partinen et al. (1994)	Redondo (Lab)/EMS	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não
Robiglio et al. (1999)	Redondo/EMS	Não	Não	Não	Sim	Sim	Sim	Não	Não	Não	Não	Sim
Saluja et al. (1990)	Redondo (Lab)/EMS	Não	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Sim	Não	Sim	Sim
Sawada et al. (1995)	Placa/EMBR	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim	Sim	Sim
Spitzer et al. (1986)	Redondo/EMS	Não	Não	Não	Sim	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Sim

<b>Investigadores</b>	<b>Molde/agitação</b>	<b>Perfil térmico</b>	<b>Fluxo calor</b>	<b>Solidificação</b>	<b>Fluxo magnético</b>	<b>Força magnética</b>	<b>Torque magnético</b>	<b>Vazão argônio</b>	<b>Forma menisco</b>	<b>Perfil de inclusões</b>	<b>Turbulência</b>	<b>Campo de velocidade</b>
Takatani et al. (1989)	Placa/EMBR-EMS	Sim	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Takeuchi et al. (1994)	Placa-Bloco/EMS	Não	Não	Sim	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Toh et al. (2001)	Placa/EMS	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim	Não	Sim
Toledo et al. (1995)	Tarugo/EMS	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Trindade et al. (2001) <sup>1</sup>	Tarugo/EMS	Sim	Sim	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Trindade et al. (2001) <sup>2</sup>	Tarugo/EMS	Sim	Sim	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Trindade et al. (2001) <sup>3</sup>	Tarugo/EMS	Sim	Sim	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim
Trindade et al. (2002) <sup>4</sup>	Tarugo/EMS	Sim	Sim	Sim	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não
Yamamura et al. (2001)	Placa/LMF	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Não	Sim	Não	Sim

Se forem considerados os modelos numéricos, envolvendo agitadores para tarugos onde o modelo é detalhado, ou seja, com ênfase na geometria, malha e condições de contorno, fica-se restrito a três referências: Meyer *et al.* (1987), Natarajan e El-Kaddah (1998) e Chang *et al.* (1995). Nestes trabalhos é utilizado o método de elementos finitos para calcular numericamente a força de Lorentz em função do campo magnético produzido por um arranjo de bobinas. Natarajan e El-Kaddah (1998) e Chang *et al.* (1995) calcularam também o campo de velocidades decorrente do campo de forças.

O trabalho de Hackl e Hanley (1993) apresenta, de forma breve, um modelo computacional de um agitador para tarugos semelhante ao descrito nesta tese. O trabalho é de autoria do fabricante do agitador em estudo: a ABB. Os outros dois estudos, mais especificamente os de Beitelman (1997) e Álvarez de Toledo *et al.* (1995), se referem a soluções analíticas para o campo magnético em determinada direção, e também expressões analíticas para a velocidade de agitação. Expressões para o torque produzido pelo campo magnético também são obtidas. O trabalho de Beitelman (1997) mostra a influência de alguns parâmetros como, altura e diâmetro do núcleo de ferro, condutividade elétrica do molde de cobre e seção do molde, no perfil de campo magnético e na velocidade de agitação do fluido. Beitelman (1997) mostra também as vantagens do sistema *Dual-Coil* para tarugos em relação ao arraste de escória e ao desgaste da válvula submersa.

O estado da arte do modelamento numérico será apresentado de acordo com seu desenvolvimento cronológico, dando uma idéia das mudanças e aperfeiçoamentos feitos tendo como base modelos mais simples.

Os primeiros modelos numéricos, cujo objetivo era simular os efeitos dos agitadores eletromagnéticos no molde, surgiram na década de 70. Inicialmente, segundo Spitzer *et al.* (1986), foram construídos modelos para moldes cilíndricos. Dentre estes, pode-se citar os realizados por Moffatt (1978), Smith (1964), Kapusta (1968), Dahlberg (1972) e Alemany e Moreau (1977). Na maioria destes trabalhos o escoamento era tratado como laminar e para um baixo número de Reynolds magnético ( $R_m$ ). Conforme Spitzer *et al.* (1986), estudos em escoamentos turbulentos sob influência de campos magnéticos foram inicialmente desenvolvidos por Larsson (1973), Tacke e Schwerdtfeger (1979) e Van Den Hove (1982).

Tacke e Schwerdtfeger (1979) aplicaram o modelo k-w para o caso unidimensional e acharam uma relação linear entre a velocidade de agitação e o campo magnético. Van Den Hove (1982) utilizou um modelo tridimensional para simular a agitação produzida em um

sistema com um indutor de comprimento finito, usando uma viscosidade turbulenta constante. Van Den Hove (1982) encontrou perfis de velocidade similares ao da **Figura 4**.

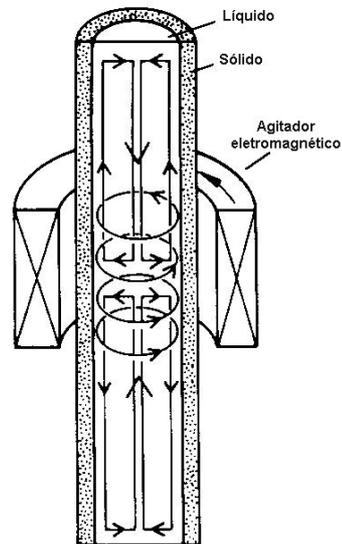


Figura 4 - Esquema do perfil de escoamento em moldes circulares.

Fonte: Tacke *et al.*, 1983, p.119

Spitzer *et al.* (1986) desenvolveram um modelo numérico tridimensional para um agitador rotatório em moldes circulares. O modelo envolveu a solução das equações de Maxwell, de Navier-Stokes e do modelo  $k-\epsilon$  de turbulência por meio do método de diferenças finitas. Os resultados foram comparados com um modelo experimental, utilizando mercúrio como fluido simulador, e com um modelo analítico, para o caso unidimensional, apresentando uma boa concordância. Foram analisadas as influências da posição do agitador, do comprimento e de alguns parâmetros eletromagnéticos no perfil de escoamento. Foi constatado que o escoamento secundário é muito importante, ou seja, o efeito do agitador no escoamento tem um alcance que se estende além da região central do agitador. Como trabalhos futuros os autores sugerem incluir os efeitos de transferência de calor e concentração de solutos, a fim de estudar os efeitos metalúrgicos como solidificação e macrosegregação.

Meyer *et al.* (1987) desenvolveram uma formulação matemática para descrever o campo magnético e o campo de força induzidos em placas e tarugos do lingotamento contínuo. As equações resultantes foram resolvidas numericamente pelo método de elementos finitos. O método de resolução consistiu em calcular diretamente o campo magnético  $H$  pela lei de Biot e Savart. A **Tabela 5** mostra os parâmetros utilizados neste modelo.

Tabela 5 - Parâmetros do modelo

	Tarugo	Placa
Dimensões do produto	200 x 200 mm	2000 x 250 mm
Dimensões do indutor	250 x 250 x 250 mm	2000 x 550 mm
Distância entre o produto e o indutor	25 mm	60 mm
Número de fases	3	3
Número de pares de pólos	4	2
Número de condutores por fase por pólo	2	3
Corrente por fase	1000 A	3200 A

Fonte: Meyer *et al.*, 1986, p.26

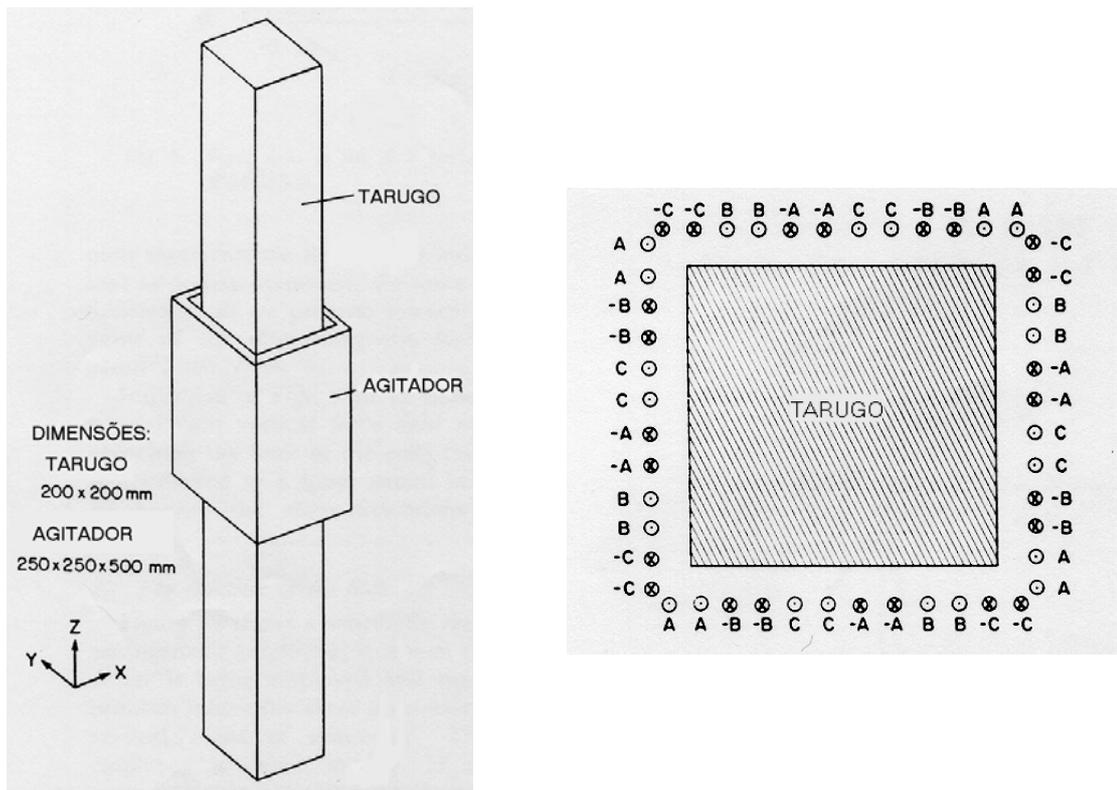


Figura 5 - Disposição das bobinas num corte transversal e posição do agitador no tarugo.

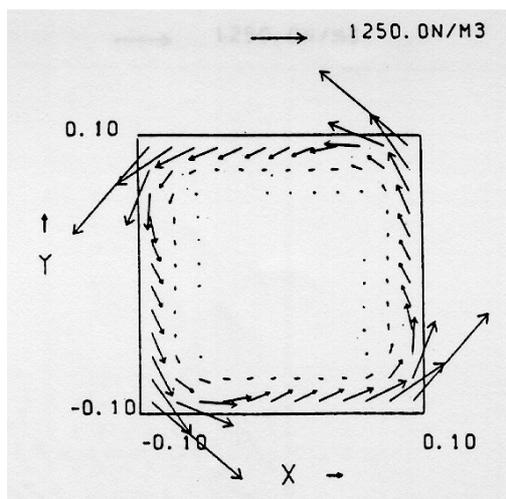


Figura 6 - Campo de forças no plano x-y em  $z = 0.025$  m.

Fonte: Meyer *et al.*, 1986, p. 27, 28

O modelo utilizou uma malha de  $13 \times 13 \times 18$  num total de 3042 elementos. Neste caso, somente metade do molde foi modelado, devido à simetria existente. Um campo de forças foi obtido ao longo do tarugo e observou-se que este decaía, rapidamente, à medida que se afastava do centro do agitador. A **Figura 5** e a **Figura 6** apresentam, respectivamente, a distribuição das bobinas, as dimensões e posição do agitador e o campo de forças num plano. Por fim, os autores mostram que as forças calculadas dependem muito da configuração das bobinas e da altura do agitador, e que os efeitos proporcionados pelo núcleo de ferro podem modificar o mapa de forças produzidos pelo agitador. Este é o primeiro trabalho onde se mostra a distribuição das bobinas em torno do tarugo.

Kobayashi e Ishimura (1988) publicaram um trabalho de análise do escoamento turbulento sob influência de um agitador rotatório para moldes cilíndricos. Eles utilizaram o modelo k-w de turbulência e, com base nos resultados, determinaram expressões para a velocidade de agitação e para as tensões de cisalhamento nas paredes. Assim como no modelo proposto por Spitzer *et al.* (1986), o cálculo é feito para um cilindro infinitamente longo, porém o valor de  $\mathbf{B}$  é calculado com o uso do potencial vetorial magnético  $\mathbf{A}$ . Os resultados numéricos apresentaram boa concordância quando comparados a um modelo experimental com liga de Wood.

Dubke *et al.* (1988) desenvolveram um modelo para calcular a força eletromagnética e o perfil de escoamento em tarugos e placas com agitadores lineares. No caso dos tarugos, a agitação era na direção longitudinal, diferentemente da agitação rotacional utilizada

atualmente. O modelo envolve a solução das equações de Maxwell, de Navier-Stokes e do modelo k- $\epsilon$  de turbulência. Foi utilizado o método de *depth-averaging* para tratar o escoamento tridimensional. O modelo numérico foi testado com um modelo físico de mercúrio. A concordância entre os modelos ficou em torno de 25 %.

Saluja, Ilegbusi e Szekely (1990) desenvolveram um modelo com o objetivo de analisar o escoamento produzido por um campo rotatório em um recipiente cilíndrico. Três casos foram analisados: agitação estacionária, para comparação com resultados experimentais de outros autores, agitação alternada, para verificação dos efeitos de frequência, e por fim, a deformação na superfície causada pela agitação eletromagnética. Como inovação, os autores introduziram um termo fonte na equação de energia de turbulência contendo a taxa de produção de turbulência devido às forças eletromagnéticas. Para o estudo da deformação da superfície foi utilizado um modelo 2D com simetria axial. Uma das conclusões deste trabalho é que a agitação alternada produz baixas velocidades, com valores altos de turbulência.

Partinen, Saluja, Szekely e Kirtley (1994) continuaram o estudo anterior, acrescentando dados obtidos através de um modelo experimental. Foi utilizado a liga de Wood, como fluido de trabalho, e foram feitas imagens da superfície do líquido usando uma câmera de alta velocidade. A deformação calculada pela agitação eletromagnética foi comparada com as observações experimentais, apresentando uma boa concordância.

De 1988 até 1994 surgiram uma série de modelos que tinham por objetivo simular agitadores eletromagnéticos para placas, também conhecidos como agitadores lineares e freios eletromagnéticos. Pode-se citar os trabalhos de Takatani *et al.* (1989), Genma *et al.* (1989), Hackl *et al.* (1991), Galpin *et al.* (1994), Manneveld *et al.* (1993), Fujisaki *et al.* (1994), Takeuchi *et al.* (1994).

Takatani *et al.* (1989) publicaram um artigo onde foram analisados a transferência de calor e o escoamento em um molde de lingotamento contínuo de placas com freio eletromagnético. O modelo não considera o escoamento turbulento e utiliza o método de SOLA na solução das equações de movimento. Para verificar a validade do modelo matemático, o escoamento foi comparado com resultados experimentais sob condições isotérmicas. Os resultados mostraram um aumento de temperatura e um gradiente menor de temperatura junto ao menisco, devido ao uso do freio eletromagnético. Também foi observado, que a recirculação do fluido junto ao menisco diminuiu com o uso do freio, propiciando uma menor agitação do menisco e da camada de escória.

No mesmo ano, Genma *et al.* (1989) estudaram os efeitos de um agitador linear em um molde de placas. Agitadores deste tipo são usados para mover o fluido em direções variadas como, por exemplo, para cima, para baixo, horizontalmente e na direção contrária ao jato da válvula. Neste trabalho o modelo matemático foi utilizado para compreender e mostrar como a agitação do escoamento, na direção descendente, reduz o número de inclusões e *pinholes*. Como no estudo anterior, o escoamento foi considerado laminar. No modelo foi observado que a agitação descendente reduz a profundidade de penetração do jato que sai da válvula submersa e diminui as velocidades junto ao menisco.

Alguns trabalhos foram realizados envolvendo as siderúrgicas e as empresas, que produzem os agitadores eletromagnéticos, sendo que estas últimas utilizam os modelos numéricos como forma de comprovar a eficiência dos seus aparelhos. Infelizmente poucos detalhes a respeito dos modelos são encontrados nestes artigos, onde são ressaltados apenas os pontos positivos do uso dos agitadores. Dentre estes trabalhos pode-se citar os realizados por Manneveld *et al.* (1993) e Hackl *et al.* (1991).

Os modelos numéricos também têm sido utilizados para analisar o perfil térmico e inclusionário decorrentes do uso de agitadores em moldes de placa. Cita-se como exemplo o trabalho realizado por Galpin *et al.* (1994), onde os autores estudaram um agitador do tipo freio, com quatro pólos, e uma densidade de fluxo magnético da ordem de 3000 Gauss e uma corrente aplicada de 720 A. O modelo fluido-dinâmico e eletromagnético foi resolvido usando o software Phoenics. A **Figura 7** e a **Figura 8** mostram os resultados obtidos para o perfil de temperaturas e inclusionário ao longo da placa.

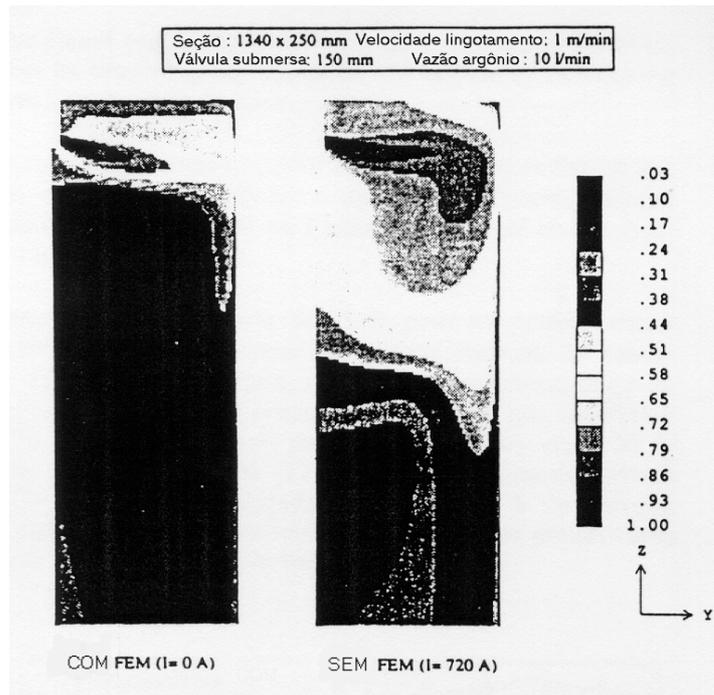


Figura 7 - Distribuição de temperaturas ao longo da placa.  
 Fonte: Galpin *et al.*, 1994, p. 1655

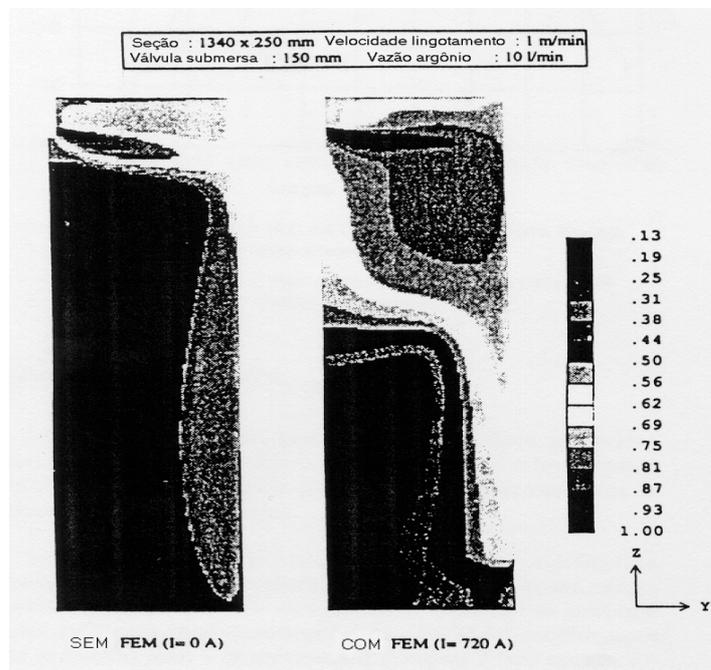


Figura 8 - Concentração de inclusões ao longo da placa.  
 Fonte: Galpin *et al.*, 1994, p. 1655

Takeuchi *et al.* (1994) usaram um modelo numérico e também um modelo físico para controlar o escoamento em um molde de placas sob influência de um freio e um agitador eletromagnético. Os modelos ajudaram a compreender como o jato de aço proveniente da válvula submersa interage com as forças eletromagnéticas. Testes industriais comprovam os benefícios metalúrgicos decorrentes da agitação e controle através do freio eletromagnético. Um modelo numérico avançado de turbulência, o LES (Large Eddy Simulation), foi empregado para estudar o escoamento turbulento.

O trabalho publicado por Sawada *et al.* (1995) mostra o uso do LÊS, no estudo do escoamento e do perfil inclusionário, em lingotamento contínuo de placas. O modelo utiliza o método de diferenças finitas, com o uso do software FLODIA, para resolver o problema fluido-dinâmico e o método de elementos finitos, com o software FLEDY, para resolver o problema eletromagnético. Estes dois trabalhos foram desenvolvidos pela centro de pesquisa da Nippon Steel.

Pacotes comerciais para problemas fluido-dinâmicos foram adaptados para solucionar problemas magneto-hidrodinâmicos (MHD). A idéia parte do fato de que existe uma forte analogia entre as equações de magneto-hidrodinâmica e as equações de fluido-dinâmica. Isto permite que um pacote convencional de CFD possa levar em conta os efeitos de MHD. Sazhin, Makhlof e Ishii (1995) fizeram esta adaptação para o código comercial Fluent. A validade desta adaptação foi verificada através de problemas clássicos de MHD, como o problema de Poiseuille-Hartmann. Mais tarde estes autores publicariam um trabalho aplicando esta técnica a um problema prático de lingotamento contínuo de placas com agitação eletromagnética.

Expressões analíticas para a indução magnética ao longo do tarugo também têm sido utilizadas para determinar a velocidade e a frequência ótima de agitação. Toledo *et al.* (1995) utilizaram tal método para desenvolver um agitador rotatório para tarugos com altas velocidades de agitação sem provocar arraste de escória e pó do molde.

Para lingotamento contínuo de tarugos, o agitador mais utilizado é o rotatório, tanto para lingotamento com válvula submersa quanto para jato aberto. No caso da válvula submersa é utilizado um pó para ajudar na lubrificação e no isolamento térmico do aço. Quando o agitador é posicionado próximo ao menisco e as velocidades de agitação são muito elevadas, pode ocorrer o arraste deste pó, dando origem às indesejadas inclusões. Para solucionar este problema surgiram os chamados *Dual-Coils*, que nada mais são, do que dois agitadores localizados no molde, onde o agitador, que se localiza próximo ao menisco, tem a

finalidade de diminuir a turbulência junto à camada de escória. Os agitadores devem promover sentidos de rotação contrários entre eles. O modelamento matemático tem se mostrado uma ferramenta válida na análise destes dispositivos.

O trabalho desenvolvido por Chang *et al.* (1995) mostra como o modelo numérico pode ajudar a visualizar o escoamento do aço, bem como a deformação do menisco. A **Figura 9** mostra a geometria e a malha do modelo gerado através de softwares comerciais, o Elektra e o CaPS. As **Figuras 10** e **11** mostram os resultados obtidos na forma de vetores de velocidade e de perfil do menisco.

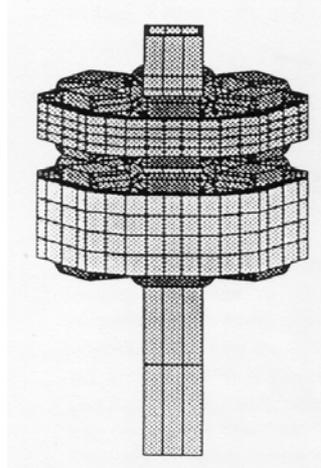


Figura 9 - Geometria e malha do modelo do agitador *Dual-Coil*

Fonte: Chang *et al.*, 1995, p. 80

Como o campo produzido pelo agitador varia no tempo, o campo magnético e a força de Lorentz resultantes são calculados pela média temporal. Os campos de força e de densidade de fluxo magnético são aplicados, então, à equação de Navier-Stokes.

O modelo foi validado através de medidas experimentais de densidade de fluxo magnético realizadas na planta industrial. O gráfico abaixo mostra a comparação.

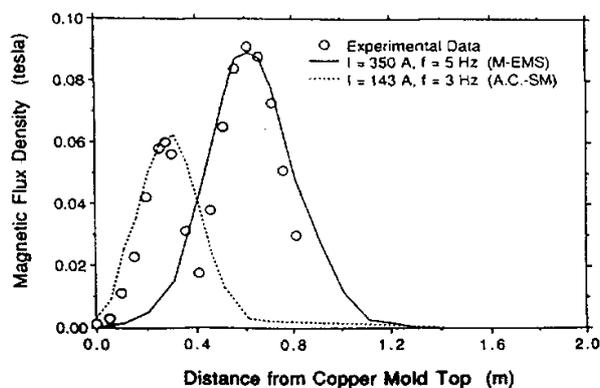


Figura 10 – Curvas de densidade de fluxo magnético ao longo do molde.

Fonte: Chang *et al.*, 1995, p. 83

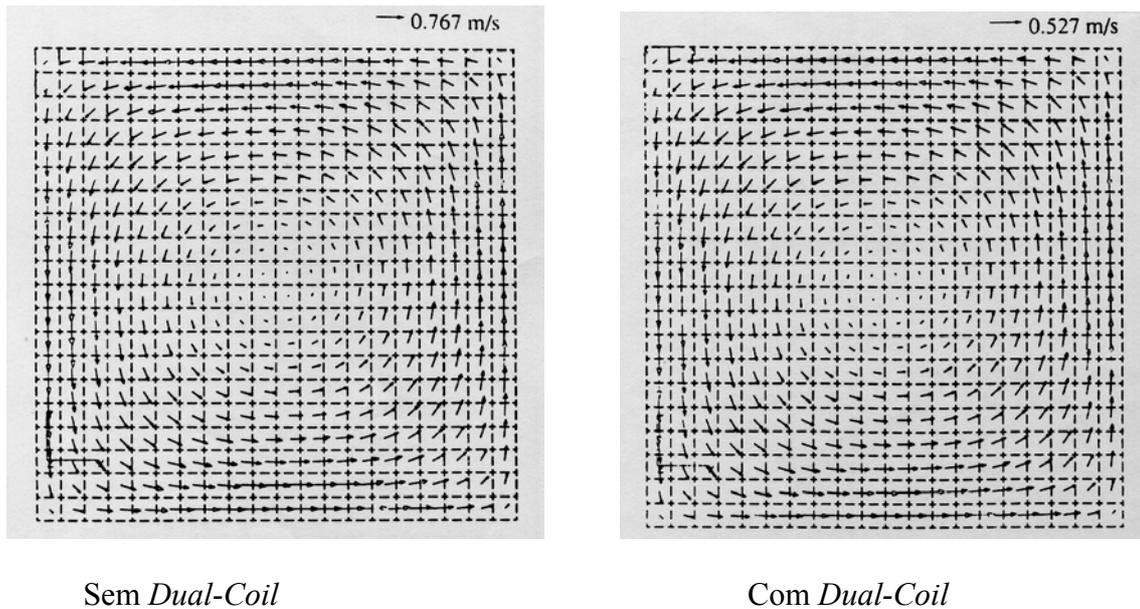


Figura 11 - Campo de velocidades a 48 cm do menisco: M-EMS  $I=350\text{A}$   $f=5\text{Hz}$ ; M-EMS  $I=350\text{A}$   $f=5\text{Hz}$  + AC-SM  $I=84\text{A}$   $f=3\text{Hz}$ .

Fonte: Chang *et al.*, 1995, p. 86

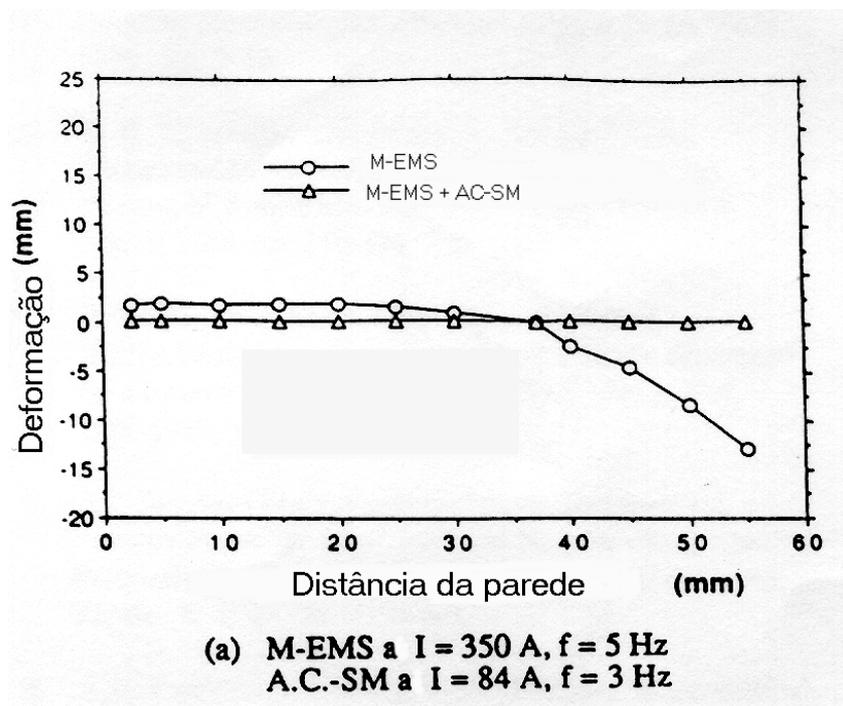


Figura 12 - Deformação do menisco em função do uso de um e de dois agitadores.

Fonte: Chang *et al.*, 1995, p. 87

A deformação do menisco, devida ao uso de um agitador (M-SEMS), é analisada de forma comparativa com a deformação devida ao uso de dois agitadores.

Dando continuidade ao trabalho desenvolvido anteriormente, Ishii *et al.* (1996) utilizaram o software Fluent para resolver as equações de Maxwell e de Navier-Stokes aplicadas a um problema de agitador eletromagnético em molde de placas. Neste artigo os autores mostram que o agitador para estabilizar (EMLS) o menisco é mais eficiente e flexível que o agitador eletromagnético tipo freio (EMBR). Este tipo de agitador se baseia no uso de um campo eletromagnético oscilante, no caso com uma frequência de 1Hz. O modelo numérico foi validado por meio de medidas de velocidade feitas na planta, utilizando o método da barra submersa. Os resultados obtidos estão nas **Figuras 13, 14 e 15**.

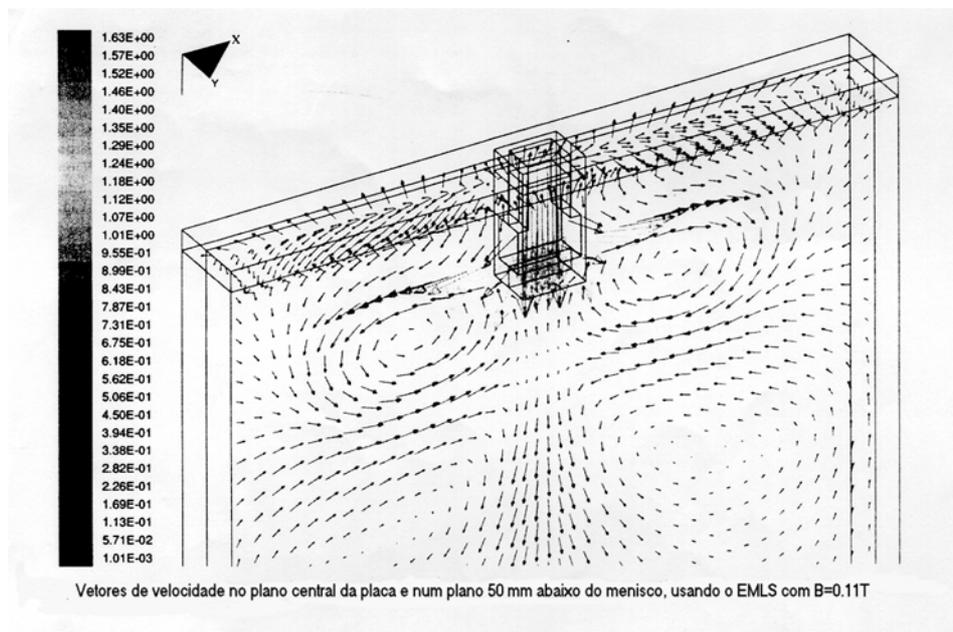


Figura 13 - Vetores de velocidade no plano central e na região do menisco.

Fonte: Ishii *et al.*, 1996, p. 269

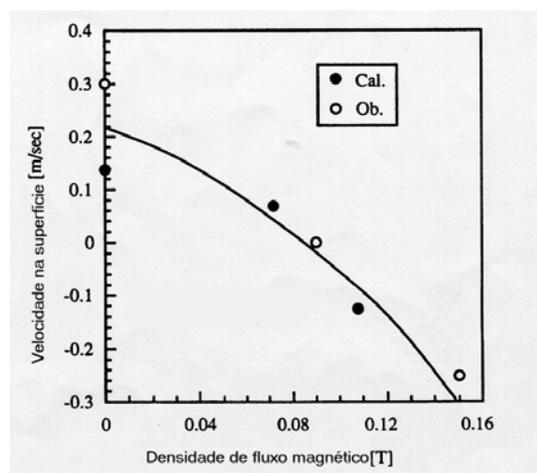


Figura 14 - Validação dos resultados numéricos com medidas experimentais de velocidade na região do menisco. Fonte: Ishii *et al.*, 1996, p. 269

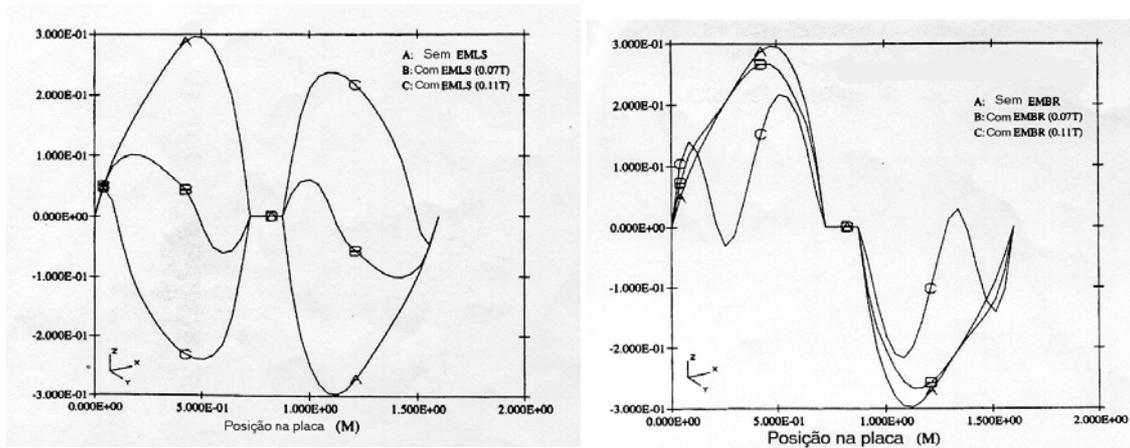


Figura 15 - Perfil de velocidade na região do menisco para o uso do EMLS e EMBR respectivamente.

Fonte: Ishii *et al.*, 1996, p. 269 e 271

Chung e Yoon (1996) estudaram, com o uso de um modelo numérico, os efeitos do agitador eletromagnético no fenômeno de solidificação para o lingotamento contínuo de blocos. Eles mostraram que a região equiaxial aumentou com o uso do agitador eletromagnético, devido ao aumento da turbulência junto à casca solidificada. Foi determinada também que a intensidade ideal de agitação é em torno de  $1400 \text{ A Hz}^{1/2}$ . Acima deste valor a turbulência não aumentou e, portanto, não teve efeito no aumento da região equiaxial.

Cada vez mais programas computacionais especializados em eletromagnetismo e escoamento de fluidos estão sendo utilizados devido à complexidade das geometrias envolvidas.

Pesquisadores coreanos desenvolveram um modelo para analisar a influência de parâmetros operacionais no escoamento e na forma do menisco no lingotamento contínuo de placas com freio eletromagnético. Hwang *et al.* (1997) utilizaram a técnica de BFC (Body Fitted Coordinate) para construir a malha de válvula submersa e do menisco. Foram analisadas as velocidades médias abaixo do menisco, e também o perfil do menisco quando do uso ou não do freio eletromagnético. Os resultados obtidos mostraram que o EMBR desacelera e dispersa o escoamento, e também estabiliza o menisco. A agitação excessiva provoca o surgimento de um caminho preferencial ou um atalho, chamado de *bypass*, que

acaba por atenuar os efeitos benéficos do freio eletromagnético. Para finalizar, os autores propuseram o conceito de região primária de ação do freio eletromagnético (*primary braking region model*) para explicar a influência de três parâmetros operacionais: corrente aplicada no agitador, largura da placa e velocidade de entrada. A **Figura 16** mostra de forma esquematizada este conceito e as condições ideais de operação.

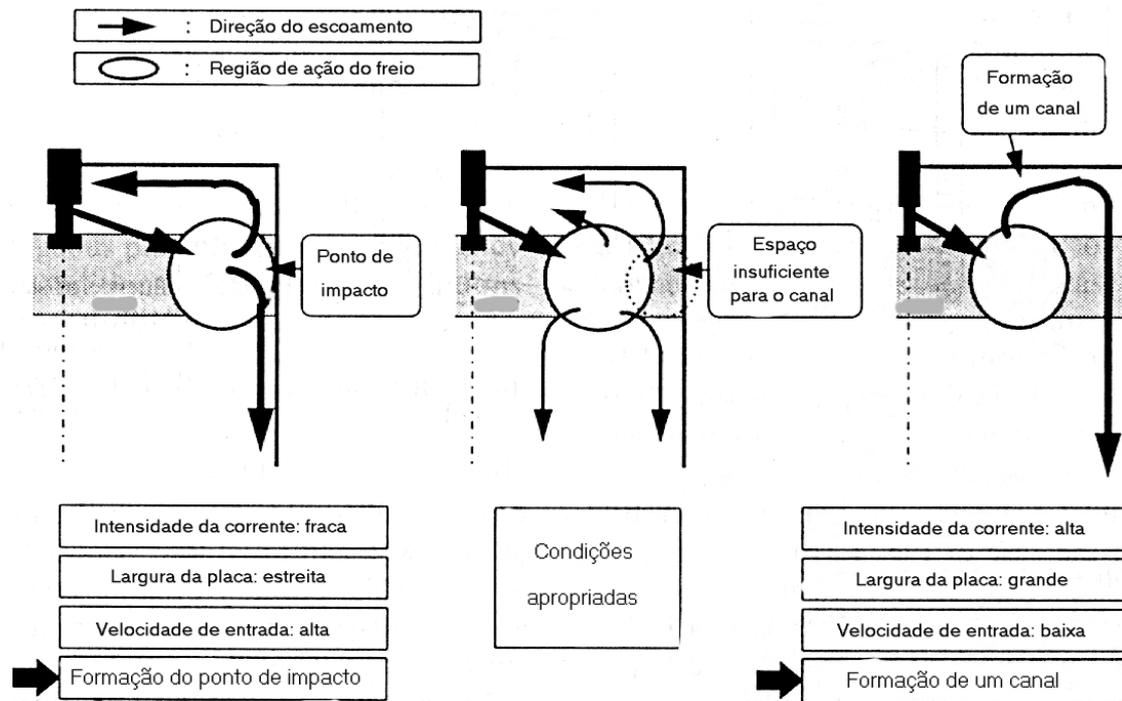


Figura 16 - Modelo de região primária de ação do freio eletromagnético.

Fonte: Hwang *et al.*, 1997, p. 666

Alguns trabalhos foram desenvolvidos para agitadores específicos e tinham como objetivo analisar a distribuição da densidade de fluxo magnético e da força eletromagnética.

Fujisaki *et al.* (1997) analisaram o torque e a deformação do menisco com o uso de modelos numéricos para um tipo especial de agitador que é utilizado tanto para placas quanto para tarugos.

Ainda no mesmo ano, Fujisaki, Ueyama e Okazawa (1997) utilizaram o método de elementos finitos, aplicado às equações de Maxwell, para obter a densidade de fluxo magnético, a força eletromagnética e o campo de velocidades para um molde de placas com um agitador linear. Medidas experimentais da densidade de fluxo magnético foram

comparadas com as calculadas e apresentaram diferenças de até 16 %. Mais tarde, Fujisaki *et al.* (1998) compararam os perfis de velocidade calculados com medidas experimentais obtidas em modelos físicos que utilizam mercúrio ou liga de metal fundido.

Alguns pesquisadores investiram em novos métodos para a solução do problema magneto-fluido-dinâmico, como é o caso do trabalho de Natajara e El-Kaddah (1998). O método utiliza uma formulação em termos do potencial vetorial de corrente,  $T(J = \nabla \times T)$ , e do potencial escalar magnético,  $\psi$ , onde o campo magnético pode ser expresso pela seguinte relação:

$$H = T - \nabla \psi$$

onde  $J$  é a densidade de corrente e  $H$  é o campo magnético.

A condição de contorno de  $\psi$  é dada pela lei de Biot-Savart e permite que complicadas configurações de bobinas possam ser incorporadas. O estudo foi realizado para um agitador de molde tipo tarugo e outro agitador para placas. Com o modelo foi possível obter a distribuição da força eletromagnética, da velocidade e da turbulência.

Robiglio *et al.* (1999) mostram em detalhes o modelo do agitador eletromagnético para moldes cilíndricos. Os resultados numéricos foram comparados com medidas experimentais de densidade de fluxo magnético e apresentaram boa concordância. Dentre os resultados mais importantes, destaca-se a definição de uma corrente mínima para agitar o aço a fim de garantir a quebra das dendritas e o surgimento de uma forte fricção na válvula submersa na linha de escória provocada pelo movimento de rotação, o que ocasiona o desgaste da válvula.

Kim *et al.* (2000) desenvolveram um modelo numérico para avaliar os efeitos no escoamento, no campo de temperatura e na solidificação macroscópica, devido ao uso do freio eletromagnético num molde de placas. A relação entalpia-porosidade foi utilizada para suprimir a velocidade na região pastosa. Um modelo revisado de baixo número de Reynolds foi utilizado. Foi observado que a aplicação do freio eletromagnético diminui a transferência do sobreaquecimento para a face estreita e aumenta a temperatura junto ao menisco. Os gradientes de temperatura junto à casca solidificada também aumentam e uma casca solidificada mais fina é formada junto à face estreita.

Um modelo para estudar o escoamento multifásico, acoplado ao efeito da agitação eletromagnética em um molde de placas, foi desenvolvido por Toh *et al.* (2001). Neste estudo,

os autores analisaram os efeitos da injeção de gás argônio, no perfil de escoamento, e simultaneamente, verificaram como a agitação eletromagnética altera o fluxo. Os resultados mostram que existe uma vazão de gás crítica, acima da qual o escoamento pode ser alterado. Com a aplicação do campo magnético, o escoamento é alterado apenas junto à casca solidificada, onde o gás tem pouco efeito. Neste mesmo artigo, os autores discutem o efeito de “limpeza” do agitador junto à casca solidificada. Para tal, um modelo ampliado do escoamento junto à casca foi construído, detalhando o escoamento na camada limite. Como resultado, foi observado um aumento da inclinação da velocidade junto à parede, e conseqüentemente, um aumento da força de suspensão devido à agitação eletromagnética. Uma relação entre o diâmetro das partículas e a velocidade de remoção também foi obtida.

A determinação de um campo magnético ideal, no que se refere à remoção de inclusões, foi o objetivo do modelo proposto por Yamamura *et al.* (2001). Neste trabalho, os autores verificaram que, para moldes de placas que usam campos magnéticos DC, existe um valor ótimo de campo que minimiza o número de inclusões no produto final. Este ponto ótimo foi determinado com o uso de um parâmetro de interação, que é dado pela razão entre a força magnética e a força de inércia. O ponto ideal está em evitar que as inclusões escoem com o aço para baixo, e ao mesmo tempo, evitar que as inclusões fiquem retidas pela frente de solidificação. O campo magnético minimiza o primeiro problema, porém um campo muito elevado torna o escoamento muito lento, diminuindo os efeitos de “limpeza” do agitador eletromagnético.

Recentemente, Trindade *et al.* (2001)<sup>1,2,3</sup> desenvolveram um modelo numérico de um agitador eletromagnético para tarugos, onde os efeitos termo-fluido-dinâmicos foram analisados. Neste estudo, os autores mostram que o uso do agitador aumenta o fluxo de calor entre o aço líquido e a casca sólida, diminuindo os gradientes térmicos junto à casca.

Por último, Trindade *et al.* (2002)<sup>4</sup> estudaram como a espessura da casca solidificada é afetada pela distribuição térmica dentro do molde. Este estudo foi desenvolvido por meio do acoplamento entre um modelo de escoamento e fluxo de calor e um modelo de solidificação.

## 2.2 Fundamentos de Magneto-Fluido-Dinâmica

O processo de agitação por meio da indução magnética envolve dois fenômenos físicos: o eletromagnetismo e o escoamento de fluidos. Existe uma vasta literatura em cada uma destas áreas de estudo que serão citadas a seguir. Neste capítulo, as equações do modelo eletromagnético e do modelo de escoamento envolvidas no problema, serão apresentadas de maneira sucinta.

### 2.2.1 Eletromagnetismo

Na área de eletro-magneto-dinâmica de fluidos, uma boa referência é o livro *The Electromagnetodynamics of Fluids* de Hughes & Young (1989). Como já foi apresentado no capítulo anterior, o agitador eletromagnético está baseado no princípio do motor a indução. Nas bobinas, que estão enroladas ao núcleo de ferro, se estabelece uma densidade de corrente elétrica. Esta corrente produz um campo magnético no espaço ao redor do núcleo sendo que o núcleo de ferro é que direciona e amplifica o campo magnético. O valor do campo magnético dentro do molde, que é a região de interesse, pode ser calculado pela Lei de Biot-Savart, de acordo com Ida e Bastos (1997).

A excitação das bobinas é feita por uma corrente senoidal, produzindo um campo oscilante no tempo e que pode ser expresso através da notação de fasores, conforme Scott (1960):

$$X(t) = |X| \cos(\omega t - \theta) \quad (1)$$

onde  $|X|$  é a amplitude,  $\omega$  é a frequência angular e  $\theta$  é o ângulo de fase. Esta expressão também é conhecida como expressão no domínio tempo, de acordo com Scott (1960).

Nas regiões de condutividade elétrica nula, o software Elektra faz uso do potencial reduzido, como por exemplo, nas regiões contendo ar. Para a região do núcleo de ferro é usado o potencial escalar total. Nos materiais onde a condutividade elétrica não é nula, esta corrente alternada irá gerar um campo magnético variável no tempo e também correntes induzidas ou parasitas. Para valores de baixa frequência, ou seja, da ordem de Hz, onde as dimensões dos objetos são pequenas, quando comparadas com os comprimentos de onda dos campos, o campo elétrico e o campo magnético estão relacionados pelas equações de Maxwell, de acordo com as relações a seguir:

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (2)$$

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (3)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = 0 \quad (4)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (5)$$

$$\mathbf{J} = \sigma \mathbf{E} \quad (6)$$

onde  $\mathbf{E}$  é o campo elétrico,  $\mathbf{B}$  é a densidade de fluxo magnético,  $\mathbf{H}$  é o campo magnético,  $\mathbf{J}$  é a densidade de corrente elétrica.

Para materiais saturados sem ímãs permanentes,

$$\mathbf{B} = \mu_m \mathbf{H} \quad (7)$$

onde  $\mu_m$  é a permeabilidade magnética do meio. A solução destas equações pode ser obtida através da introdução de um potencial vetorial magnético, tal que a densidade de fluxo magnético  $\mathbf{B}$  e o campo elétrico  $\mathbf{E}$  possam ser expressos como:

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (8)$$

$$\mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \nabla V \quad (9)$$

onde,  $\mathbf{A}$  é o potencial vetorial magnético e  $V$  é o potencial escalar elétrico.

Combinando estas definições com as equações de Maxwell obtém-se:

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} \nabla \times \mathbf{A} = -\sigma_e \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \sigma_e \nabla V \quad (10)$$

onde  $\sigma_e$  é a condutividade elétrica do meio. Usando a condição a seguir,

$$\nabla \cdot \mathbf{A} = 0 \quad (11)$$

e incluindo este termo na equação (10), surge uma nova equação para o potencial vetorial magnético:

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} \nabla \times \mathbf{A} - \nabla \frac{1}{\mu} \nabla \cdot \mathbf{A} + \sigma \left( \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \nabla V \right) = 0 \quad (12)$$

Também é necessário resolver uma segunda equação, decorrente da equação (4):

$$\nabla \cdot \sigma \nabla V + \nabla \cdot \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} = 0 \quad (13)$$

O potencial vetorial magnético dentro das regiões condutoras pode ser combinado com o potencial total ou reduzido nas regiões não condutoras. As condições de contorno de fluxo normal e paralelo são usadas para acoplar estas duas descrições dos campos.

Quando as funções de excitação tenham a forma senoidal, as equações de Maxwell podem ser transformadas, de tal forma, que a variação temporal seja separada das variáveis espaciais. Pode-se reescrever, por exemplo, o potencial vetorial magnético usando a notação de variável complexa, conforme Scott (1960):

$$A(t) = \text{Re} \left[ |A| e^{i\theta} e^{i\omega t} \right] \quad (14)$$

Esta expressão é equivalente à expressão (1), e é conhecida como expressão no domínio frequência.

Desta forma, a equação (12) se resume a:

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} \nabla \times A_C = -i\omega\sigma A_C - \sigma \nabla V_C \quad (15)$$

onde  $A_C$  é a amplitude do potencial vetorial magnético.

No caso do modelo do agitador eletromagnético, o valor de densidade de fluxo magnético normal à superfície externa é nulo. Calculado o valor de  $A$  pode-se obter  $\mathbf{B}$  e  $\mathbf{E}$ .

A presença de um campo elétrico dá origem às correntes induzidas nas regiões onde a condutividade elétrica é alta, ou seja, no molde de cobre e no aço líquido. A relação entre a corrente induzida e o campo elétrico é dada pela Lei de Ohm. Para um fluido em movimento a lei de Ohm diz que:

$$\mathbf{J} = \sigma_e [\mathbf{E} + \mathbf{u} \times \mathbf{B}] \quad (16)$$

O segundo termo à direita da equação deve-se ao movimento do aço líquido decorrente do campo magnético. O produto vetorial entre a velocidade do fluido e o campo magnético cria uma segunda corrente induzida, que tende a se contrapor à corrente gerada pelo campo elétrico. Esta segunda corrente induzida depende da velocidade do fluido, do campo magnético, da condutividade elétrica do fluido e da frequência do campo magnético. Para compreender melhor o significado deste termo no problema analisar-se-á a equação que descreve a variação de densidade de fluxo magnético.

Pode-se reescrever a variação da densidade de fluxo magnético como

$$\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} = \nabla \times (\mathbf{u} \times \mathbf{B}) + \eta_m \nabla^2 \mathbf{B} \quad (17)$$

Esta equação também é conhecida como equação de indução, onde

$$\eta_m = \frac{1}{\sigma_e \mu_m} \quad (18)$$

é chamado de difusividade magnética. O primeiro termo à direita da equação (17) corresponde ao transporte advectivo de B, enquanto que o segundo termo representa o transporte difusivo de B.

Se for feita uma análise dimensional destas equações, decorre o seguinte grupo adimensional,

$$\text{Re}_m = uL\sigma_e\mu_m \equiv uL/\eta_m \quad (19)$$

onde  $u$  e  $L$  correspondem, respectivamente, à velocidade e ao comprimento característico do sistema.  $\text{Re}_m$  é chamado de número de Reynolds magnético, que é a razão entre a advecção magnética e a difusão magnética. Quando o número de Reynolds magnético é pequeno, a difusão magnética predomina sobre o transporte advectivo, e a equação de indução pode ser simplificada para:

$$\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} = \eta_m \nabla^2 \mathbf{B} \quad (20)$$

Para este problema, o número de Reynolds magnético pode ser avaliado a partir das dimensões e velocidades envolvidas em um problema típico de agitação eletromagnética em moldes de lingotamento contínuo. Para um molde de seção 150mm, velocidade de rotação do fluido de 0,5 m/s e difusividade magnética de  $\eta_m = 0,897$ , número de Reynolds magnético fica em torno de  $N_{\text{Re},m} = 0,0836$ , ou seja,  $N_{\text{Re},m} \ll 1$  e portanto, sob estas condições, a equação em função de B pode ser desacoplada da equação de Navier-Stokes. O erro cometido ao se desconsiderar o termo de convecção também pode ser avaliado pela seguinte equação, segundo Li e Eidem (1999):

$$\text{erro}(\%) = \frac{u}{2\pi fL} \cdot 100 \quad (21)$$

Para este estudo são consideradas as seguintes dimensões e frequência:

$$L = 0,15 \text{ m}, u = 0,5 \text{ m/s}, f = 5\text{Hz}$$

$$erro(\%) = \frac{0,5}{2\pi \cdot 5 \cdot 0,15} \cdot 100 \cong 10,6\% \quad (22)$$

A densidade de força devido ao campo de força eletromagnético, também, chamada de força de Lorentz é dada por:

$$\mathbf{F}_b = \mathbf{J} \times \mathbf{B} \quad (23)$$

Na forma como está definida acima, a força tem unidade de  $\text{N/m}^3$ . Este termo força entra na equação de Navier-Stokes como um termo de força de corpo, assim como a força da gravidade.

Como já foi dito, o problema do campo variante no tempo com excitação senoidal tem a forma da equação (1):

$$X(t) = |X| \cos(\omega t - \theta) \quad (24)$$

Conseqüentemente, o produto vetorial  $\mathbf{J} \times \mathbf{B}$  terá a seguinte forma:

$$Y = Z \cos(2\omega t - \phi) \quad (25)$$

Para calcular o valor médio da força no tempo é necessário calcular as partes real e imaginária.

AC:  $\omega t = 0$

$$F_x^0 = J_y^0 B_z^0 - J_z^0 B_y^0 \quad (26)$$

$$F_y^0 = J_z^0 B_x^0 - J_x^0 B_z^0 \quad (27)$$

$$F_z^0 = J_x^0 B_y^0 - J_y^0 B_x^0 \quad (28)$$

AC:  $\omega t = 90$

$$F_x^{90} = J_y^{90} B_z^{90} - J_z^{90} B_y^{90} \quad (29)$$

$$F_y^{90} = J_z^{90} B_x^{90} - J_x^{90} B_z^{90} \quad (30)$$

$$F_z^{90} = J_x^{90} B_y^{90} - J_y^{90} B_x^{90} \quad (31)$$

A média temporal da função dada pela equação (25) é dada por:

$$\overline{F}_i = (F_i^0 + F_i^{90}) / 2 \quad (32)$$

onde  $i=x, y, \text{ ou } z$ . Estas componentes de força média do tempo são aplicadas na equação de movimento do fluido.

Os resultados do modelo eletromagnético foram enviados e aceitos para publicação no periódico internacional *IEEE Transactions on Magnetics* em 2002. Esta referência pode ser encontrada em Trindade *et al.* (2002).

### 2.2.2 Fluido-dinâmica

O livro de Julian Szekely (1979), na área de escoamento de metais líquidos, é uma excelente literatura pois trata de maneira clara e sucinta os fenômenos inerentes ao processo de produção de metais. O aço líquido, na temperatura média de 1500°C, se comporta como um fluido newtoniano. Em outras palavras, a tensão de cisalhamento é proporcional ao valor negativo do gradiente de velocidade onde a constante de proporcionalidade é a viscosidade. Esta relação entre velocidade e tensão de cisalhamento é a Lei de Newton para a viscosidade:

$$\tau_{yx} = -\mu \frac{du_x}{dy} \quad (33)$$

A unidade de viscosidade no sistema SI é  $\text{Ns/m}^2$  ou  $\text{kg/sm}$ . Unidades alternativas freqüentemente encontradas na literatura, são o *poise* ou o *centipoise*, onde,

$$1\text{P} = 0.1\text{Ns}/\text{m}^2 \quad (34)$$

Uma discussão mais aprofundada sobre a generalização da Lei de Newton para a viscosidade em três dimensões, também conhecida como Lei de Stokes para a viscosidade, pode ser encontrada no texto de Schlichting (2000).

As equações que regem este escoamento são provenientes do balanço de massa e do balanço de quantidade de movimento em um elemento de volume. Do balanço de massa surge a Equação da Continuidade e do balanço da quantidade de movimento a Equação de Movimento. Para a condição estacionária  $\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0$  a Equação da Continuidade é dada por:

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (35)$$

e a Equação de Movimento por:

$$\mathbf{u} \cdot \nabla (\rho \mathbf{u}) = -\nabla p + \mu \nabla^2 \mathbf{u} + \mathbf{F} \quad (36)$$

onde,  $\rho$  é a densidade,  $\mu$  é a viscosidade,  $p$  é a pressão,  $\mathbf{u}$  é a velocidade e  $\mathbf{F}$  representa as forças de corpo, como a gravidade e a força eletromagnética.

A Equação de Movimento para densidade e viscosidade constantes também é conhecida como Equação de Navier-Stokes.

Esta equação descreve um escoamento laminar, sem considerar o fenômeno de turbulência. Em geral, o escoamento no molde do lingotamento contínuo é turbulento, pelo menos na região da válvula submersa. A turbulência pode ser avaliada pelo número de Reynolds na válvula submersa:

$$\text{Re} = \frac{\rho u D_h}{\mu} \quad (37)$$

onde  $D_h$  é o diâmetro hidráulico da válvula submersa e  $u$  é a velocidade do fluido. Para um caso típico, de válvula submersa de furo único com diâmetro hidráulico de 0,032m e velocidade em torno de 0,5 m/s, o número de Reynolds fica em torno de  $\text{Re} = 16000$ , ou seja, o escoamento possui um caráter turbulento.

A turbulência do escoamento no resto do molde pode ser avaliada com o uso de um modelo de turbulência, que neste caso será o modelo  $k - \varepsilon$ , criado por Launder e Spalding (1974). Uma boa revisão do uso de diferentes modelos de turbulência no cálculo do escoamento em tarugos foi feita por Lan, Khodadadi e Shen (1997). Atualmente já existem modelos de turbulência que representam com mais fidelidade os efeitos de um escoamento rotacional devido ao uso de agitadores rotatórios, como mostra Pesteanu (2002).

O modelo de turbulência tem origem no conceito de Boussinesq para a viscosidade turbulenta. Esta tende a ser muito maior que a viscosidade laminar em regiões de alta turbulência. Em 1925, Prandtl propôs uma expressão para a viscosidade turbulenta. O modelo  $k - \varepsilon$  utilizado neste trabalho assume que a viscosidade turbulenta é dada por:

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (38)$$

onde  $k$  e  $\varepsilon$  são a energia cinética de turbulência e a taxa de dissipação da energia cinética de turbulência, respectivamente, e  $C_\mu$  é uma constante do modelo. As equações de transporte para estas duas variáveis são as seguintes:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u k) = \nabla \cdot (\Gamma_k \nabla k) + G - \rho \varepsilon \quad (39)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u \varepsilon) = \nabla \cdot (\Gamma_\varepsilon \nabla \varepsilon) + \frac{\varepsilon}{k} (C_1 G + C_2 \rho \varepsilon) \quad (40)$$

onde  $\Gamma_k$  e  $\Gamma_\varepsilon$  são os coeficientes efetivos de difusão para  $k$  e  $\varepsilon$ , respectivamente, dados por:

$$\Gamma_k = \mu_{eff} / \sigma_k \quad (41)$$

$$\Gamma_\varepsilon = \mu_{eff} / \sigma_\varepsilon \quad (42)$$

A viscosidade efetiva é dada pela soma da viscosidade laminar com a viscosidade turbulenta:

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (43)$$

Este termo também deve aparecer na equação de Navier-Stokes em lugar da viscosidade laminar.

Os termo  $\mathbf{G}$  que aparece nas equações (39) e (40) é dado por:

$$\mathbf{G} = \mu_t \frac{\partial \mathbf{u}_j}{\partial \mathbf{x}_i} \left( \frac{\partial \mathbf{u}_j}{\partial \mathbf{x}_i} + \frac{\partial \mathbf{u}_i}{\partial \mathbf{x}_j} \right) \quad (44)$$

Quando o problema fluido-dinâmico envolve a troca de calor, surge a equação de balanço de energia:

$$\mathbf{u} \cdot \nabla(\rho \mathbf{h}) = \nabla \left[ \left( \frac{k}{C_p} + \frac{\mu_t}{\sigma_h} \right) \nabla \mathbf{h} \right] \quad (45)$$

Os valores das constantes que aparecem nas equações (38), (40), (41), (42) e (45) são as mesmas utilizadas por Launder e Spalding (1974), onde  $C_\mu=0,09$ ,  $C_1=1,44$ ,  $C_2=1,91$ ,  $\sigma_k=1,0$ ,  $\sigma_\varepsilon=1,3$  e  $\sigma_h=0,9$ .

Para problemas envolvendo efeitos de empuxo, devido aos gradientes térmicos, a densidade do fluido é relacionada com o coeficiente de expansão térmico dado pela aproximação de Boussinesq, conforme Schlichting (2000):

$$\rho = \rho_0(1 - \beta(T - T_0)) \quad (46)$$

onde  $\rho_0$  e  $T_0$  são a densidade e a temperatura de referência. O valor de  $\beta$  foi assumido como sendo 0,0001, de acordo com a referência de Thomas *et al.* (1998).

O modelo  $k - \varepsilon$  só é válido para regiões de altos valores de Reynolds, ou seja, quando a viscosidade turbulenta é muito maior que a viscosidade laminar. Esta avaliação pode ser feita através do número de Reynolds turbulento, que é definido como:

$$\text{Re}_t = \frac{\rho k^2}{\mu \varepsilon} \quad (47)$$

Junto às paredes, o escoamento sofre uma brusca mudança de comportamento, saindo de um regime turbulento em seu núcleo, para um regime laminar junto às paredes. Para evitar a construção de malhas extremamente finas junto às paredes, criaram-se as chamadas funções de parede. Estas funções representam o perfil de velocidade em três regiões distintas: a subcamada laminar, a camada intermediária e a zona turbulenta. Na zona laminar o perfil de velocidade varia linearmente com a posição, ao passo que nas outras duas regiões esta variação é logarítmica. Detalhes a respeito destas funções podem ser encontrados na literatura especializada, conforme Szekely (1979).

### 2.2.2.1 Equações para o movimento das partículas

O movimento da inclusão ou partícula pode ser expresso por um balanço de forças:

$$m \frac{dU}{dt} = F \quad (48)$$

onde  $F$  é a força agindo sobre a partícula, e  $m$  é sua massa. A maior componente desta força é a força de arraste exercida pelo fluido. A força de arraste tem a seguinte forma:

$$F_D = \frac{1}{8} \pi d^2 \rho C_D |V_R| V_R \quad (49)$$

onde o fator de arraste é dado por

$$C_D = 24(1 + 0.15 \text{Re}^{0.687}) / \text{Re} \quad (50)$$

O número de Reynolds da partícula é definido por

$$\text{Re} = \frac{\rho |V_R| d}{\mu} \quad (51)$$

Onde  $d$  é o diâmetro da partícula,  $\rho$  e  $\mu$  são a densidade e a viscosidade do fluido, e  $V_R$  é a velocidade relativa entre as duas fases. As outras forças que são consideradas neste problema são:

A força devida ao gradiente de pressão

$$F_p = -\frac{1}{4} \pi d^3 \nabla P \quad (52)$$

onde  $P$  é a pressão da fase líquida;

A força de empuxo

$$F_B = \frac{1}{6} \pi d^3 (\rho_p - \rho) g \quad (53)$$

onde  $\rho_p$  é a densidade da partícula e  $g$  é a aceleração gravitacional.

Outro termo considerado neste cálculo é o termo de *Added Mass*. Este termo visa incluir os efeitos da partícula no fluido, de acordo com Szeleky (1979).

$$F_A = -\frac{1}{12} \pi d^3 \rho \frac{du}{dt} \quad (54)$$

Os efeitos da turbulência na trajetória das inclusões foram incluídos usando o modelo de Gosman e Loannides (1981).

### 2.2.3 Hipóteses assumidas para o modelo magneto-fluido-dinâmico

As seguintes simplificações foram assumidas para o modelo magneto-fluido-dinâmico:

- (a) O escoamento não influencia na densidade de fluxo magnético, isto é,  $u \times B = 0$ ;
- (b) A casca sólida formada na região do molde não foi considerada, uma vez que este modelo não leva em consideração o fenômeno de solidificação;
- (c) O molde foi considerado sem curvatura para o modelo eletromagnético, uma vez que esta pouco influencia na distribuição das forças magnéticas. A curvatura foi levada em conta no modelo fluido-dinâmico, pois tem forte influência no perfil de escoamento;
- (d) A camada de escória não foi considerada no modelo de escoamento;
- (e) Os efeitos térmicos no escoamento foram incluídos com o termo de empuxo pela aproximação de Boussinesq;
- (f) As partículas foram assumidas como sendo esféricas e com densidade constante. Efeitos de coalescência e colisão foram desconsiderados.

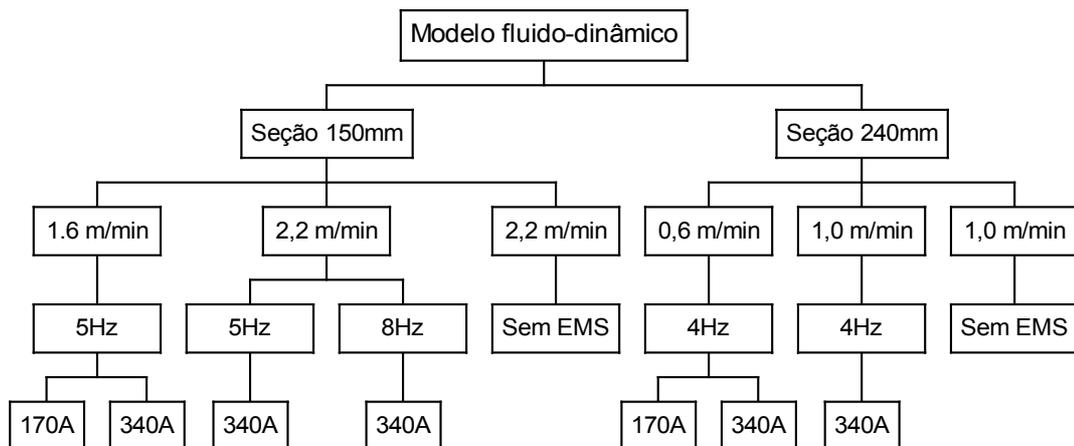
### 3. PARTE EXPERIMENTAL

#### 3.1 Procedimento Numérico

O procedimento numérico foi dividido em três partes uma vez que este problema envolve o uso de dois softwares com métodos de solução diferentes e ainda um código produzido no laboratório para fazer a ligação entre estes dois pacotes. O software Opera-3d/Elektra utiliza o método de elementos finitos e o CFX4 o método de volumes finitos. Maiores informações a respeito destes dois métodos podem ser encontradas na literatura, mais especificamente, Patankar (1980) e Maliska (1995) para o método de volumes finitos e Reddy (1984) para o método de elementos finitos.

O organograma abaixo mostra as condições de agitação (corrente e frequência) e de lingotamento (velocidade de lingotamento), que foram analisadas no modelo fluido-dinâmico. Também serão estudadas duas seções de molde: 150mm e 240mm. No total serão nove simulações envolvendo variação de seção, velocidade de lingotamento, frequência e corrente.

Os resultados serão apresentados sempre de forma comparativa. Por exemplo, para a seção 150mm será analisada a influência da velocidade de lingotamento para uma mesma condição de agitação. Outro exemplo é a comparação de diferentes condições de agitação fixando a velocidade de lingotamento. Este mesmo procedimento é repetido para a seção 240mm. Os valores de velocidade de lingotamento, corrente e frequência do agitador são baseados em valores usados na usina. Detalhes a respeito da localização dos planos e perfis são descritos junto aos resultados, a fim de facilitar a leitura e compreensão dos mesmos.



Organograma 1 – Casos estudados no modelo fluido-dinâmico.

### **3.1.1 Opera-3d/Elektra**

O procedimento numérico utilizado pelo Opera-3d/Elektra, para resolver o problema eletromagnético, baseia-se no método de elementos finitos. O método de Galerkin de resíduos ponderados foi utilizado. A malha do modelo possui cerca de 230.000 elementos na forma de hexaedros. Testes com até 400.000 elementos mostraram que os resultados não sofreram alterações significativas a partir de número de elementos usados neste modelo. Cerca de 6000 iterações foram necessárias para se obter um valor residual de  $1,0E-8$  com um tempo computacional de aproximadamente 7 horas. Os cálculos foram executados em um Pentium IV 1,4 GHz com 1GB RAM.

### **3.1.2 CFX-4**

O software CFX-4 usa o método de volume finitos para resolver as equações de Navier-Stokes. O acoplamento da pressão com a velocidade foi feito através do método SIMPLEC, criado por Van Doormal e Raithby (1984). O método de upwind para a interpolação foi aplicado e o sistema linear de equações foi resolvido pelo método AMG - Algebraic Multi-Grid. Foram usados fatores de sub-relaxação de 0,7 para todas as variáveis e 1,0 para a pressão. O critério de convergência foi de  $1E-6$  para o resíduo de massa. Cerca de 5000 iterações foram necessárias para garantir este valor residual. Os cálculos foram realizados em um Pentium IV 1,4 GHz com 1GB RAM.

### **3.1.3 Acoplamento Elektra-CFX4**

Para que os efeitos da força eletromagnética fossem considerados no cálculo de escoamento foi desenvolvido um programa em Fortran 90 que acopla os dois modelos. O acoplamento consiste nas seguintes etapas:

- Resolver o problema eletromagnético e criar um arquivo de saída com a malha (nós+elementos) e com as três componentes de densidade de força média no tempo calculadas no centro de cada elemento;
- Exportar a malha (nós+elementos) criada pelo Opera-3d/Elektra para o software de pré-processamento CFX4-Build, utilizado pelo CFX4. Tendo esta malha no CFX4-Build pode-se criar a malha de volumes finitos que será usada pelo processador, o CFX4-Solver;

- Dentro do CFX4-Solver existe uma sub-rotina que aplica as forças em cada volume da malha. Através do arquivo gerado no Opera-3d/Elektra com o campo de forças em cada elemento, criou-se um arquivo correspondente com o campo de forças para cada volume. Esta é a última etapa do acoplamento e, finalmente, o cálculo do escoamento pode ter início.

### 3.1.4 Pós-processamento

Os resultados numéricos foram visualizados nos softwares de pós-processamento de cada um dos programas. O software Enight 7.0 também foi utilizado para análise dos resultados de escoamento, pois possui uma grande variedade recursos de visualização e animação.

## 3.2 Condições iniciais e de contorno

### 3.2.1 Modelo Eletromagnético

No modelo eletromagnético, a condição inicial de excitação das bobinas deve ser aplicada, a fim de se obter um campo girante. Isto se dá através do uso de uma corrente alternada trifásica. No software Opera-3d são definidas geometricamente as doze bobinas e suas correspondentes densidades de corrente e ângulos de fase. A **Figura 17** mostra a disposição das bobinas em torno do núcleo de ferro e os sinais e ângulos de fase de cada uma. Cada duas bobinas representam uma fase, sendo que do lado oposto sempre existe um par com sentido de corrente contrário.

Este modelo faz parte de uma classe de problemas onde a fronteira não está limitada, e portanto, o ar que circunda o modelo (núcleo+bobinas+molde+aço) deve ser considerado. A quantidade ou dimensões do ar em torno do modelo deve ser tal que não altere os cálculos das variáveis de interesse nas regiões internas (núcleo+bobinas+molde+aço). Para este modelo a quantidade de ar considerada foi de 1m acima e abaixo do topo do molde. Nas laterais foi considerado cerca de 0,5 m a partir do ponto mais externo do modelo, ou seja, do núcleo de ferro. A condição de contorno de fluxo paralelo é aplicada na superfície externa do modelo (camada de ar). Esta condição força o fluxo de campo magnético a ter sua componente normal nula.

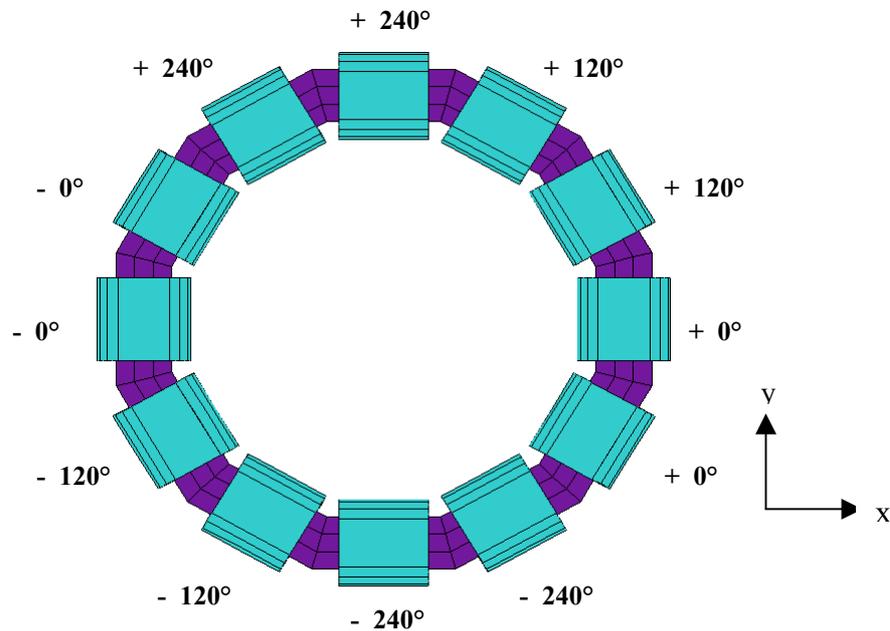


Figura 17 – Sinal e ângulo de fase das doze bobinas.

### 3.2.2 Modelo Fluido-Dinâmico

#### *Entrada*

Foi aplicado um perfil uniforme de velocidade  $u_{in}$ , no topo da válvula submersa, calculado a partir da velocidade de lingotamento e do diâmetro da válvula submersa. Um valor de temperatura na entrada foi aplicado baseado nas condições operacionais da máquina de lingotamento. Os valores iniciais de turbulência e dissipação da energia de turbulência foram calculados a partir das seguintes relações:

$$k_{in} = 1,5(I \cdot u_{in})^2 \quad (55)$$

$$\varepsilon_{in} = \frac{k_{in}^{1,5}}{0,3 \cdot D} \quad (56)$$

onde, respectivamente,  $I$  e  $D$  são a intensidade de turbulência e o grau de dissipação. O valor padrão para a intensidade de turbulência é 0,037, que correspondente a um percentual de 3,7%

da velocidade na entrada. O grau de dissipação é, em geral, igual ao diâmetro hidráulico da entrada, que, nesse caso, é igual ao diâmetro da válvula submersa.

#### *Paredes*

Nas paredes foi aplicada a condição de não escorregamento. A função logarítmica da parede foi utilizada para corrigir os valores de velocidade nos nós adjacentes às paredes, uma vez que o modelo de turbulência usado não vale nesta região.

Como a região pastosa não foi considerada neste modelo, um valor fixo de temperatura igual à temperatura de *liquidus* foi aplicado às paredes. Com este procedimento o limite do modelo fica restrito somente onde o aço é líquido e onde as variações de viscosidade laminar são desprezíveis.

#### *Superfície*

A superfície do escoamento, ou seja, a região do menisco, foi tratada como sendo plana e com tensão de cisalhamento nula. Na superfície foi aplicado fluxo de calor zero, ou seja, a escória foi considerada um isolante perfeito do ponto de vista térmico.

#### *Saída*

A saída do fluido é dada pela condição de contorno de Neumann. O gradiente normal de todas as variáveis é nulo, com exceção da velocidade que possui um gradiente constante. Este procedimento é equivalente a considerar o escoamento plenamente desenvolvido na saída.

#### *Partículas*

As inclusões foram injetadas pela válvula submersa e distribuídas homogeneamente ao longo da área da válvula. As inclusões possuem a mesma velocidade de entrada do fluido. A trajetória da inclusão é calculada até que a mesma pare em alguma região do molde, ou deixe o domínio do modelo. As partículas são totalmente refletidas pelas paredes.

Na página seguinte, a **Figura 18** mostra, em detalhe, a malha e a geometria do molde, com as regiões onde são aplicadas as condições de contorno descritas acima. A região de superfície está transparente para permitir a visualização da válvula submersa. A região de saída não aparece na figura pois sua visualização ficaria impossibilitada.

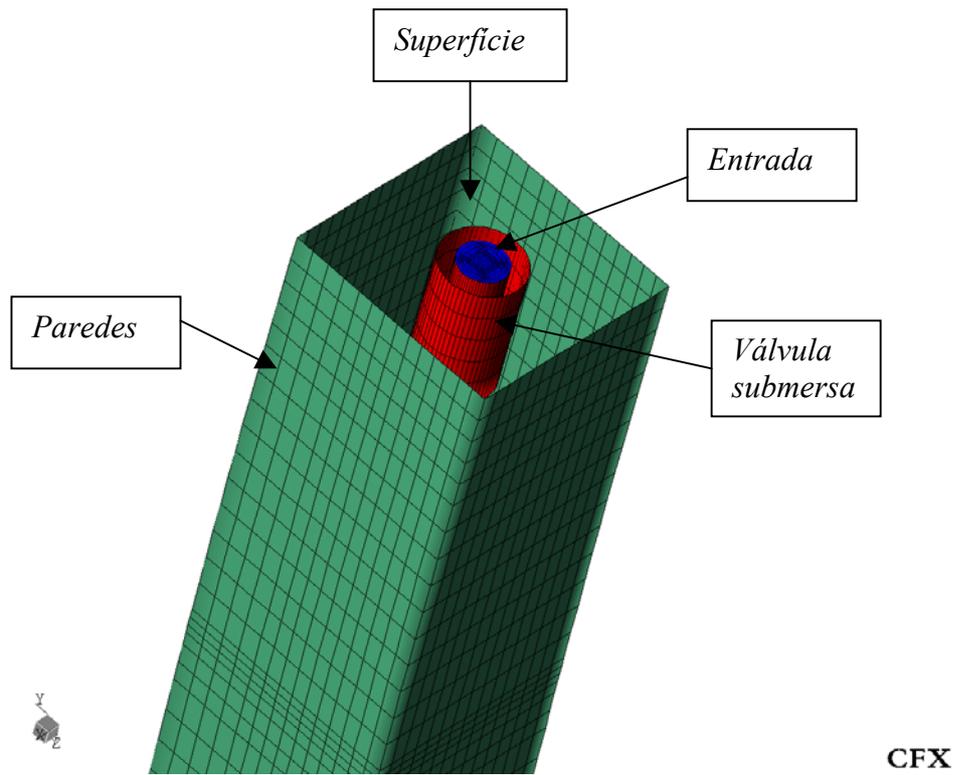


Figura 18 – Detalhe da geometria e malha do molde.

### 3.3 Resultados e Discussão

A apresentação dos resultados está dividida em duas partes: resultados do modelo eletromagnético e resultados do modelo magneto-fluido-dinâmico. O modelo eletromagnético será analisado com o auxílio de curvas, vetores e figuras da geometria, conforme descrito abaixo:

- Plano base do modelo eletromagnético; mostrar como o modelo em 3D foi construído;
- Geometria e malha do modelo em 3D;
- Perfil de densidade de fluxo magnético ao longo do eixo central do tarugo; comparação com medidas experimentais;
- Variação da densidade de fluxo magnético em função da corrente; comparação com medidas experimentais;
- Variação da densidade de fluxo magnético em função da frequência; comparação com medidas experimentais;
- Torque máximo em função da frequência; verificar se proporciona a velocidade máxima de agitação;
- Campo de força magnética ao longo da seção do tarugo; verificar o sentido de rotação promovido pelo agitador;
- Variação da densidade de fluxo magnético em função da condutividade elétrica da liga de cobre do molde; verificar a influência das propriedades magnéticas da liga de cobre usada no molde;
- Variação da densidade de fluxo magnético em função da temperatura do molde.

O modelo magneto-fluido-dinâmico, resultante do acoplamento do escoamento com a força de Lorentz, também será analisado por meio de vetores e curvas, conforme segue:

- Perfil de velocidade ao longo do tarugo;
- Campo de velocidade na região do menisco;
- Temperatura em planos de corte perpendiculares ao tarugo;
- Fluxo de calor ao longo do tarugo;
- Distribuição de inclusões ao longo da seção;
- Índice de remoção de inclusões.

### 3.3.1 Modelo eletromagnético

Detalhes da geometria e da malha do modelo eletromagnético estão dispostos nas **Figuras 19, 20, 21 e 22**. A **Figura 19** apresenta o plano base, usado para a construção da geometria em três dimensões do agitador eletromagnético. As dimensões são dadas em metros e as cores representam os diferentes materiais que constituem o modelo. Pode-se notar que a camada externa de ar se estende até meio metro de raio. Esta espessura, para a camada de ar, foi obtida fazendo-se testes de variação da espessura desta camada versus valores de densidade de fluxo magnético. Quando a variação dos valores calculados tornou-se desprezível, foi então determinado o diâmetro externo do modelo. A cor cinza escuro representa a região onde o material possui propriedades do ar. Em vermelho escuro está representado o cobre do agitador, em roxo, o núcleo de ferro, em laranja, o molde de cobre, e, em amarelo, o aço.

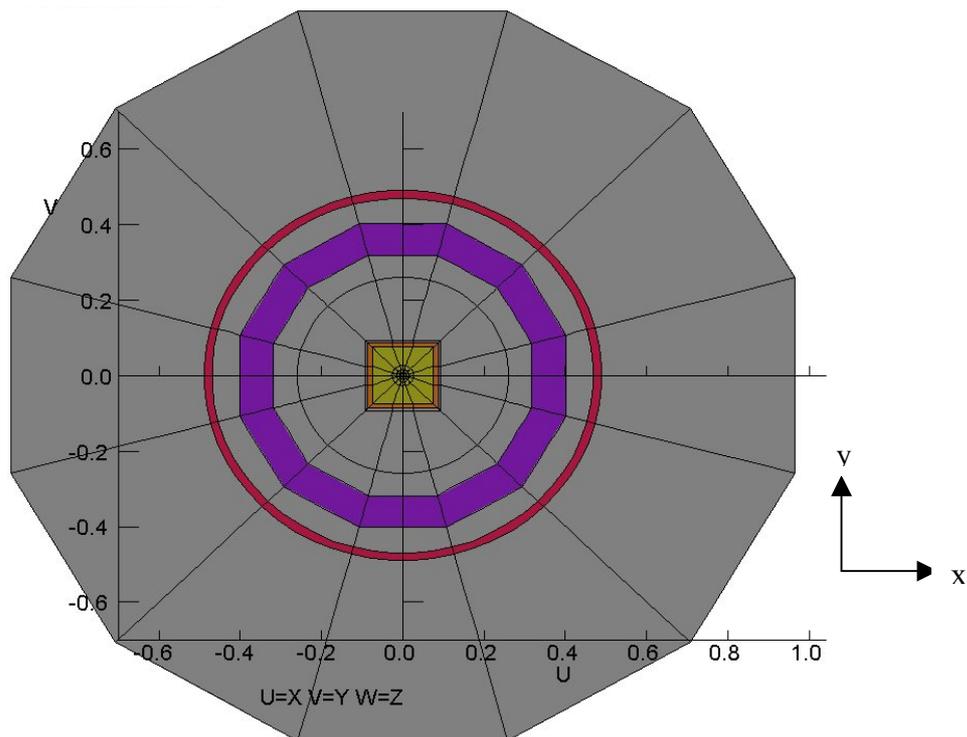


Figura 19 – Plano base para construção da malha tridimensional, dimensões em m. O eixo Z é perpendicular à página.

A **Figura 20** mostra o modelo e as extrusões feitas a partir do plano base. Este procedimento permite a construção do modelo em três dimensões a partir de um determinado plano.

Assim, como no plano base, existe uma camada de ar externo, nas extremidades do modelo também deve existir uma camada de ar. O valor mínimo da espessura desta camada ficou em torno de um metro.

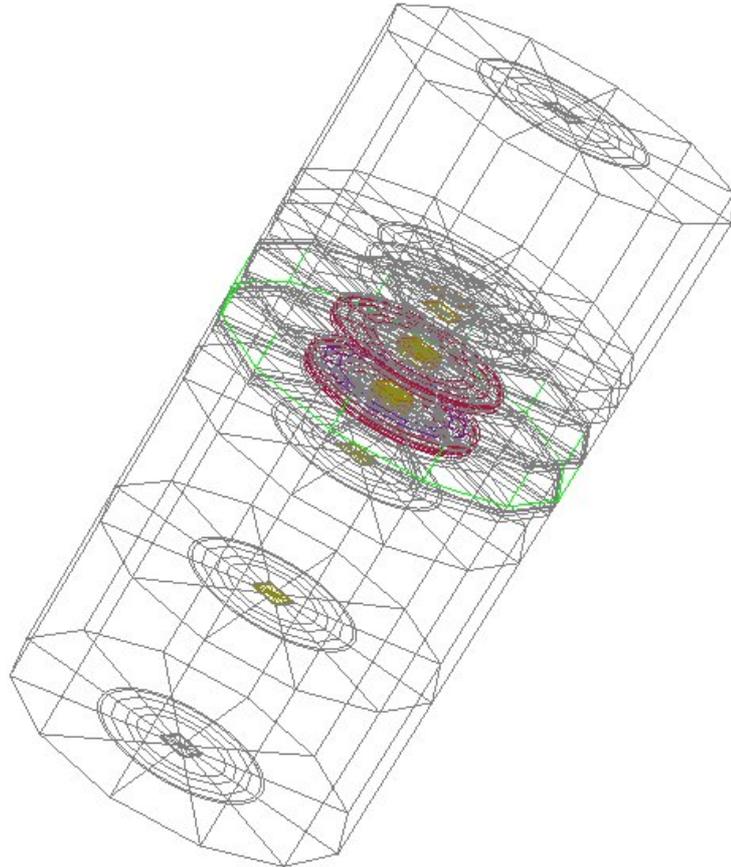


Figura 20 – Extrusões feitas a partir do plano base.

A **Figura 21** mostra, em duas perspectivas, as regiões onde foi usado o potencial vetorial magnético. Como os materiais cobre e aço são condutores elétricos, os mesmos devem ser tratados por meio do potencial vetorial, a fim de que os efeitos de correntes parasitas possam ser calculados. A única exceção é o núcleo de ferro do agitador, uma vez que a construção deste na forma de chapas finas minimiza os efeitos de correntes induzidas. Para o núcleo de ferro foi utilizado o potencial escalar total.

Nesta figura também é mostrado, em detalhe, o uso da blindagem de cobre existente dentro do agitador. A finalidade desta blindagem é focalizar o campo magnético numa região limitada do molde. Este efeito será analisado em detalhe nos próximos gráficos.

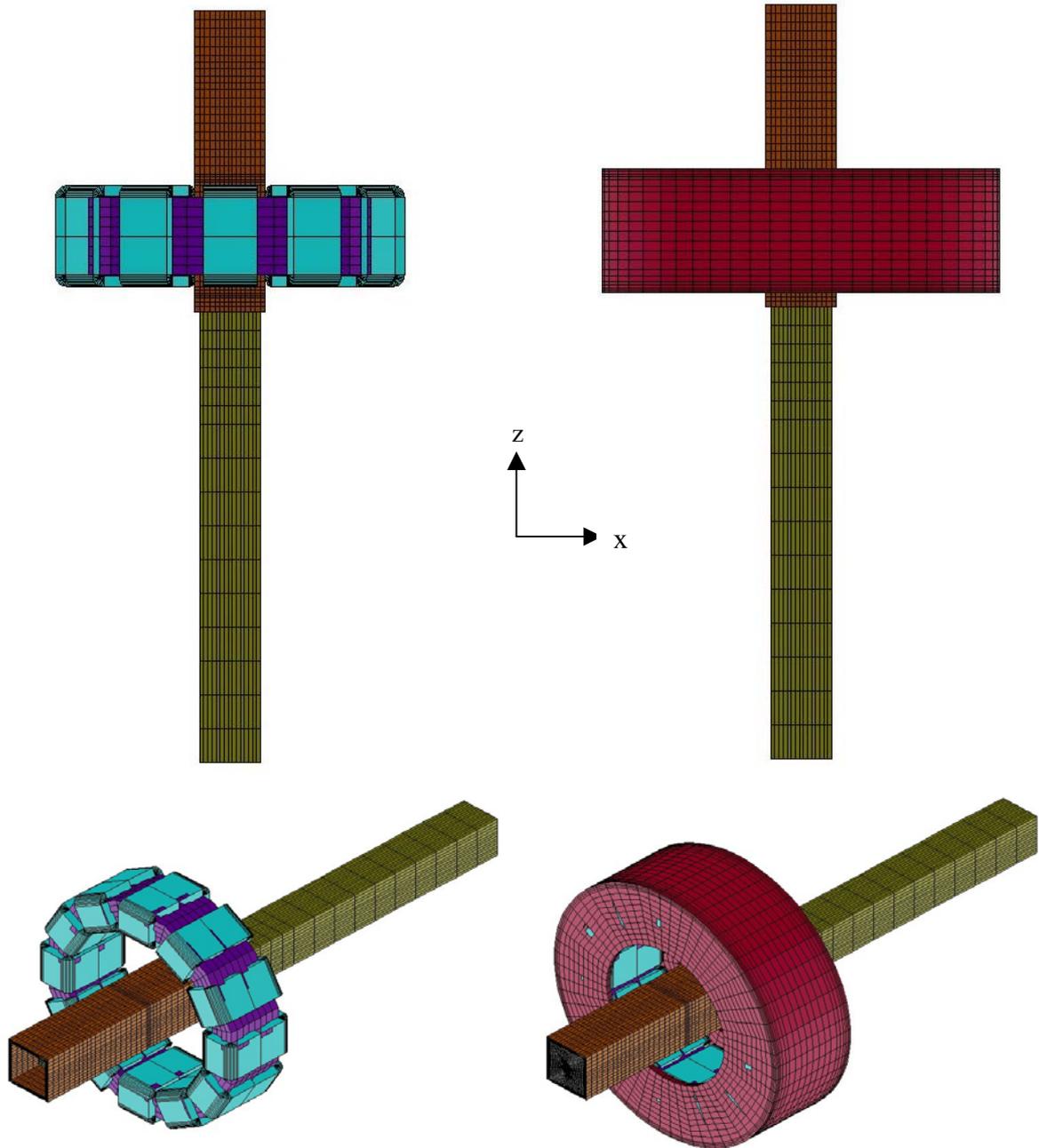


Figura 21 – Malha e materiais usados no modelo eletromagnético. Detalhe para a blindagem da cobre que circunda as bobinas.

Todas as regiões de ar foram tratadas com o potencial escalar reduzido, uma vez que os efeitos magnéticos e resistivos são desprezíveis. Para o caso do modelo a frio, ou seja, sem o aço, o ar que o substitui também foi tratado pelo potencial vetorial magnético, pois apresentou uma solução mais acurada. No caso do modelo a quente, o aço foi tratado pelo potencial vetorial magnético.

Na **Figura 22**, mostrada abaixo, nota-se a camada de ar que circunda o modelo. Nesta camada foi usada uma malha menos refinada, uma vez que não existe interesse nos valores de campo desta região. Este procedimento não acarretou perda na qualidade dos resultados.

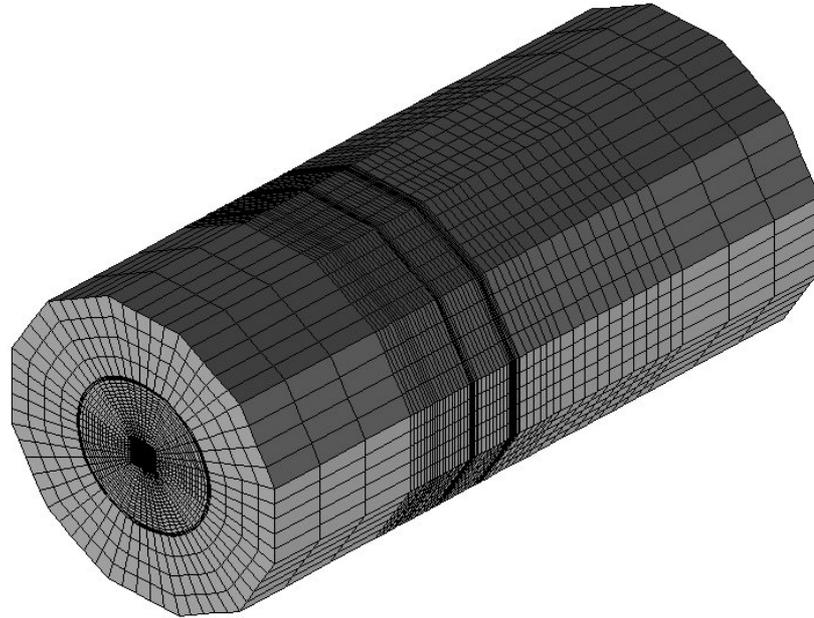


Figura 22 – Malha completa do modelo.

As condições de simulação e as propriedades dos materiais envolvidos no modelo eletromagnético estão dispostas na **Tabela 6**. O valor da permeabilidade magnética relativa ao vácuo é  $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ Henry} / \text{m}$ .

Tabela 6 – Propriedades magnéticas dos materiais.

Material	Condutividade elétrica (Ohm.m) <sup>-1</sup>	Permeabilidade magnética relativa
Núcleo de ferro (agitador)	$5,0 \times 10^5$	1000
Aço líquido	$7,14 \times 10^5$	1
Molde (T=150°C) IACS = 83%	$3,18 \times 10^7$	1
Molde (T=25°C) IACS = 83%	$4,72 \times 10^7$	1
Molde (T=150°C) IACS = 95%	$3,65 \times 10^7$	1
Blindagem de cobre (agitador)	$6,0 \times 10^7$	1

O IACS é o teor de cobre na liga do molde.

A densidade de corrente, que é usada como condição de excitação das bobinas, é calculada pela corrente aplicada, pelo número de espiras de cada bobina e pela área da seção de fio condutor de cada bobina. A relação entre estas grandezas é dada pela relação abaixo:

$$N \cdot I = J \cdot A \quad (57)$$

Onde  $N$  é o número de espiras,  $I$  é a corrente aplicada,  $J$  é a densidade de corrente e  $A$  é a área da seção dos fios condutores da bobina. O produto  $N \cdot I$  também é conhecido como força magnetomotriz.

Para o agitador em estudo,  $N = 48$ ,  $A = 0,00405m^2$ . A densidade de corrente pode ser, então, calculada para cada valor de corrente, porém a corrente que realmente passa pelas bobinas é a corrente eficaz que é a corrente *rms* multiplicada por  $\sqrt{2}$ . A **Tabela 7** abaixo mostra os valores de corrente usados na simulação.

Tabela 7 – Valores de corrente *rms* e as correspondentes densidades de corrente eficaz.

$I_{rms} (A)$	$J_{eficaz} \left( \frac{A}{m^2} \right)$
100	$1,67 \times 10^6$
170	$2,85 \times 10^6$
200	$3,35 \times 10^6$
340	$5,70 \times 10^6$

### 3.3.1.1 Densidade de fluxo magnético

Os resultados numéricos foram conferidos com dados obtidos diretamente dos agitadores utilizados na máquina de lingotamento contínuo, em operação numa usina siderúrgica. Para a coleta dos valores experimentais foram feitas medidas de densidade de fluxo magnético, utilizando-se um gaussímetro equipado com um sensor Hall. Foram coletados valores de uma das componentes de densidade de fluxo magnético ao longo do comprimento do molde e sempre com o sensor localizado no centro do molde. Uma série de medidas foram feitas pelos laboratórios LME – Laboratório de Máquinas Elétricas da Escola de Engenharia e LAM – Laboratório de Magnetismo do Instituto de Física, ambos da UFRGS, entre os anos de 1999 e 2002, tanto com o objetivo de avaliar o funcionamento dos agitadores como também para calibrar o modelo em estudo. Um gráfico com valores de quatro medidas de densidade de fluxo magnético é apresentado na **Figura 23**. Neste gráfico são representadas as medidas obtidas, independente dos veios e dos agitadores onde foram obtidos os valores. Este procedimento foi feito para a corrente de 340A/5Hz e para a seção de 150mm.

A **Figura 23** apresenta as curvas de densidade de fluxo magnético versus posição ao longo do molde para a corrente de 340A. Os valores de densidade de fluxo magnético são valores de pico para uma componente  $B_x$  ou  $B_y$ . Também é mostrada a curva calculada numericamente para fins de comparação.

O erro experimental é de aproximadamente 10%. As pequenas diferenças de  $B$  observadas, entre os três agitadores, foram causadas, provavelmente, por diferenças na construção das bobinas. Estas variações fazem com que o valor de  $B$  oscile entre 500 e 700 Gauss para uma corrente de 340A e frequência de 5Hz.

A **Figura 24** apresenta a mesma curva para a seção 240mm, com corrente de 340A e frequência de 4Hz. O resultado calculado numericamente também é mostrado para fins de comparação.

Em relação à seção 150mm, nota-se que a intensidade da densidade de fluxo magnético é menor para a seção 240mm devido à maior espessura do molde de cobre e também à maior área da seção. A densidade de fluxo magnético para a seção 150mm é 1,5 vezes maior do que para a seção 240mm.

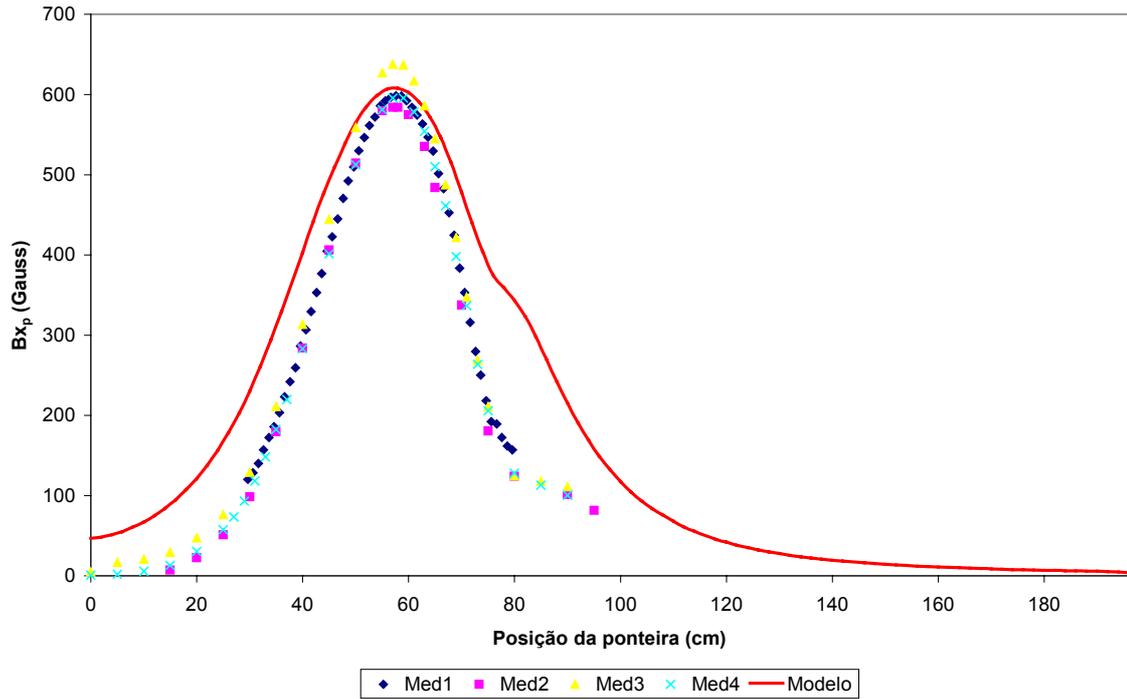


Figura 23 – Curvas de densidade de fluxo magnético ao longo do molde para a corrente de 340A-5Hz, seção 150mm, IACS 83%.

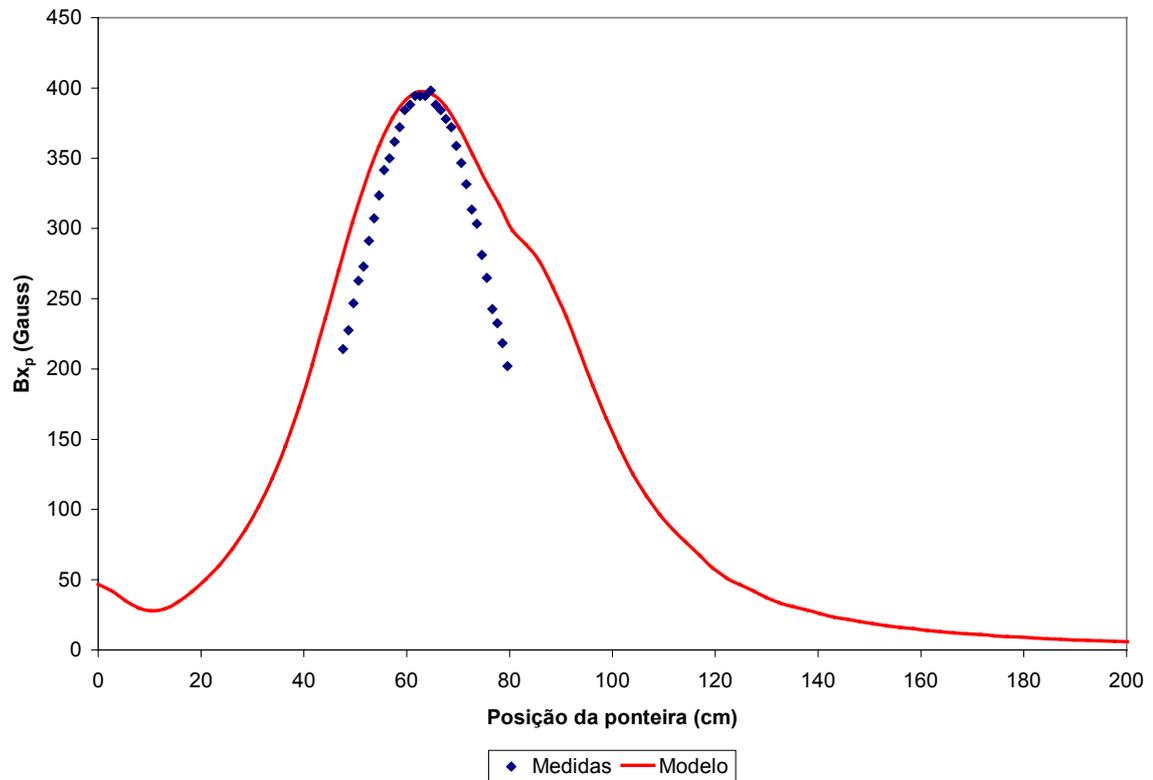


Figura 24 – Curvas de densidade de fluxo magnético ao longo do molde para a corrente de 340A-4Hz, seção 240mm, IACS 83%.

Em relação à **Figura 23**, comparando-se as curvas experimentais com a curva calculada numericamente, pode-se observar, que estas apresentam uma grande semelhança quanto às suas formas. O valor máximo da média das curvas experimentais ficou em torno de 605 Gauss, ao passo que, o valor máximo calculado numericamente ficou em 608 Gauss, ou seja, uma diferença de aproximadamente 0,5%. A pequena diferença em relação à forma mais aberta da curva modelada está, provavelmente, ligada ao material usado para blindar e direcionar o campo magnético. O coeficiente de correlação entre os valores calculados e medidos ficou em 0,97 quando observamos a forma da **Figura 23**.

A **Figura 21** mostra, em detalhe, a “blindagem” utilizada em torno das bobinas que, provavelmente, tem por finalidade concentrar o campo em uma região mais restrita do molde. Pequenas diferenças na geometria, espessura e propriedades magnéticas deste material podem alterar a forma da curva. As medidas utilizadas no modelo são aproximadas, bem como as propriedades magnéticas do material. A **Figura 25** mostra o campo produzido por um agitador, com e sem a “blindagem” de cobre interna. Nota-se que a blindagem produz um campo mais estreito e de intensidade um pouco inferior.

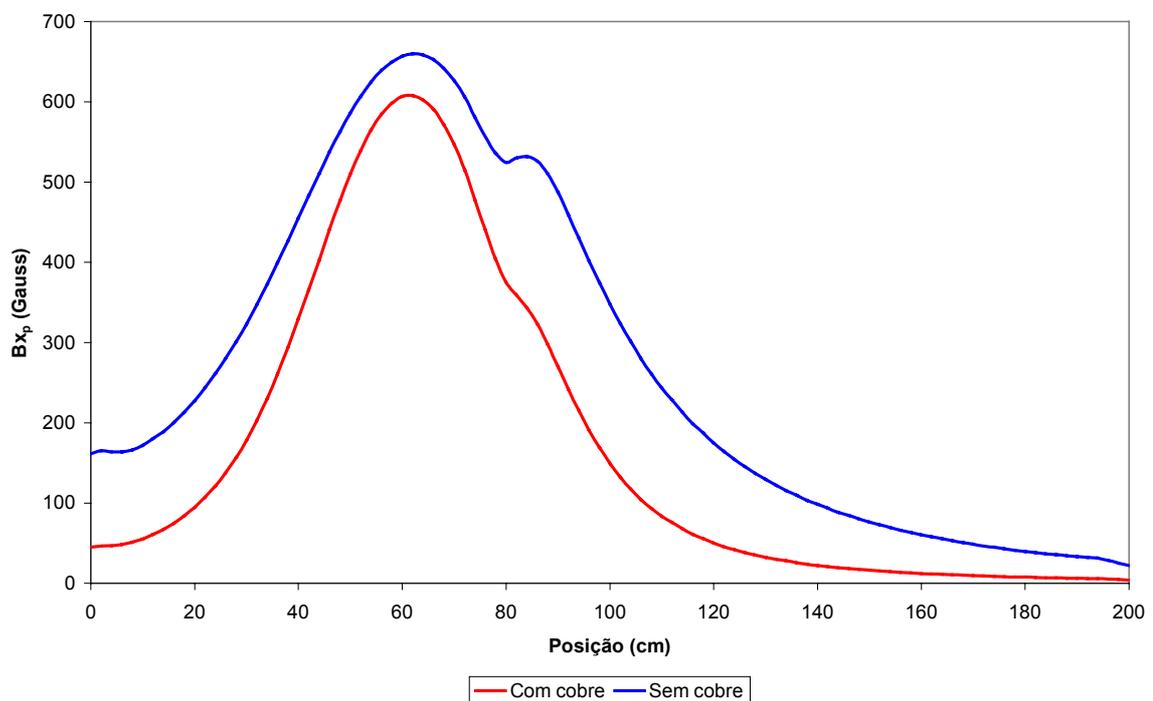


Figura 25 – Perfis de densidade de fluxo magnético para os modelos com e sem a blindagem de cobre: 340A, 5Hz e seção 150mm.

Com relação à **Figura 24**, nota-se também uma boa concordância entre os valores experimentais e calculados. Os valores de pico são muito próximos e a diferença aumenta junto às extremidades. Este comportamento pode ser explicado como no caso anterior.

Outra maneira de se verificar a reprodutibilidade do modelo é fixar o valor de corrente e variar a frequência do campo magnético. O que se espera é que o valor de campo diminua com o aumento da frequência, devido à atenuação provocada pelo cobre do molde. Esta atenuação está ligada ao efeito de *skin depth* ou profundidade de penetração do campo magnético. A profundidade de penetração do campo depende das propriedades do meio e da frequência do campo como mostra a expressão abaixo, segundo Ida e Bastos (1997):

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{f\pi\mu_0\sigma}} \quad (58)$$

onde  $f$  é a frequência,  $\mu_0$  é a permeabilidade magnética no vácuo e  $\sigma$  é a condutividade elétrica do material.

A **Figura 26** apresenta a variação dos valores de pico de densidade de fluxo magnético, em função da frequência, para um mesmo valor de corrente e seção 150mm. Neste gráfico observa-se o mesmo comportamento de queda dos valores máximos de densidade de fluxo magnético tanto para os medidos como para os calculados numericamente. Existe uma pequena diferença entre a curva imaginária, que os valores medidos seguem, e a curva calculada. Isto indica que o efeito de atenuação devido ao molde, no caso do modelo numérico, está mais acentuado. Dentre as prováveis razões estão o refinamento da malha da camada de cobre e as propriedades magnéticas do cobre consideradas no modelo.

No mesmo gráfico traçado para a seção 240mm, observa-se um comportamento semelhante, porém, com a forma exponencial mais pronunciada devida, provavelmente, à maior espessura do cobre desta seção. Ver **Figura 27**. Obs.: Os valores medidos na usina não foram feitos para esta seção nas diferentes frequências.

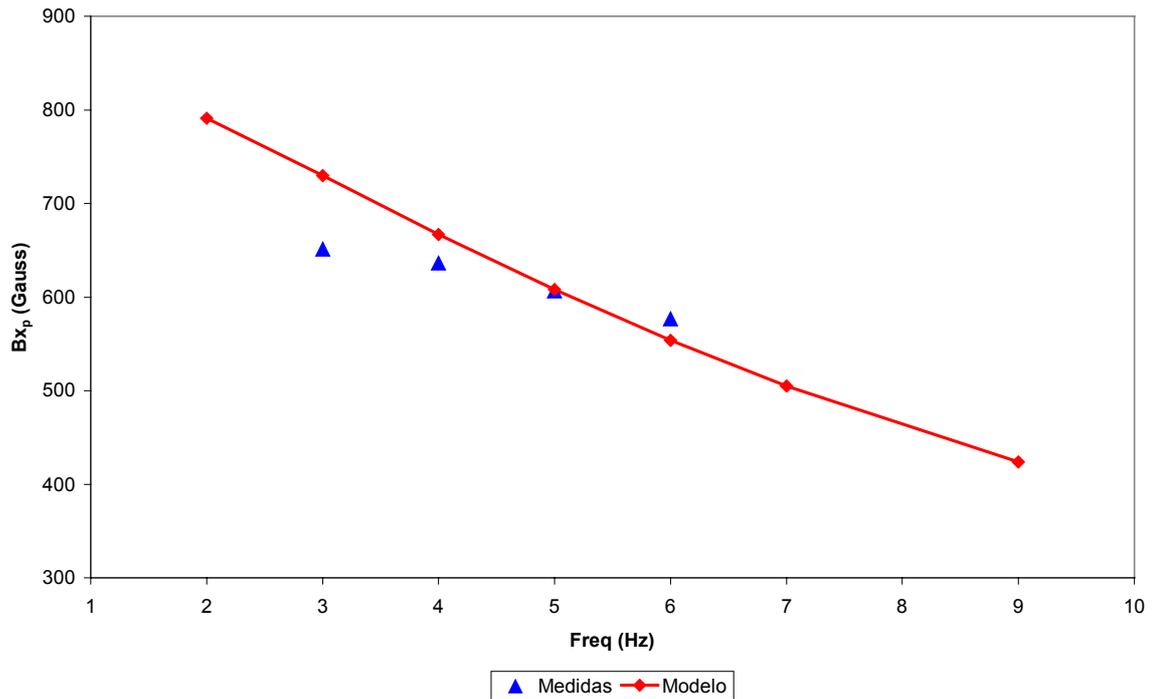


Figura 26 – Valores de pico de densidade de fluxo magnético em função da frequência do agitador eletromagnético para a corrente de 340A, seção 150mm, IACS 83%.

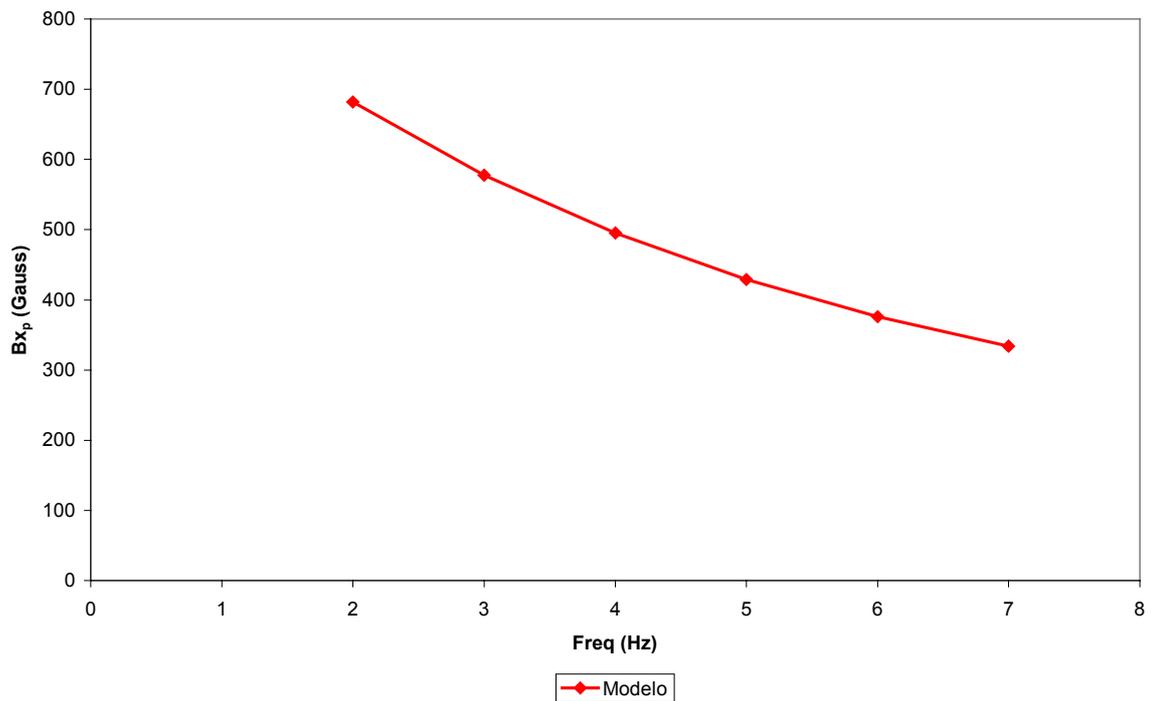


Figura 27 – Valores de pico de densidade de fluxo magnético em função da frequência do agitador eletromagnético para a corrente de 340A, seção 240mm, IACS 83%.

Ainda, com o objetivo de ajustar o modelo o mais fielmente possível aos agitadores da usina, foram feitas medidas de densidade de fluxo magnético variando a corrente e mantendo fixa a frequência. O que se esperava é que o campo decaísse com a queda da corrente, o que foi corroborado tanto pelas medidas como pelo modelo. A **Figura 28** mostra a boa concordância entre os valores medidos e calculados.

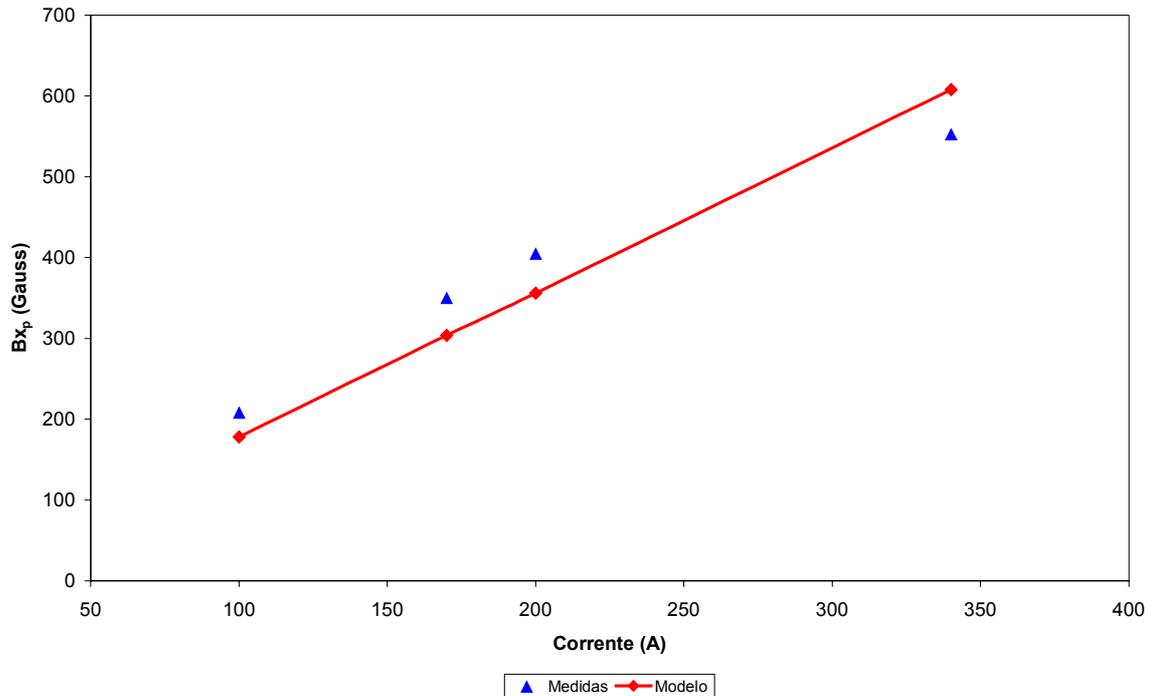


Figura 28 – Valores de densidade de fluxo magnético em função da corrente, seção 150mm, IACS 83%.

A relação linear entre a densidade de fluxo magnético e a corrente aplicada para um toróide é prevista pela teoria, segundo Resnick, Halliday e Krane (1996). Outros autores, como Alvarez de Toledo (1995) e Beitelman (1997), também já mostraram a relação de linearidade entre o campo magnético e a corrente aplicada para agitadores rotatórios.

Analisando a intensidade do campo magnético, em função da profundidade de penetração, era de se esperar que tais agitadores deveriam trabalhar com frequências baixíssimas, a fim de se obter um campo magnético maior. Porém, existe uma variável mais importante que o campo magnético, no que se refere à intensidade de agitação do fluido. Esta variável é o torque da força eletromagnética induzida no aço líquido. Em outras palavras, quanto maior a força junto às paredes, ou seja, o torque nesta região, maior a velocidade de rotação do líquido. Ocorre que o torque, ou a força eletromagnética junto às paredes, não

possui o mesmo comportamento àquele do campo magnético. O torque possui um valor máximo para uma determinada frequência, como mostra a **Figura 29**. Este gráfico mostra como varia a densidade de força junto às paredes em função da frequência de agitação. Pode-se observar que o torque máximo para a seção 150mm ocorre no intervalo de frequência entre 8Hz e 9Hz.

O mesmo gráfico é mostrado para a seção 240mm, ver **Figura 30**. Verifica-se que o máximo torque ocorre na frequência de 4Hz. Como se pode observar, a frequência ótima decresce com o aumento da seção. Este comportamento está de acordo com o encontrado na literatura, conforme Beitelman (1997).

A forma destas curvas pode ser explicada pelas soluções aproximadas para  $B$  e  $J$  em função da frequência. O campo magnético, ou a densidade de fluxo magnético possui a seguinte solução analítica aproximada:

$$B \approx K \exp^{-p\sqrt{f}} \quad (59)$$

onde  $K$  e  $p$  são constantes. Na constante  $p$  está incluída a espessura do material. Como a densidade de corrente é o rotacional do campo magnético, então a expressão aproximada para  $J$  é dada por:

$$J \approx -A\sqrt{f} \exp^{-p\sqrt{f}} \quad (60)$$

Como a força é o produto vetorial de  $J$  com  $B$ , então a forma aproximada para a força magnética é dada por:

$$F \approx M\sqrt{f} \exp^{-c\sqrt{f}} \quad (61)$$

O gráfico de  $F$  versus frequência tem a mesma forma nas **Figuras 29** e **30** apresentadas na página seguinte.

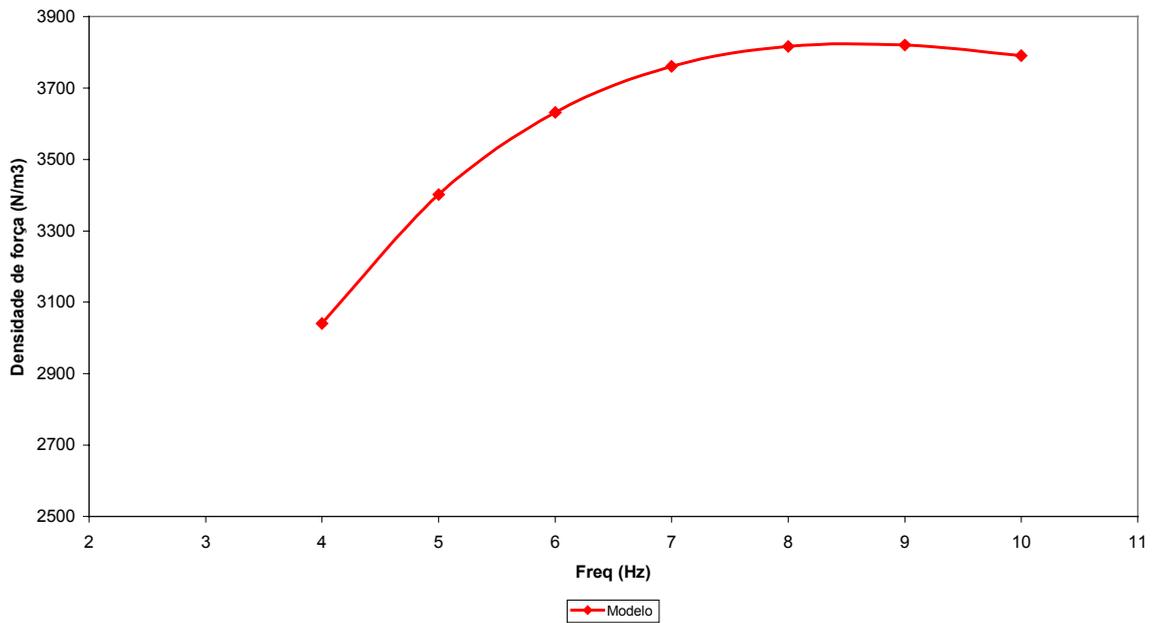


Figura 29 – Valores de densidade de força junto às paredes em função da frequência do agitador eletromagnético para a corrente de 340A e para a seção 150mm, IACS 83%.

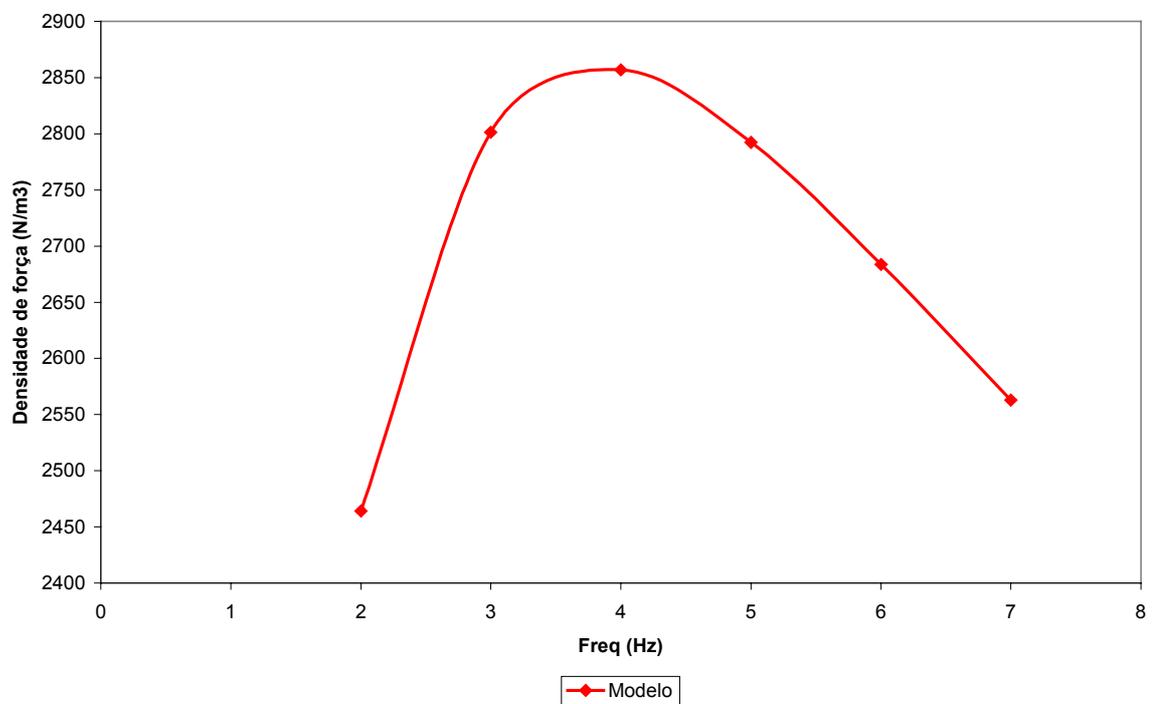


Figura 30 – Valores de densidade de força junto às paredes do molde em função da frequência do agitador eletromagnético para a corrente de 340A e para a seção 240mm, IACS 83%.

Outro ponto importante no estudo da eficiência dos agitadores está nas propriedades magnéticas do molde. Os moldes são feitos a partir de ligas de cobre com diferentes quantidades deste metal. A quantidade de cobre da liga é indicada pelo IACS, dado em %, como mostra a **Tabela 6**. O valor da resistividade em função do IACS e da temperatura é dado pela seguinte relação (fonte: ABB):

$$\rho = \frac{0,017241 \cdot [1 + 0,00393 \cdot (T - 20)]}{IACS \cdot 10000} \quad (62)$$

A **Figura 31** exemplifica bem a influência da liga de cobre no campo magnético dentro do molde. Quanto maior a quantidade de cobre na liga mais atenuado é o campo.

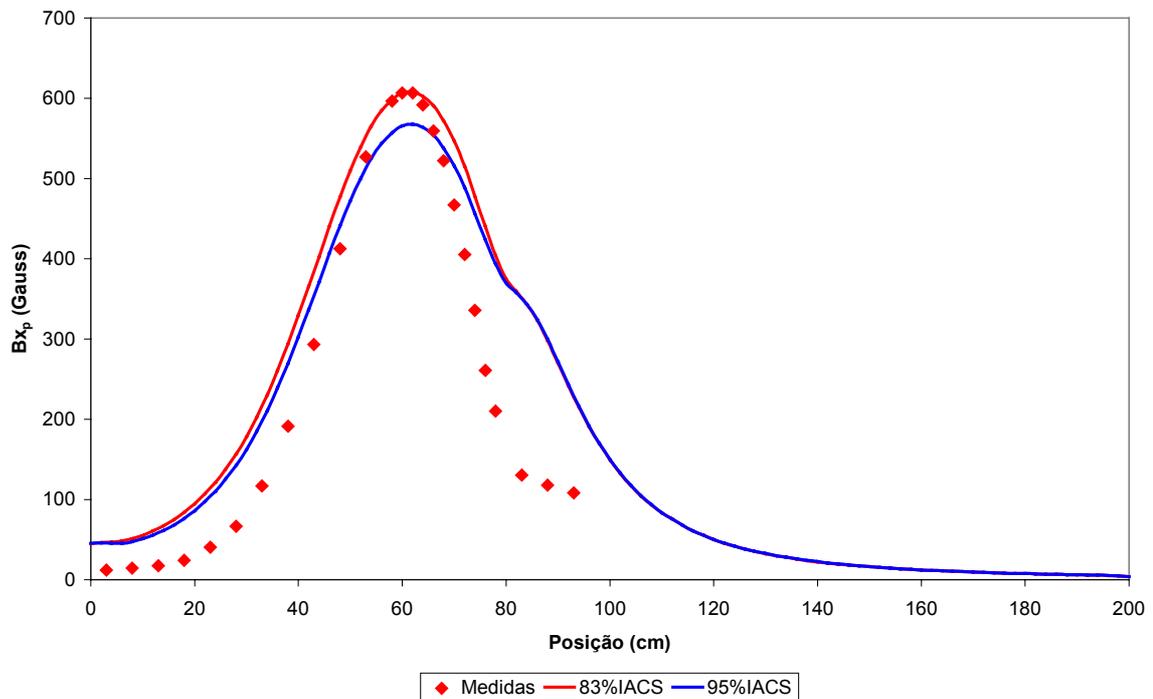


Figura 31 – Curvas de densidade de fluxo magnético em função do IACS, corrente de 340A-5Hz e seção 150mm.

Por sua vez, o aumento da temperatura faz com que a resistividade aumente, e, conseqüentemente, a condutividade diminua. Na prática isto fará com que o campo magnético durante o lingotamento contínuo, onde a temperatura do molde se situa em torno de 150°C,

aumente em relação ao campo medido a frio. A **Figura 32** mostra o quanto a densidade de fluxo magnético aumenta com o aumento da temperatura do molde.

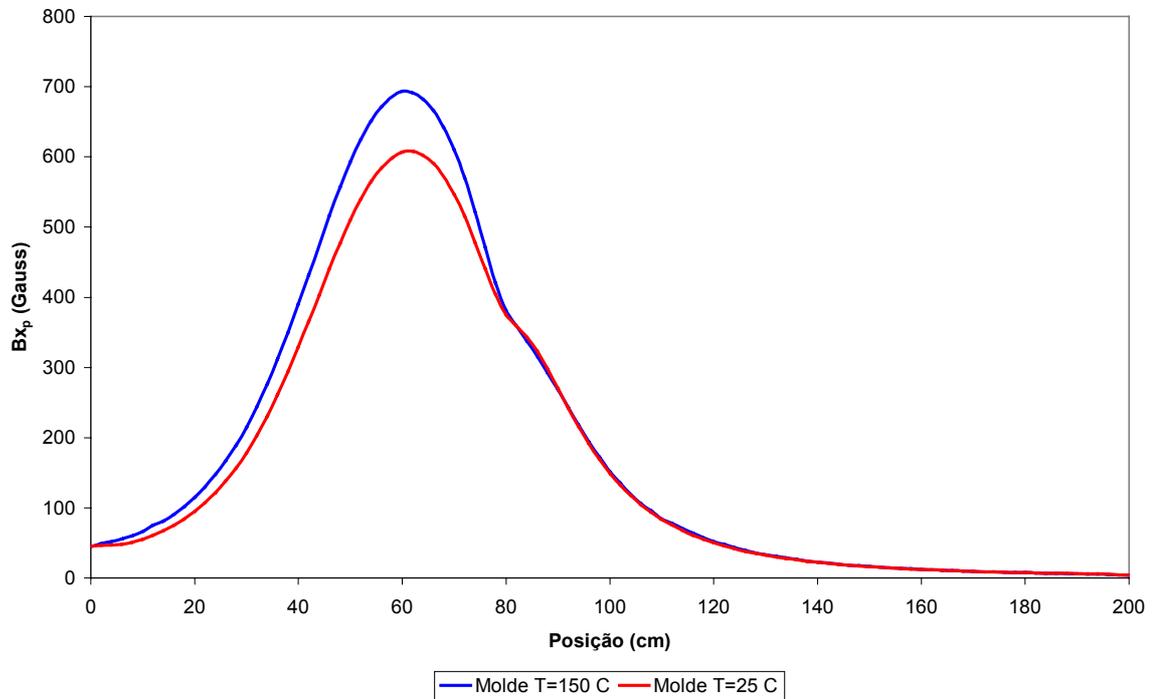


Figura 32 – Curvas de densidade de fluxo magnético versus temperatura do molde, corrente de 340A-5Hz e seção 150mm.

### 3.3.1.2 Campo de força

O campo de força, ao longo da seção do tarugo, indica o sentido de rotação do fluido. As figuras mostradas a seguir apresentam estes campos de forças, em  $\text{N/m}^3$ , para diferentes valores de corrente, frequência e nas duas seções em estudo, 150mm e 240mm.

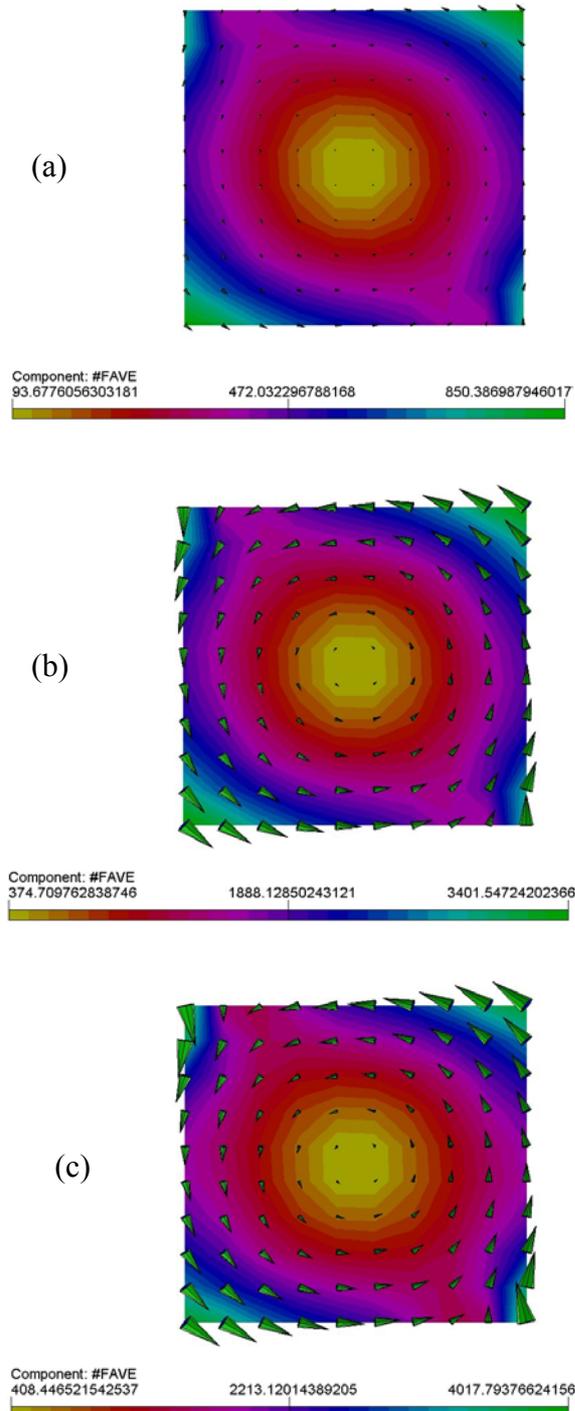


Figura 33 – Planos de corte com os vetores de força, em  $\text{N/m}^3$ , na região central do agitador, para a seção 150mm. (a) 170A 5Hz, (b) 340A 5Hz, (c) 340A 8Hz.

Comparando-se as **Figuras 33a e 33b**, observa-se que ao duplicar-se a corrente do agitador, a força resultante é multiplicada por 4. Ou seja, como o campo é proporcional à corrente, e a densidade de corrente também, a força acaba sendo proporcional ao quadrado da corrente. Beitelman (1997) mostra que o torque é proporcional ao quadrado do campo magnético que, por sua vez, é proporcional à corrente.

A **Figura 33c** mostra o quanto a força magnética aumenta com o uso da frequência ótima numa seção de 150mm. O aumento da frequência de 5Hz para 8Hz proporciona um aumento da força máxima, em torno de 18%.

A mesma análise entre força máxima e corrente aplicada é feita para a seção 240mm. Com a passagem da corrente de 170A para 340A, a força aumentou de  $714 \text{ N/m}^3$  para  $2858 \text{ N/m}^3$ , ou seja, foi multiplicada por um fator 4.

Uma característica interessante é observada nos campos de forças das **Figuras 33 e 34**. A força máxima está concentrada nas quinas superior direita e inferior esquerda das seções. Aparentemente, parece não haver lógica, uma vez, que a seção está no meio das doze bobinas do agitador. Porém, se for analisada a disposição das fases nas bobinas, notar-se-á que estas quinas estão sempre “apontadas” para um par de bobinas que estão em fase. Já as duas outras quinas, a superior esquerda e a inferior direita, estão “apontadas” para duas bobinas que não estão em fase. Isto faz com que estas últimas não recebam a mesma força das duas primeiras.

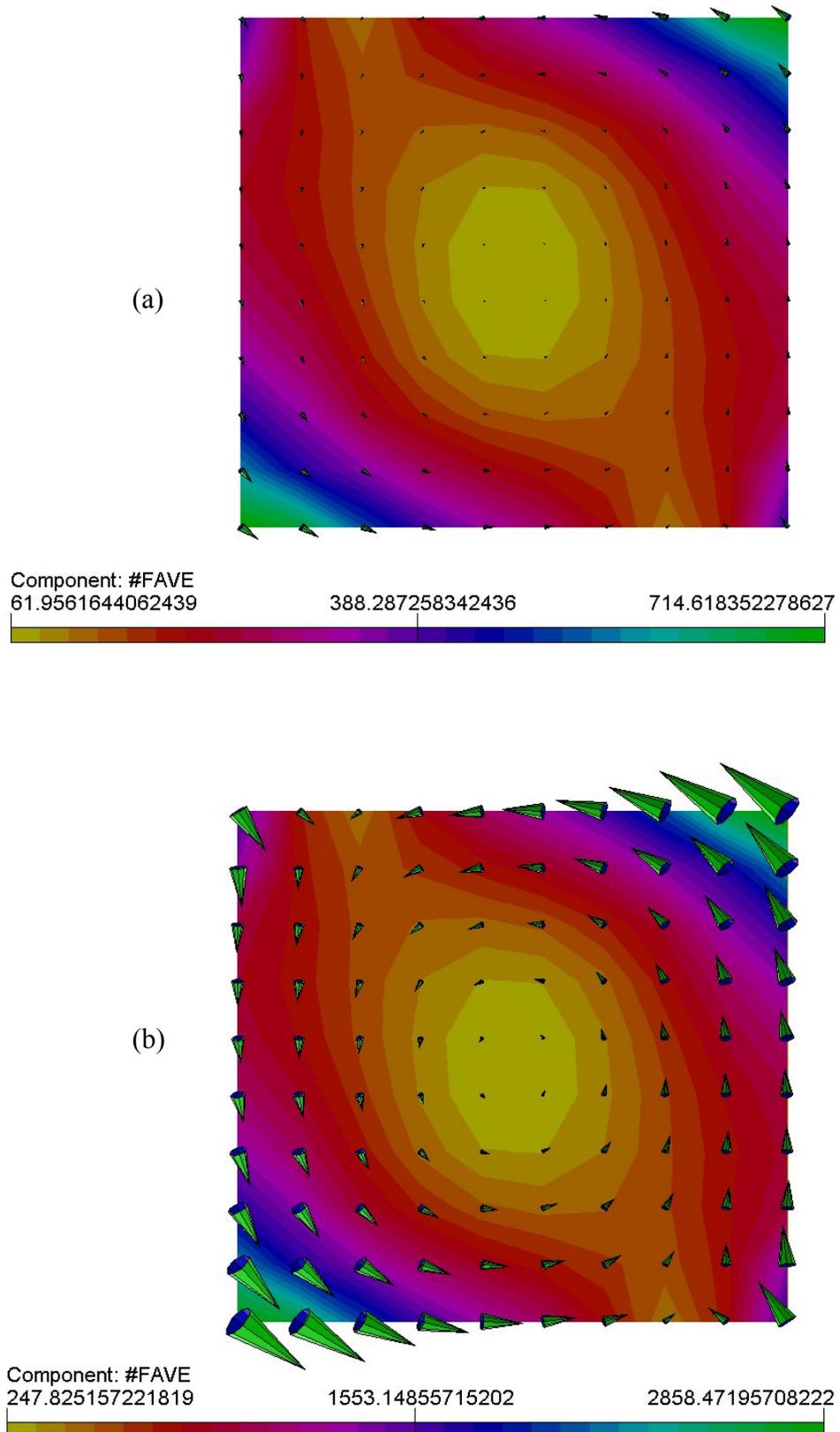


Figura 34 – Planos de corte com os vetores de força, em  $\text{N/m}^3$ , na região central do agitador, para a seção 240mm. (a) 170A 4Hz, e (b) 340A 4Hz.

### 3.3.2 Modelo fluido-dinâmico

Um dos objetivos desta tese está na previsão das trajetórias das inclusões dentro do molde sob a influência do agitador eletromagnético. A partir do cálculo do campo magnético, e das forças por ele geradas, pretende-se calcular o escoamento resultante deste acoplamento. E, finalmente, a partir do escoamento já calculado e convergido, serão introduzidas as partículas por meio do método de Lagrange.

O perfil térmico do escoamento no molde, sob influência do agitador eletromagnético, bem como os fluxos de calor junto à casca, também serão obtidos. Estas duas variáveis são importantíssimas para o desenvolvimento de um modelo para o estudo da solidificação, em fase de desenvolvimento.

Inicialmente serão apresentados os perfis de velocidade ao longo do comprimento do molde. Para a seção de 150mm serão calculados os perfis de velocidade em função da corrente do agitador, da frequência e da velocidade de lingotamento. Para a seção de 240mm, estes perfis serão obtidos apenas em função da corrente do agitador e da velocidade de lingotamento.

As propriedades físicas do aço líquido utilizadas nas simulações de escoamento, são apresentadas na **Tabela 8**. Os valores foram obtidos dos trabalhos de Huang, Thomas e Najjar (1992) e Ho, Chen e Hwang (1994).

Tabela 8 – Propriedades físicas do aço líquido.

Massa específica (kg/m <sup>3</sup> )	7000
Viscosidade absoluta (kg/m.s)	0,0062
Condutividade térmica (W/m.K)	26
Calor específico(J/kg.K)	680
Coefficiente de expansão térmica (K <sup>-1</sup> )	0,0001

### 3.3.2.1 Seção 150mm

#### 3.3.2.1.1 Perfis de velocidade

A **Figura 36** mostra o perfil de velocidade nas velocidades de lingotamento de 1,6 m/min e 2,2 m/min, frequência de 5Hz e correntes de 170A e 340A. O perfil foi obtido ao longo do comprimento do molde até 78 cm abaixo do menisco. Em relação à posição ao longo da seção, este perfil fica localizado, aproximadamente, na metade desta. A **Figura 35** mostra a localização do ponto P a partir do qual o perfil de velocidade foi obtido. Este mesmo ponto foi usado também para obtenção dos perfis de velocidade da seção 240mm.

A primeira, e mais clara informação deste gráfico, é a diferença entre as curvas para a corrente 340A e para 170A. Existe uma clara mudança do pico de agitação para uma região mais abaixo do centro do agitador, com o uso da corrente de 170A. Isto se deve, provavelmente, à predominância das componentes verticais de velocidade, oriundas do jato de entrada, sobre as componentes de rotação devidas ao agitador eletromagnético. O máximo de velocidade de rotação ficou em torno de 0,25 m/s.

Comparando as curvas para as frequências de 5Hz e 8Hz, nota-se que esta última produz uma velocidade de rotação um pouco maior, conforme era previsto pela curva de torque apresentada na **Figura 29** do capítulo anterior. O aumento da força máxima ficou em 18%, ao passo que a velocidade aumentou em torno de 4%, ou seja, o uso da frequência de 8Hz não acarreta um aumento significativo de velocidade.

Um resultado interessante ocorre quando do aumento da velocidade de lingotamento. Nota-se que, com o aumento da velocidade de lingotamento, o valor de pico de velocidade diminui. O efeito é o mesmo citado anteriormente, quando a componente do jato, proveniente da válvula submersa, “dilui” as componentes de rotação. Fica claro que a velocidade no menisco aumenta com o aumento da velocidade de lingotamento, e também com o aumento da corrente do agitador. Porém, a velocidade na região do menisco diminui com a frequência de 8Hz. Este fenômeno deve ser analisado mais detalhadamente, uma vez que não interessa somente o valor máximo da força, mas também sua distribuição ao longo do tarugo.

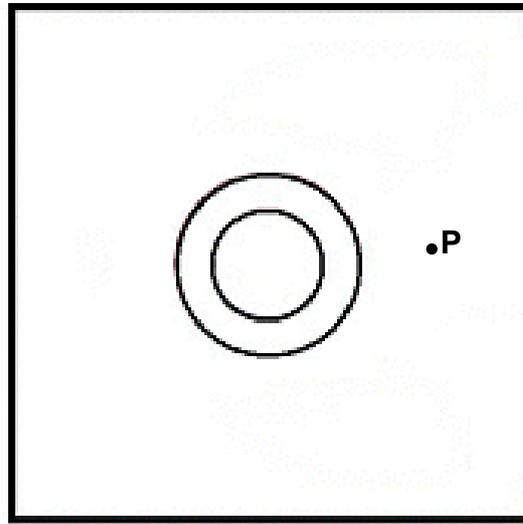


Figura 35 – Posição do ponto P a partir do qual o perfil de velocidade foi obtido.

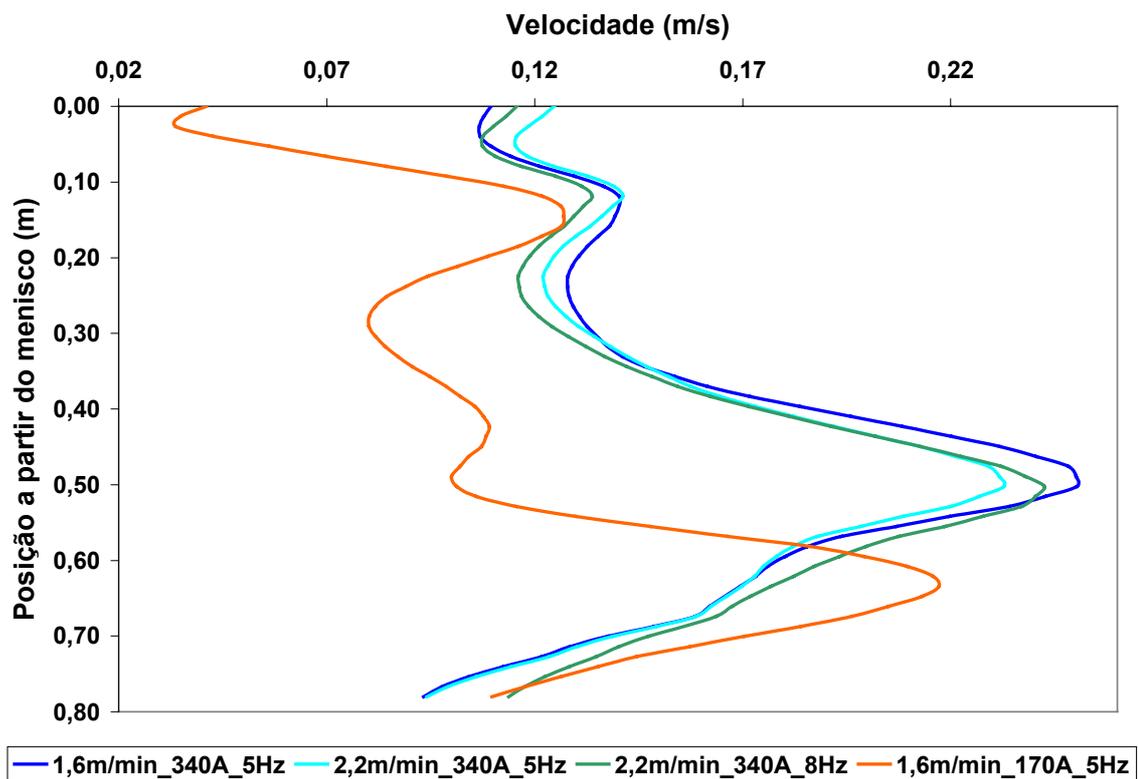


Figura 36 – Perfis de velocidade ao longo do tarugo em diferentes condições de agitação para a seção de 150mm.

### 3.3.2.1.2 Campo de velocidade

Um ponto de grande interesse, por parte da indústria, está em saber se o uso do agitador pode ou não causar uma agitação excessiva do menisco e, conseqüentemente, o arraste de escória. Analisando o campo de velocidade na região do menisco pôde-se avaliar, amparado em resultados experimentais, se as condições atualmente utilizadas na usina propiciam ou não o arraste de escória.

A **Figura 37** mostra o campo de velocidade para uma velocidade de lingotamento de 2,2 m/min, corrente de 340A e freqüência de 5Hz. Esta condição foi escolhida por apresentar as maiores velocidades no menisco, e conseqüentemente, por se tratar da condição mais crítica. A velocidade máxima, na região do menisco, para ocorrer arraste sem o uso do agitador para a seção 150mm, foi determinada por Freitas et al. (1999).

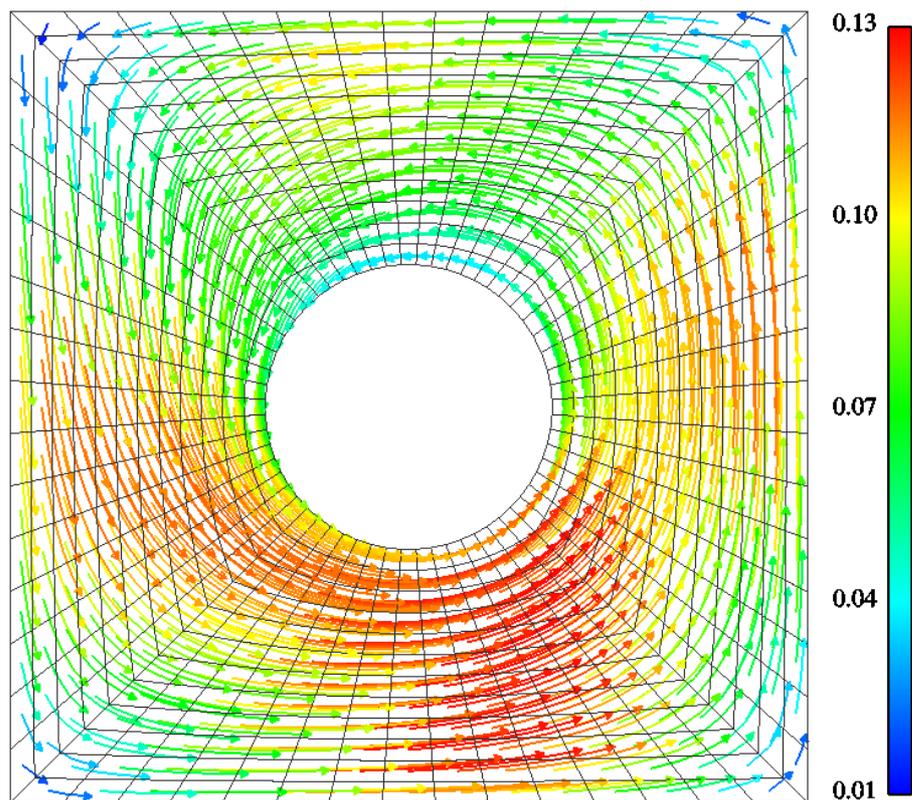


Figura 37 – Campo de velocidade, em m/s, na região do menisco com agitação eletromagnética para a seção de 150mm.

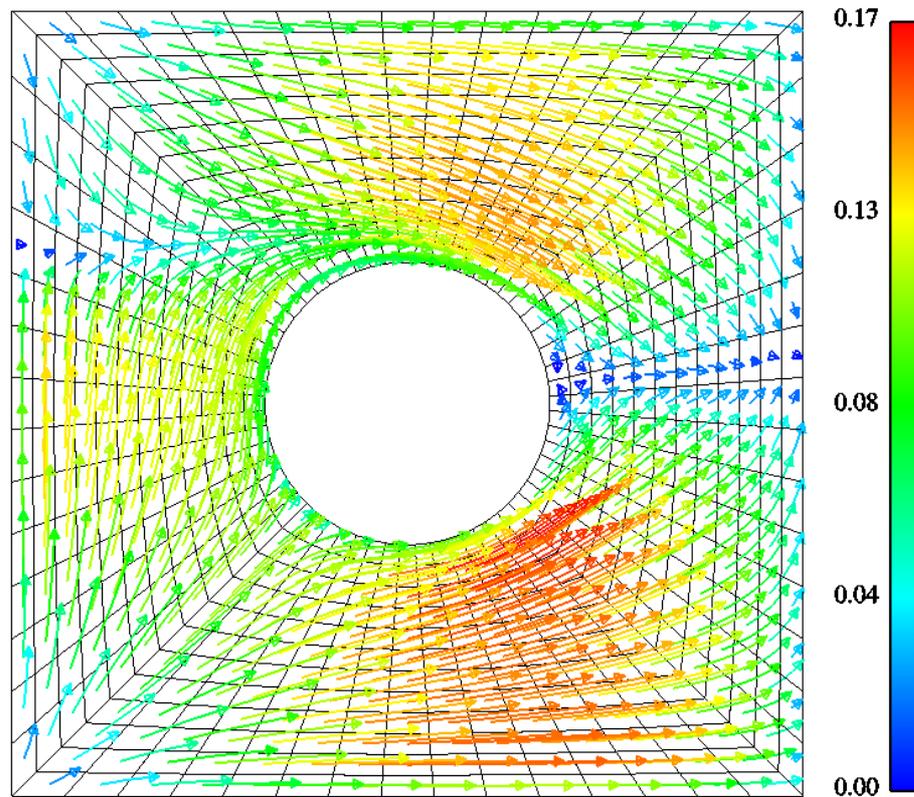


Figura 38 – Campo de velocidade, em m/s, na região do menisco sem agitação eletromagnética para a seção de 150mm.

A **Figura 38** mostra as velocidades na região do menisco para a condição de arraste. A velocidade de lingotamento para ocorrer o arraste, determinada via modelo físico sem uso do agitador eletromagnético, é de 4,25 m/min, aproximadamente. Como se pode notar, a velocidade no menisco atinge no máximo 0,17 m/s, acima, portanto, dos 0,13 m/s com agitador e velocidade de lingotamento de 2,2 m/min.

Portanto, o uso do agitador nas condições atuais da usina, não propicia o arraste de escória. Obviamente, estas são condições estáveis, onde qualquer alteração pode provocar perturbações no menisco e, como consequência, poderá ocorrer o arraste de escória.

### 3.3.2.1.3 Perfis de temperatura

O perfil térmico do aço líquido no molde, com e sem campos magnéticos, é de fundamental importância para a compreensão do fenômeno de solidificação e da sua influência na agitação eletromagnética. Para avaliar o perfil térmico foram escolhidas duas velocidades de lingotamento, 1,6 m/min e 2,2 m/min, temperatura de lingotamento de 1550°C e temperatura de *liquidus* de 1500°C. Para analisar o efeito da agitação eletromagnética, o agitador foi alimentado com correntes de 170A e 340A e frequências de 5Hz e 8Hz.

A **Figura 39** mostra os perfis de temperatura ao longo de uma linha que corta a seção pela metade. Este plano da seção está localizado a 80cm abaixo do topo do molde. Em laranja é apresentado o perfil de temperatura sem a influência da agitação eletromagnética. A temperatura é cerca de 6°C maior do que aquela com agitação eletromagnética de 340A, representada pela linha verde escura. Isto demonstra como o agitador reduz a temperatura do banho e, conseqüentemente, o gradiente térmico entre as paredes e o centro do tarugo.

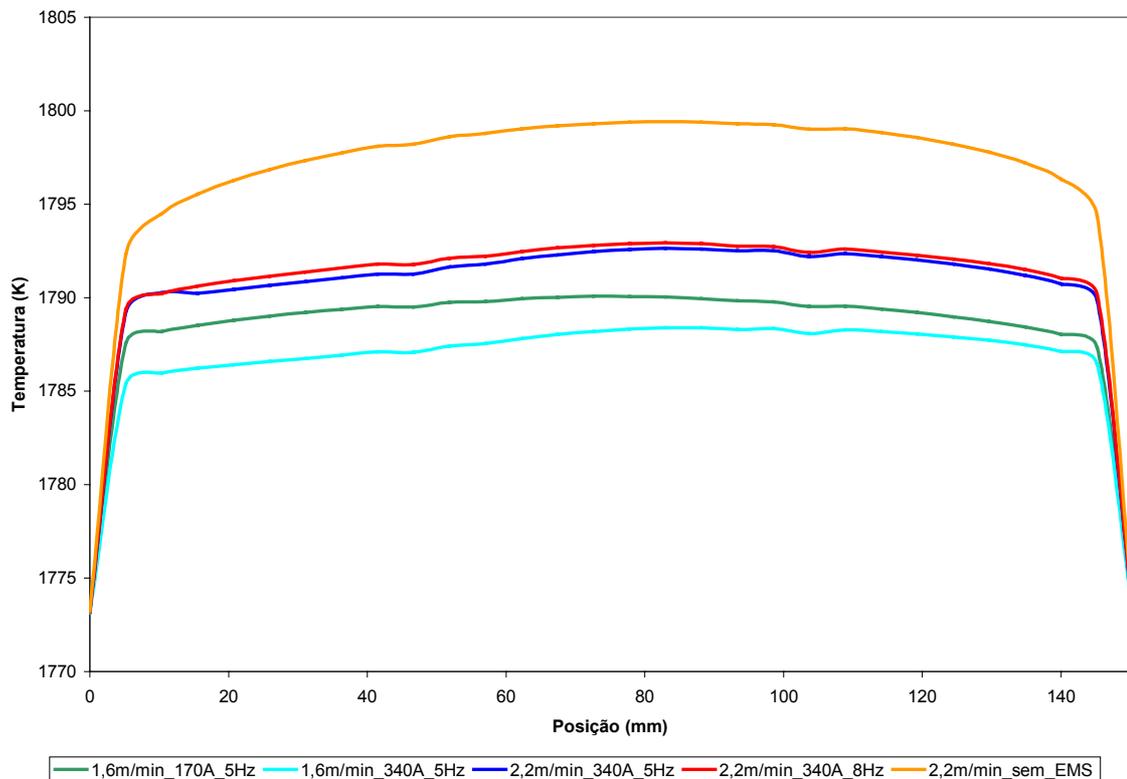


Figura 39 – Perfil térmico, ao longo da seção 150mm, no final do molde (Z = 80 cm), sob diferentes condições de lingotamento e agitação eletromagnética.

Esta diminuição do gradiente térmico também está ligada ao efeito da turbulência no escoamento. A turbulência aumenta a condução térmica, ou seja, a condutividade térmica é agora descrita pela condutividade térmica efetiva, que depende das condições do escoamento. É a mesma aproximação que se faz para a viscosidade do fluido, onde a viscosidade efetiva é a soma da viscosidade laminar mais a viscosidade turbulenta, sendo que esta depende das condições de escoamento. Poirier e Geiger (1994) descrevem o fluxo de calor pela lei de Fourier para escoamentos turbulentos de acordo com a seguinte equação:

$$\mathbf{q} = -\mathbf{k}_{eff} \nabla T \quad (63)$$

onde  $\mathbf{k}_{eff}$  é a condutividade térmica efetiva expressa por:

$$\mathbf{k}_{eff} = \mathbf{k} + \mathbf{k}_t \quad (64)$$

onde  $\mathbf{k}$  é a condutividade térmica do fluido  $\mathbf{k}_t$  é a condutividade térmica turbulenta do mesmo. A condutividade térmica do fluido depende das condições de escoamento de acordo com a expressão abaixo:

$$\mathbf{k}_t = \frac{C_p C_\mu \rho K^2}{\varepsilon} \quad (65)$$

onde  $C_p$  é o calor específico,  $C_\mu$  é uma constante do modelo de turbulência,  $\rho$  é a densidade do fluido,  $K$  é a energia de turbulência e  $\varepsilon$  é a taxa de dissipação da energia de turbulência.

Os autores também referem que os gradientes térmicos em escoamentos turbulentos de metais são reduzidos e apresentam perfis mais suaves, o que confirma o observado pelos modelos apresentados nessa tese.

Ainda na **Figura 39**, nota-se que o aumento da corrente do agitador, mantendo a velocidade de lingotamento constante, provoca uma redução na temperatura de aproximadamente de 2°C. Quando a velocidade de lingotamento é aumentada e a corrente do agitador é mantida constante, a temperatura aumenta. O aumento da frequência de 5Hz para 8Hz não provocou um decréscimo de temperatura, embora produza uma velocidade de agitação um pouco maior nesta região.

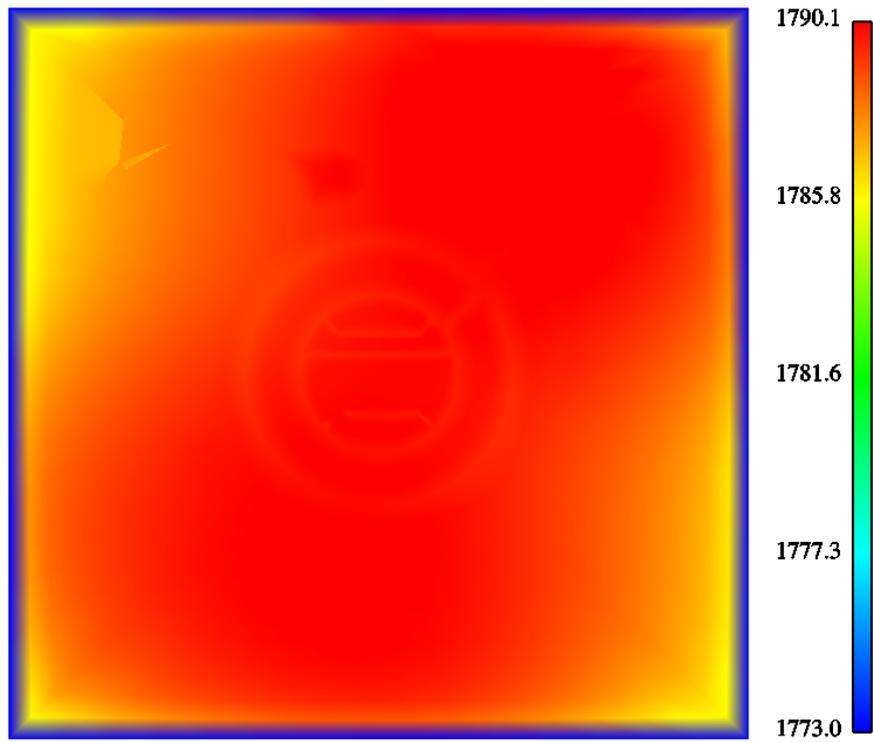
Nos perfis térmicos também se observa uma inclinação mais elevada do perfil junto à parede direita devido à curvatura do molde, lembrando sempre, que o raio interno de curvatura está no lado esquerdo das figuras.

A seguir serão analisados os resultados apresentados, na forma de mapas térmicos, em cortes transversais da seção. Todos os cortes são planos perpendiculares ao comprimento do molde, e localizam-se a 80 cm abaixo do topo de molde, ou seja, no final do molde.

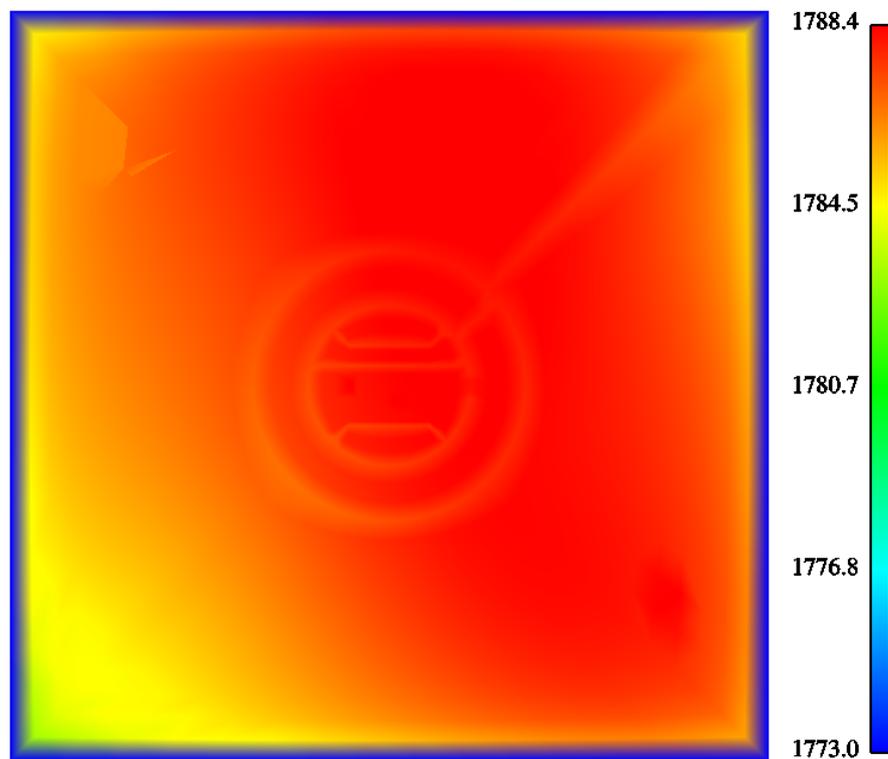
Na **Figura 40** são mostrados dois planos para duas condições de agitação: 170A e 340A. O que se observa é uma melhor distribuição da temperatura ao longo da seção para a corrente de 170A. À primeira vista isto parece contraditório, pois, se espera que uma agitação maior produza uma homogeneidade térmica melhor. A explicação está nos perfis de velocidade da **Figura 36**. Nessa figura se nota que o máximo de agitação, para a corrente de 170A, ocorre justamente na região final do molde. O real efeito da maior agitação está no decréscimo de temperatura, em torno de 2°C, quando a corrente foi duplicada.

No segundo caso foi analisada a influência de frequência para uma velocidade de 2,2 m/min e corrente de 340A. Na **Figura 41** são mostrados os planos para dois valores de frequência: 5Hz e 8Hz. Observa-se uma diferença muito pequena no mapa térmico, indicando que o aumento da frequência não traz melhorias significativas quanto à distribuição térmica.

É importante salientar que os valores de temperatura calculados não foram ainda validados com dados experimentais. Isto se deve à grande dificuldade em se obter valores de temperatura do aço líquido na região do molde. Uma forma indireta de medida do resfriamento provocado pelo agitador pode ser feita pela temperatura da água de refrigeração do molde.

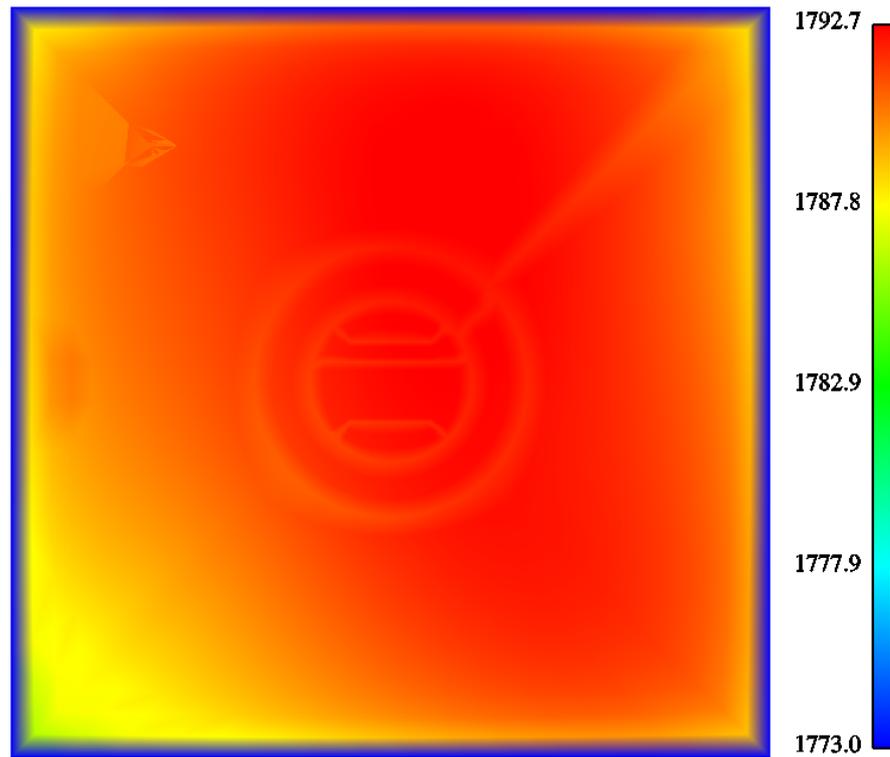


(a)

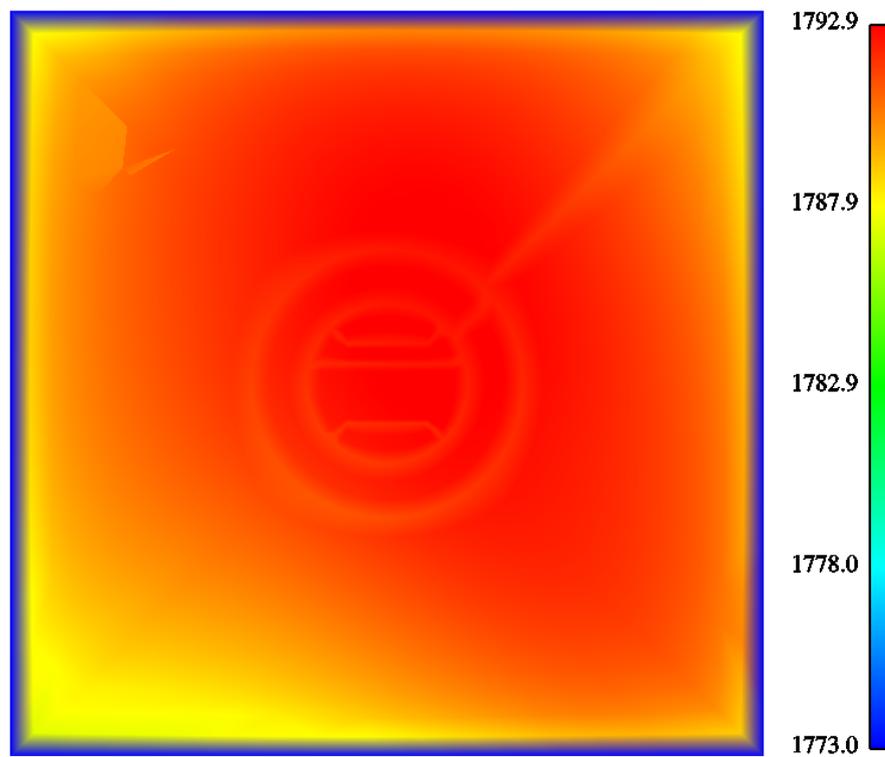


(b)

Figura 40 – Campo de temperatura p/ a seção 150mm, em K, para dois valores de corrente: (a) 170A e (b) 340A.



(a)



(b)

Figura 41 – Campo de temperatura para a seção 150mm, em K, para dois valores de frequência: (a) 5Hz e (b) 8Hz.

### 3.3.2.1.4 Fluxo de calor

O fluxo de calor junto às paredes do molde é de fundamental importância na solidificação do aço. O modelo de escoamento, estudado nesta tese, está limitado à região líquida. Em outras palavras, a condição de contorno nas paredes do modelo é a temperatura de *liquidus*. Como solução, o modelo termo-fluido-dinâmico calcula o fluxo de calor cedido às paredes que limitam o modelo. O resultado deste cálculo pode ser utilizado como condição de contorno em um modelo de solidificação. Os mapas de fluxo de calor, para as diferentes condições de lingotamento e agitação eletromagnética, são mostrados a seguir.

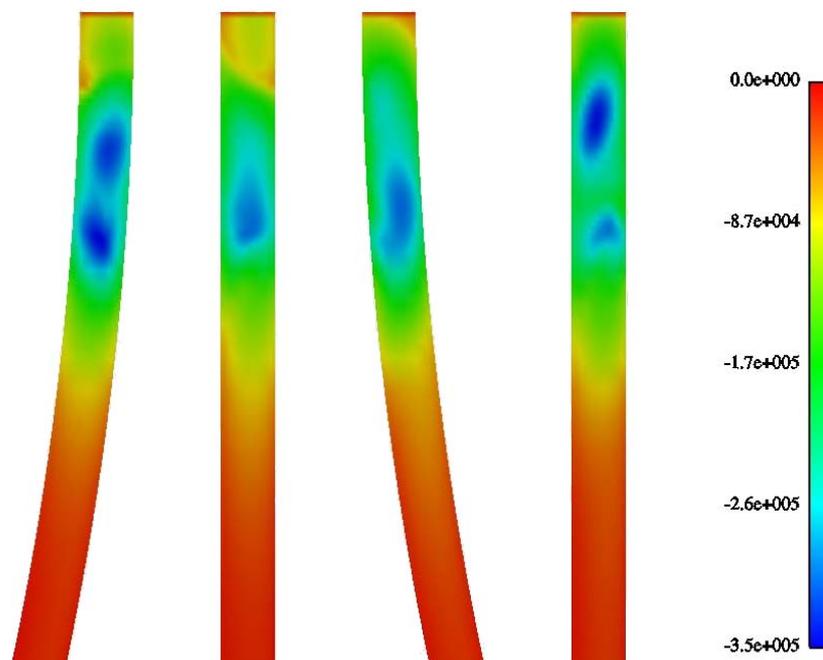


Figura 42 – Fluxo de calor p/ a seção 150mm, em  $W/m^2$ , junto às paredes do modelo, para a velocidade de lingotamento de 1,6 m/min, corrente de 170A e frequência de 5Hz.

Na **Figura 42** é importante observar as diferenças de fluxo de calor nas quatro paredes da seção. Esta diferença é devida à curvatura do molde e à baixa homogeneidade de agitação promovida pela corrente de 170A.

Na **Figura 43**, o mesmo fluxo de calor é apresentado, porém com uma agitação maior em corrente de 340A. Nota-se, claramente, que existe uma melhor distribuição do fluxo de calor nas paredes da seção.

Como era de se esperar, o aumento da corrente do agitador faz com que o fluxo de calor aumente. Este aumento do fluxo de calor provoca uma queda na temperatura do banho, conforme é mostrado na **Figura 39** e nos campos de temperatura. Em resumo, um aumento de 100% na corrente do agitador provocou um aumento de 8,5 % no fluxo de calor e uma queda de 2°C na temperatura.

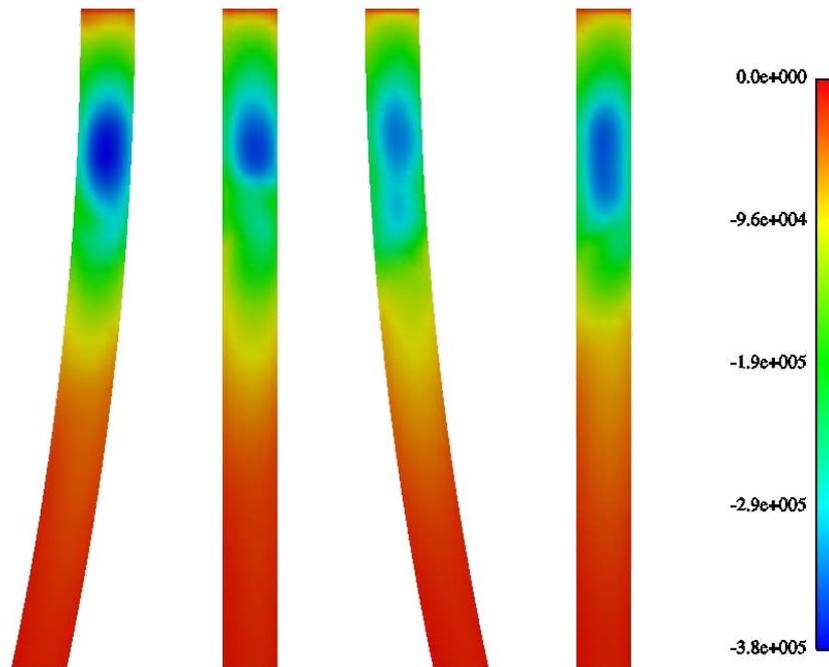


Figura 43 – Fluxo de calor p/ a seção 150mm, em W/m<sup>2</sup>, junto às paredes do modelo, para a velocidade de lingotamento de 1,6 m/min, corrente de 340A e frequência de 5Hz.

A **Figura 44** apresenta o fluxo de calor nas mesmas condições de agitação do caso anterior, porém com uma velocidade de lingotamento de 2,2 m/min. O aumento da velocidade de lingotamento em 37% aumenta o fluxo de calor em cerca de 18% e um aumento de temperatura de 4°C. Ou seja, nem sempre um aumento no fluxo de calor representa uma queda de temperatura. Quando a velocidade de lingotamento aumenta, uma maior quantidade de calor entra no molde e, se a taxa de extração permanece a mesma, a temperatura, conseqüentemente, terá que aumentar.

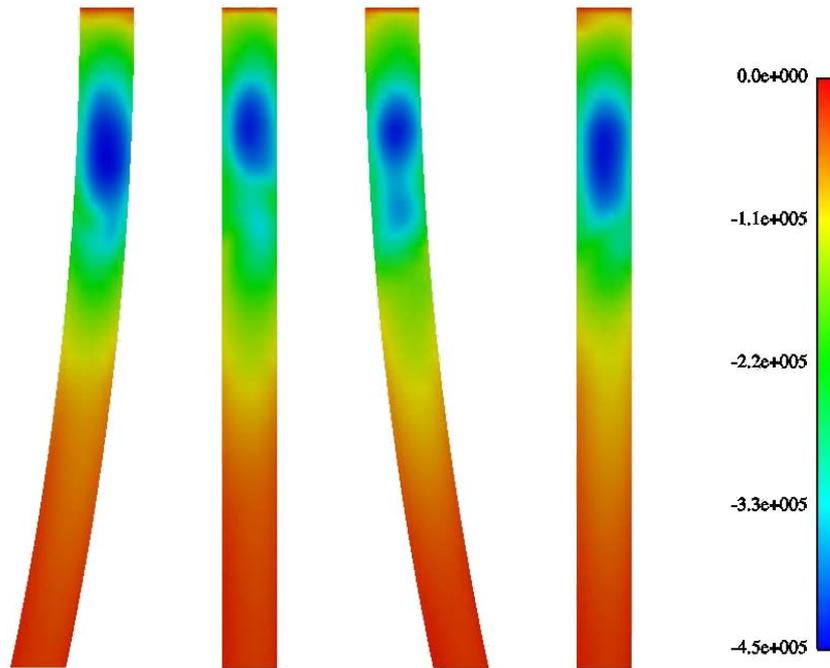


Figura 44 – Fluxo de calor p/ a seção 150mm, em  $W/m^2$ , junto às paredes do modelo, para a velocidade de lingotamento de 2,2 m/min,  $I = 340A$  e frequência de 5Hz.

A **Figura 45** apresenta o fluxo de calor, nas mesmas condições de agitação do caso anterior, porém com uma frequência de agitação de 8Hz. Pode-se notar que este aumento de frequência não provoca uma mudança significativa no fluxo de calor e, conseqüentemente, na temperatura do aço líquido.

A **Figura 32** apresenta o fluxo de calor para a velocidade de 2.2 m/min, corrente de 340A e frequência de 8Hz. Como se pode observar, o aumento da frequência de 5 para 8 Hz não provocou uma mudança significativa no fluxo de calor.

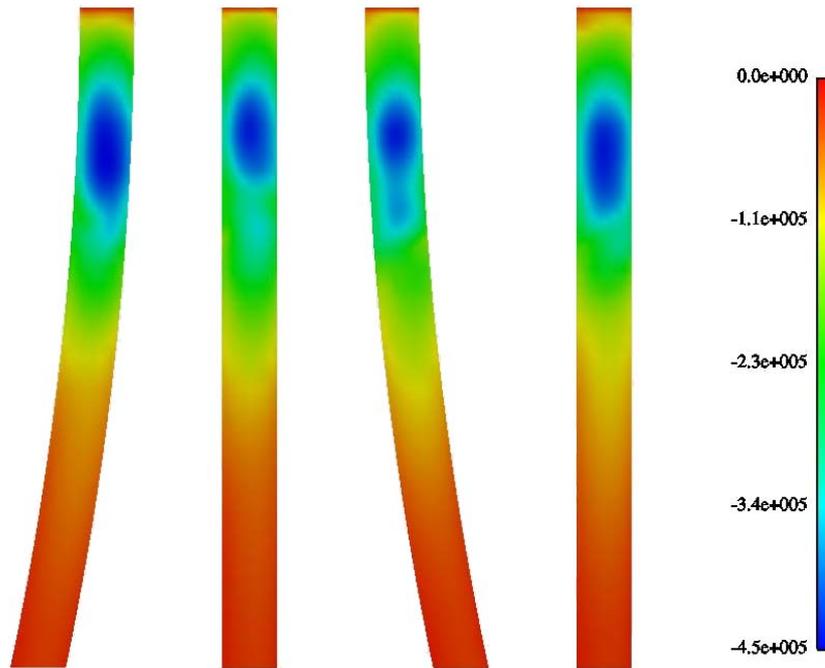


Figura 45 – Fluxo de calor p/ a seção 150mm, em  $W/m^2$ , junto às paredes do modelo, para a velocidade de lingotamento de 2,2 m/min,  $I = 340A$  e frequência de 8Hz.

Resultados como estes não foram encontrados na literatura para uma possível comparação. Assim como os valores de temperatura, os valores experimentais de fluxo de calor são de difícil obtenção. Alguns modelos envolvendo o cálculo de fluxo de calor para moldes de placas, falam em valores da ordem de  $4 \times 10^5$  a  $1 \times 10^6 W/m^2$ , conforme Huang et al. (1992). Os valores de fluxo de calor calculados neste modelo estão na mesma ordem de grandeza dos valores encontrados na literatura. O aumento do fluxo de calor com o uso do agitador eletromagnético se deve ao aumento da turbulência e, conseqüentemente, ao aumento da condutividade térmica efetiva. Mesmo com gradientes térmicos menores, no caso dos perfis térmicos com agitação eletromagnética, os fluxos de calor são maiores, pois os valores de condutividade térmica também aumentam.

### 3.3.2.1.5 Distribuição de inclusões

A distribuição das inclusões foi analisada para as condições já citadas e resumidas no **Fluxograma 1**, estão na página 46. Este estudo foi feito a partir da identificação e contagem do número de inclusões, em um corte da seção, situado cerca de 2 m abaixo do menisco. O objetivo é verificar a capacidade que o agitador eletromagnético tem para limpar a superfície do tarugo, direcionando as inclusões para o centro deste e também sua capacidade de aumentar ou não as chances de uma inclusão flotar. Foram testados três tamanhos de inclusões: 50, 100 e 500  $\mu\text{m}$  com densidade fixa de  $3960 \text{ kg/m}^3$ , que corresponde a densidade média de uma inclusão de alumina.

Outra forma de se avaliar o efeito da agitação eletromagnética nas inclusões é pelo índice de remoção das inclusões. O índice de remoção é o número de partículas que ficaram retidas na escória, aqui representada pela superfície livre com tensão de cisalhamento zero, pelo número total de partículas injetadas através da válvula submersa. É importante salientar, que nem todas as partículas que tocam a escória ficam retidas nela. Nas simulações de trajetórias foram consideradas retidas na escória as partículas que tocaram a escória três vezes seguidas, embora algumas seguissem suas trajetórias dentro do escoamento. Somente as inclusões de  $500\mu\text{m}$  ficaram realmente paradas na escória. Cada simulação envolveu 50 partículas para cada diâmetro. O índice de remoção é dado em %.

O cálculo das trajetórias envolve um determinado tempo de integração, que deve ser, no mínimo, maior que o tempo necessário para que todas as trajetórias sejam calculadas. O tempo de integração é de  $1 \times 10^7$  segundos, tempo suficiente para que todas as trajetórias sejam calculadas. A variação deste tempo de integração altera sensivelmente as trajetórias, de forma que os índices de remoção podem variar. A variação dos índices de remoção é da ordem de 18%.

Distribuição quanto ao aumento da corrente do agitador: 5Hz e 1,6m/min.

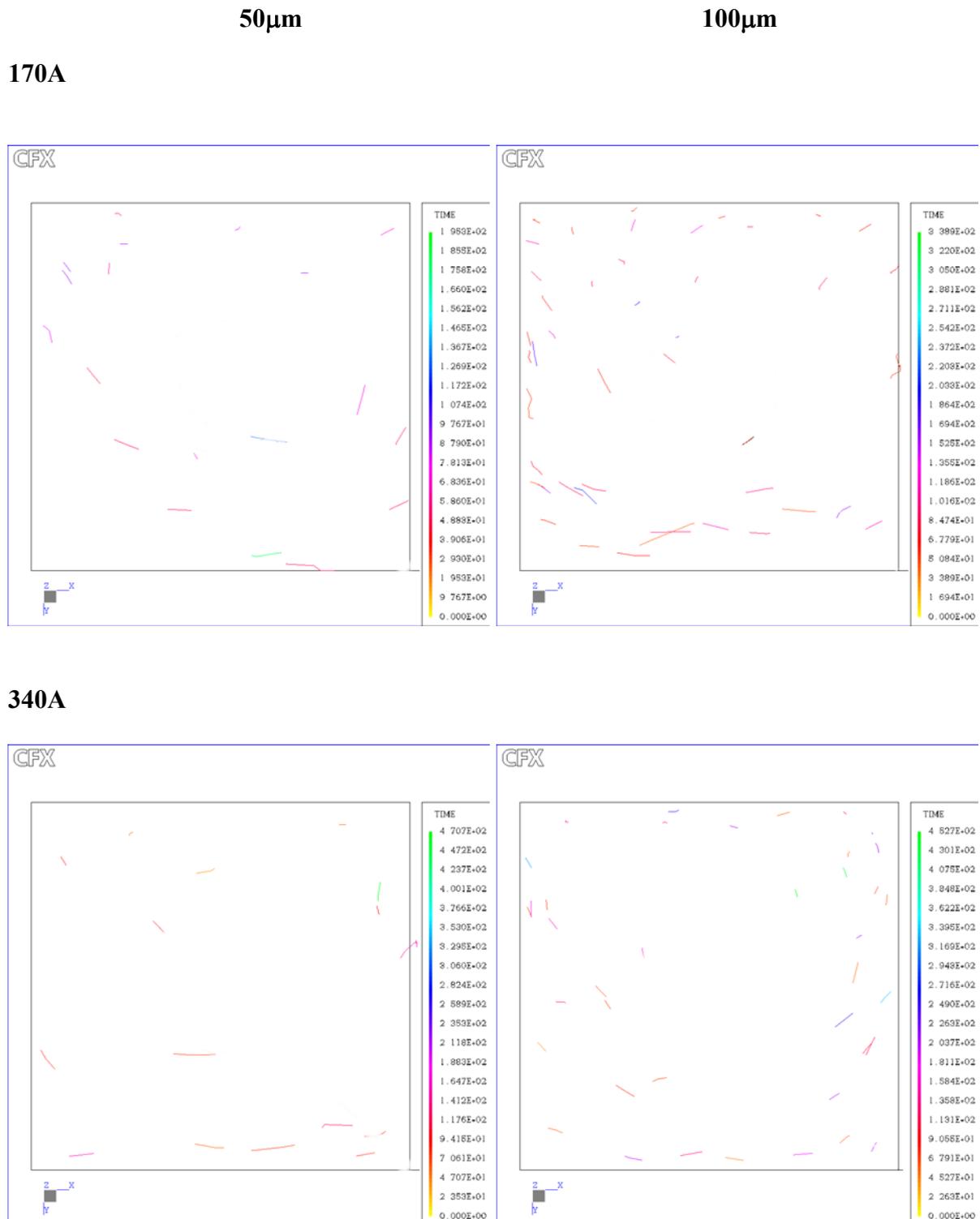


Figura 46 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 150mm em função da corrente do agitador.

Na **Figura 46** estão plotadas as trajetórias das inclusões no final do tarugo, ou seja, no plano a, aproximadamente, 2 m abaixo do topo do molde. Nota-se que existem mais inclusões de 100 $\mu$ m do que de 50 $\mu$ m, indicando que mais inclusões de 50 $\mu$ m ficaram retidas no molde, ou na escória ou nas paredes. Este comportamento deve ser analisado junto com os índices de remoção mostrados na **Tabela 9**. Embora saiam mais inclusões de 100 $\mu$ m do que inclusões de 50 $\mu$ m, não significa que as de 50 $\mu$ m estejam sendo todas capturadas pela escória. Pelo índice de remoção da **Tabela 9** pode-se verificar que este é maior para as inclusões de 100 $\mu$ m, indicando que mais inclusões de 100 $\mu$ m ficam retidas na escória. Portanto, se deduz que as inclusões de 50 $\mu$ m ficaram retidas nas paredes do molde. Embora a condição de contorno, para as partículas junto às paredes, seja de total reflexão, algumas ficaram retidas, principalmente, as de 50 $\mu$ m. Devido ao seu pequeno tamanho e à sua menor quantidade de movimento, as inclusões de 50 $\mu$ m, que chegam junto às paredes, onde a velocidade do fluido é nula, têm a tendência de desacelerar seu movimento. As inclusões de 100 $\mu$ m possuem maior massa e, conseqüentemente, maior quantidade de movimento. Por isso, estas são mais difíceis de ficarem retidas nas paredes. Neste balanço de forças está a diferença observada para as inclusões de 50 e 100 $\mu$ m. As inclusões de 500 $\mu$ m possuem uma força de empuxo tal que todas flutam até a camada de escória. Observa-se também, que existe um movimento de rotação nas trajetórias das partículas, decorrente do movimento do agitador.

Existe uma relação entre o tempo máximo de trajetória, ver escala em cada figura, com o índice de remoção, mostrado na **Tabela 9**. Quando a corrente do agitador é duplicada, o tempo de trajetória aumenta, e o índice de remoção também. Isto foi verificado para os dois tamanhos de inclusão. Porém, este tempo se refere a algumas partículas e não representa uma média de tempo de permanência da inclusão dentro do molde.

Tabela 9 - Índice de remoção em função do aumento da corrente do agitador: 5Hz, 1,6m/min e seção 150mm.

<b>Corrente do agitador</b>	<b>50<math>\mu</math>m</b>	<b>100<math>\mu</math>m</b>	<b>500<math>\mu</math>m</b>
<b>170A</b>	<b>22%</b>	<b>30%</b>	<b>100%</b>
<b>340A</b>	<b>26%</b>	<b>44%</b>	<b>100%</b>

O aumento da corrente do agitador provoca um aumento no índice de remoção, tanto para inclusões de  $50\mu\text{m}$ , quanto para inclusões de  $100\mu\text{m}$ . Nota-se que o índice de remoção de inclusões de  $500\mu\text{m}$ , não é afetado pela corrente do agitador. A razão para o aumento do índice de remoção com o aumento da corrente se deve, principalmente, à diminuição da profundidade de penetração das inclusões, devido à quebra da componente z de velocidade descendente proveniente da válvula submersa. Resultados como este não foram encontrados na literatura, pelo menos onde o efeito do agitador eletromagnético é avaliado.

Distribuição quanto ao aumento da velocidade de lingotamento: 340A e 5Hz.

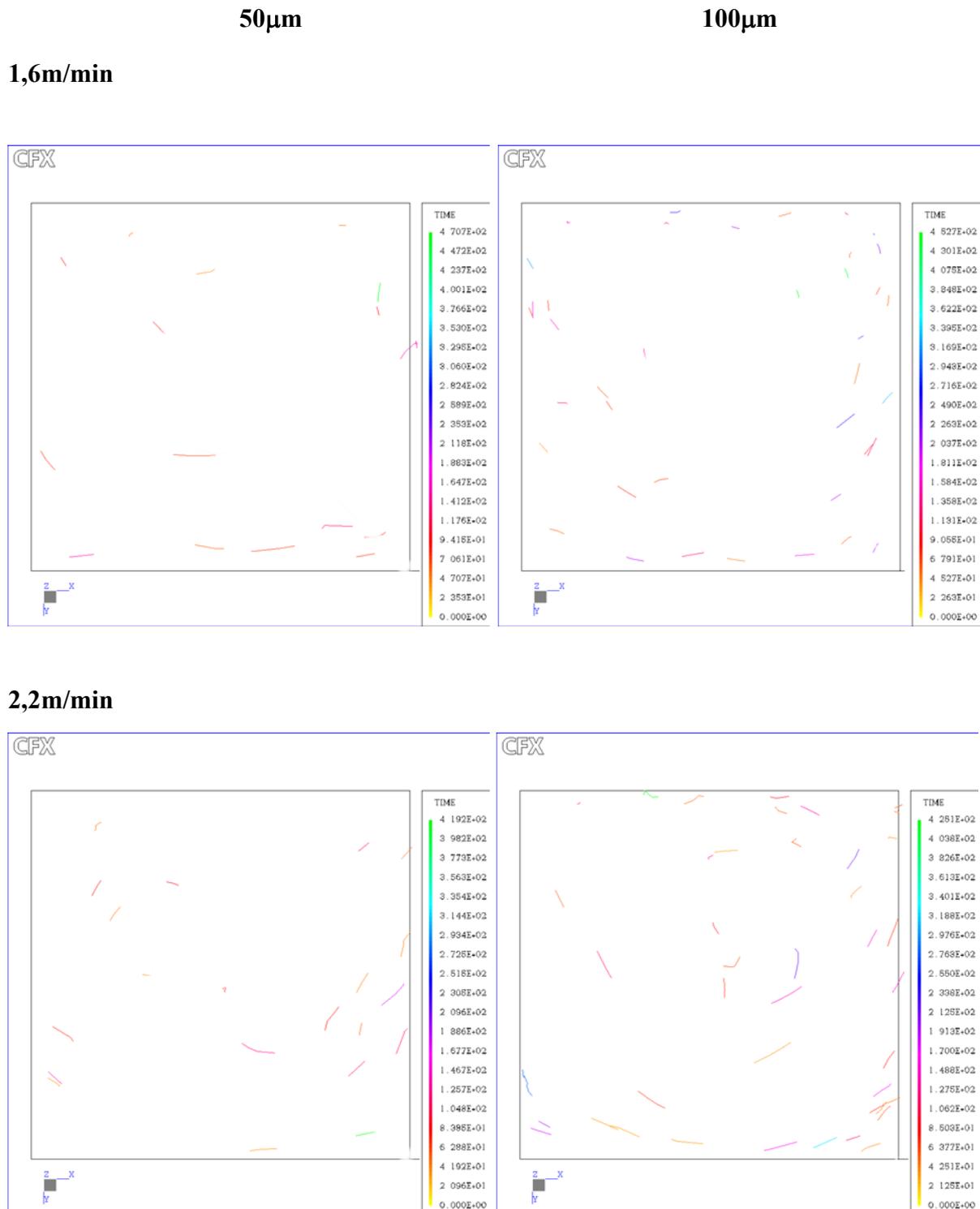


Figura 47 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 150mm em função da velocidade de lingotamento.

A **Figura 47** mostra o que acontece com as inclusões quando se aumenta a velocidade de lingotamento. O tempo de trajetória diminui e, por conseguinte, o índice de remoção também decresce, como mostra a **Tabela 10**.

Tabela 10 - Índice de remoção em função do aumento da velocidade de lingotamento: 340A, 5Hz e seção 150mm.

<b>Velocidade de lingotamento</b>	<b>50<math>\mu</math>m</b>	<b>100<math>\mu</math>m</b>	<b>500<math>\mu</math>m</b>
<b>1,6m/min</b>	<b>26%</b>	<b>44%</b>	<b>100%</b>
<b>2,2m/min</b>	<b>30%</b>	<b>30%</b>	<b>100%</b>

O acréscimo na velocidade de lingotamento, diminuiu o índice de remoção para inclusões de 100 $\mu$ m e aumentou o índice de remoção para 50 $\mu$ m. A redução do índice de remoção já era esperada uma vez que a quantidade de movimento das inclusões aumenta com o aumento da velocidade de lingotamento, fazendo com que penetrem mais fundo no molde, dificultando as chances de flotação. Resultado semelhante, foi observado por Ho e Hwang (1996), e será discutido mais adiante. Novamente, as inclusões de 500 $\mu$ m não são afetadas pelas mudanças no escoamento. Para as inclusões de 50 $\mu$ m foi observado um comportamento inesperado, uma vez que o número de inclusões que chegaram junto à camada de escória tiveram um pequeno aumento com o acréscimo da velocidade de lingotamento. Esse aumento, embora pequeno, torna-se de difícil explicação com os resultados atuais. Talvez testes com partículas menores e velocidades de lingotamento maiores possam comprovar este comportamento e ajudar na elaboração de uma explicação razoável.

Na **Figura 48** é feita a comparação com o uso de dois valores de frequência: 5Hz e 8Hz. O aumento da frequência de 5Hz para 8Hz não provoca mudanças significativas nas trajetórias. O tempo de trajetória das partículas diminuiu com o aumento da frequência, e esta variação só foi significativa para inclusões de 100 $\mu$ m. De acordo com a **Tabela 11**, o índice de remoção caiu para os dois tamanhos críticos de inclusão, 50 $\mu$ m e 100 $\mu$ m. Este queda foi mais significativa para as inclusões de 50 $\mu$ m, cerca de 20% e menos significativa para as inclusões de 100 $\mu$ m, cerca de 2%. A queda nos índices de remoção deve estar ligada ao aumento da velocidade na região do menisco para a frequência de 8Hz.

Distribuição quanto ao aumento da frequência: 340A e 2,2m/min.

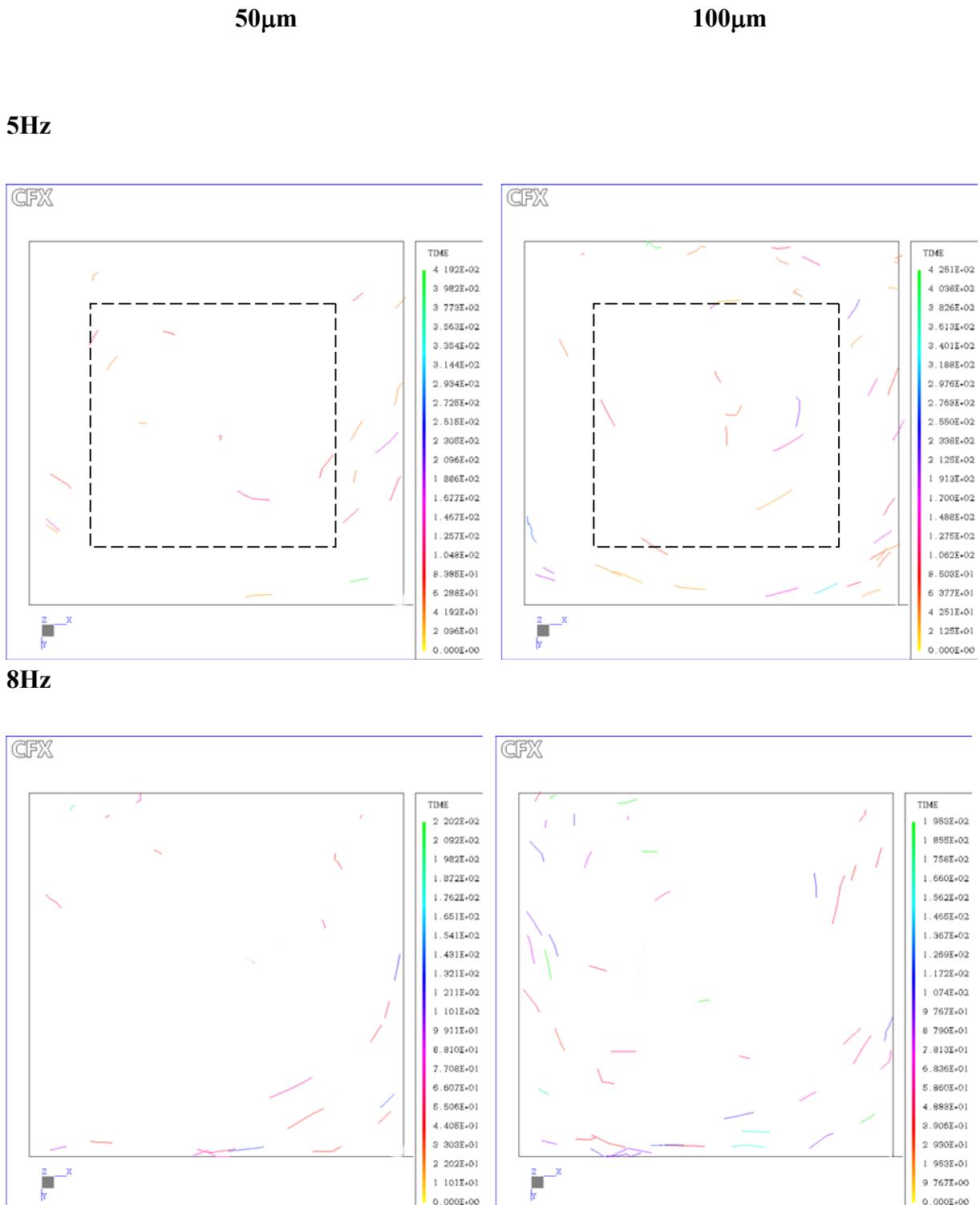


Figura 48 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 150mm em função da frequência do agitador.

Na **Figura 49** são apresentadas as distribuições de inclusões para o caso sem agitação eletromagnética. A velocidade de lingotamento, para este caso, foi de 2,2 m/min.

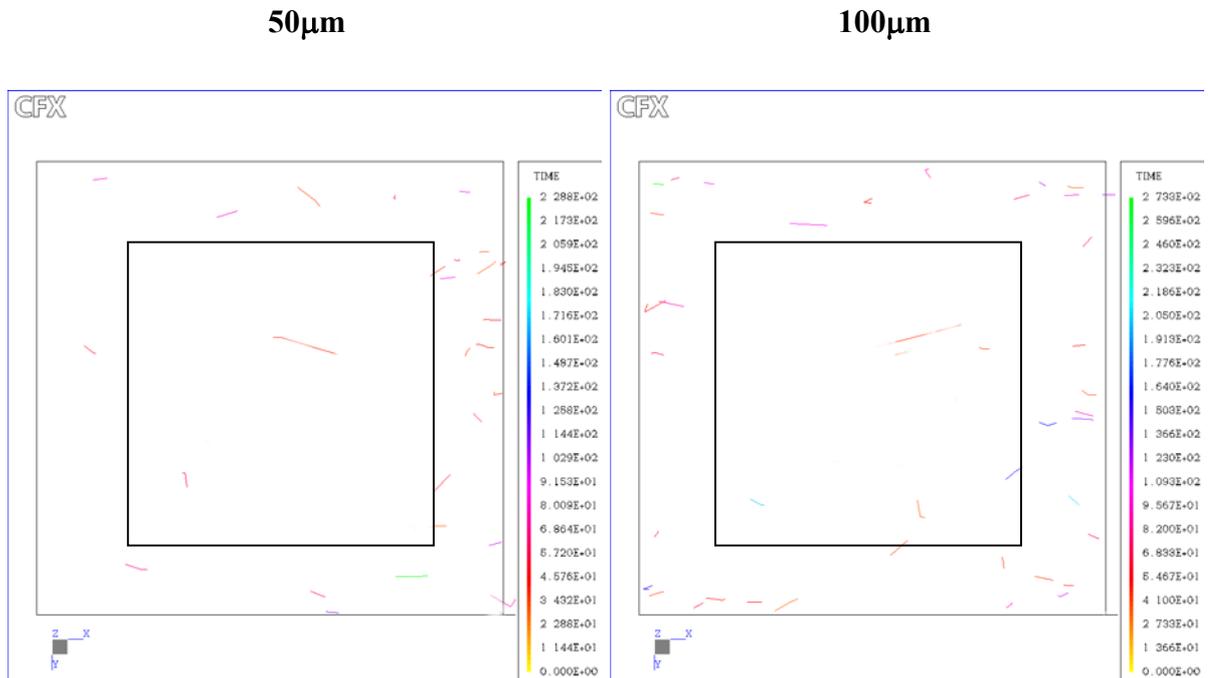


Figura 49 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 150mm sem o uso do agitador.

Tabela 11 - Índice de remoção em função do aumento da frequência do agitador: 340A, 2,2m/min e seção 150mm.

<b>Frequência/Us</b>	<b>50<math>\mu</math>m</b>	<b>100<math>\mu</math>m</b>	<b>500<math>\mu</math>m</b>
<b>5Hz</b>	<b>30%</b>	<b>30%</b>	<b>100%</b>
<b>8Hz</b>	<b>10%</b>	<b>28%</b>	<b>100%</b>
<b>Sem EMS</b>	<b>12%</b>	<b>18%</b>	<b>100%</b>

O não uso do agitador eletromagnético diminuiu o índice de remoção para inclusões de 50 $\mu$ m, em cerca de 18%, comparativamente ao caso com frequência de 5Hz. Esta redução foi menos significativa, em torno de 12%, para inclusões de 100 $\mu$ m. O índice de remoção para inclusões de 500 $\mu$ m permaneceu inalterado, com 100% das inclusões flotando até a camada de escória. Isto mostra o efeito benéfico da agitação do banho, pois reduz as chances de se encontrar inclusões de 50 e 100 $\mu$ m. Na literatura foi encontrado apenas um trabalho sobre índices de remoção de inclusões em tarugos e sem agitação eletromagnética.

Ho e Hwang (1996) calcularam, via modelo numérico, as trajetórias de diversos tamanhos de inclusões, entre 10 $\mu$ m e 100 $\mu$ m, para duas velocidades de lingotamento, 1,5m/min e 1,7m/min e para um tarugo de seção 160mm. Eles mostraram que o índice de remoção para inclusões de 50 $\mu$ m e velocidade de lingotamento de 1,5m/min foi de 73,53% e para 100 $\mu$ m de 100%. Porém, Ho e Hwang (1996) não consideraram o efeito da turbulência na trajetória das inclusões, o que altera de forma significativa os índices de remoção. Outra diferença encontrada entre o modelo de Ho e Hwang (1996) e o modelo desta tese é a área de válvula submersa. No caso do modelo de Ho e Hwang (1996) o diâmetro da válvula é de 50mm e no caso desta tese, 32mm. Para uma velocidade de lingotamento de 1,5m/min, válvula com diâmetro de 50mm e seção de 160mm, a velocidade na entrada da válvula é de 0,32m/s. Este valor está bem abaixo do perfil usado nesta tese que, para uma velocidade de lingotamento de 2,2m/min, seção de 150mm e diâmetro de 32mm, é de 1,03m/s. Com isto, a quantidade de movimento e o poder de penetração das inclusões são maiores para os casos considerados nesta tese, e, conseqüentemente, a capacidade de flotação é menor. Os mesmos autores também mostraram que quando a área de válvula submersa foi reduzida, o índice de remoção diminuiu, pois a velocidade de entrada aumentou.

O que se observa também é que, sem a agitação eletromagnética, as inclusões se concentram mais no raio externo de curvatura do tarugo, salientando o efeito da curvatura no escoamento, como mostra a **Figura 49**. Ao mesmo tempo, se forem observados o número de inclusões dentro dos quadrados imaginários nas **Figuras 48 e 49**, notar-se-á que com o uso do agitador eletromagnético, o número de inclusões dentro dos quadrados aumenta. Este efeito já era esperado, uma vez que o movimento circular promovido pelo agitador funciona como uma centrífuga, separando as partículas mais leves das mais pesadas. Com isto, as inclusões que são menos densas que o aço, se dirigem para o centro do tarugo melhorando, portanto, a qualidade superficial e sub-superficial do mesmo.

### 3.3.2.2 Seção 240mm

#### 3.3.2.2.1 Perfis de velocidade

A **Figura 50** mostra o perfil de velocidade ao longo do tarugo para velocidades de lingotamento de 0,6 m/min e 1,0 m/min, frequência de 4Hz e correntes de 170A e 340A. Assim como foi observado, na seção 150mm, a corrente de 170A provoca uma velocidade de rotação muito baixa, que é quase anulada pelo jato proveniente da válvula submersa.

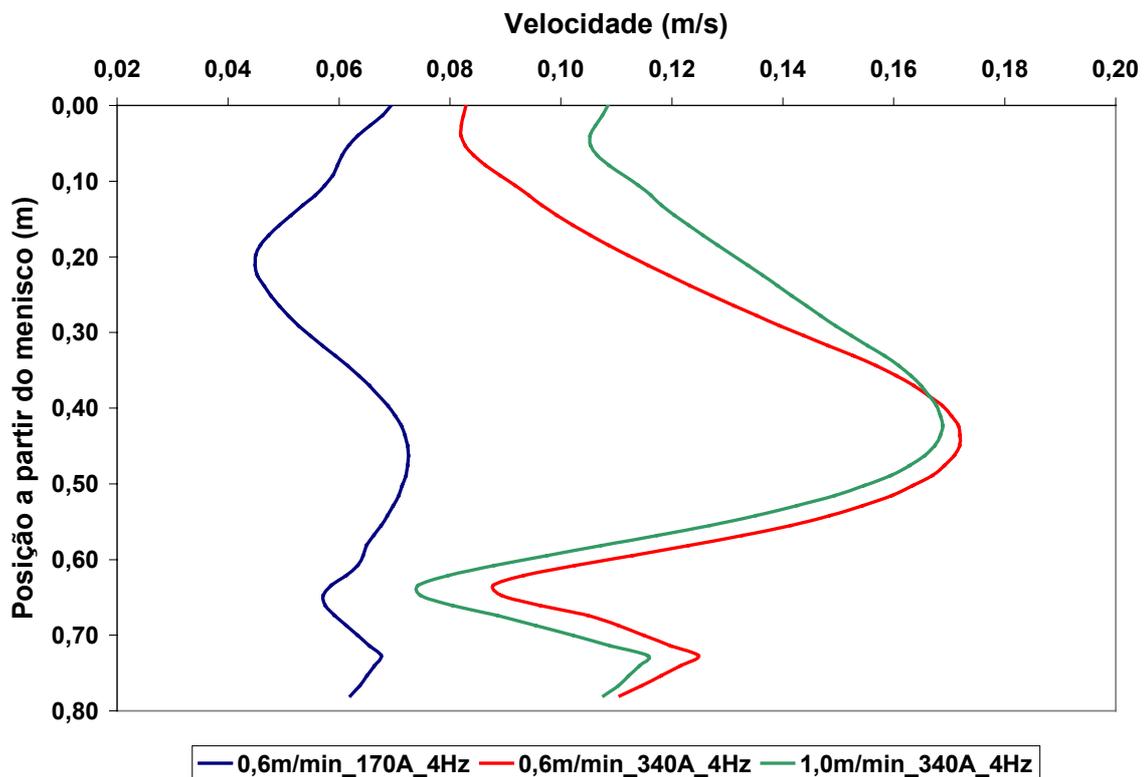


Figura 50 – Perfis de velocidade ao longo do tarugo para diferentes condições de agitação e lingotamento para a seção 240mm.

O aumento da velocidade de lingotamento gera um aumento da velocidade na região do menisco. Porém, simultaneamente, diminui a velocidade de rotação na região central do agitador. Este mesmo fenômeno foi observado na seção 150mm. A velocidade máxima de rotação ficou em torno de 0,17 m/s. Comparativamente à seção de 150mm, as velocidades na seção 240mm são menores devido à menor intensidade do campo magnético. Existe uma proporcionalidade entre a intensidade do campo magnético e a velocidade de rotação, ou seja, quando o campo aumentou 1,5 vezes, a velocidade máxima de rotação aumentou 1,47 vezes.

### 3.3.2.2 Campos de velocidade

Assim como na seção de 150mm, a ocorrência ou não de arraste de escória é um fator importante na qualidade do aço. Embora não se tenha construído um modelo físico da seção 240mm, que permita conhecer as condições de arraste, é importante avaliar o campo de velocidade no menisco via modelo numérico. A **Figura 51** mostra o campo de velocidade para a velocidade de lingotamento de 1,0 m/min, corrente de 340A e frequência de 4Hz. Esta condição foi escolhida por apresentar as maiores velocidades e, conseqüentemente, por se tratar da condição mais crítica. A velocidade máxima, na região do menisco, foi de 0,12 m/s abaixo, portanto, dos 0,17 m/s necessários para ocorrer arraste na seção 150mm, de acordo com Freitas et al. (1999). Em uma primeira aproximação, pode-se dizer que as condições acima citadas não propiciam o arraste de escória na seção de 240mm. Porém, o ideal seria fazer alguns ensaios com um modelo físico da seção 240mm, a fim de se avaliar corretamente, as condições de velocidade de lingotamento que provocam o arraste de escória.

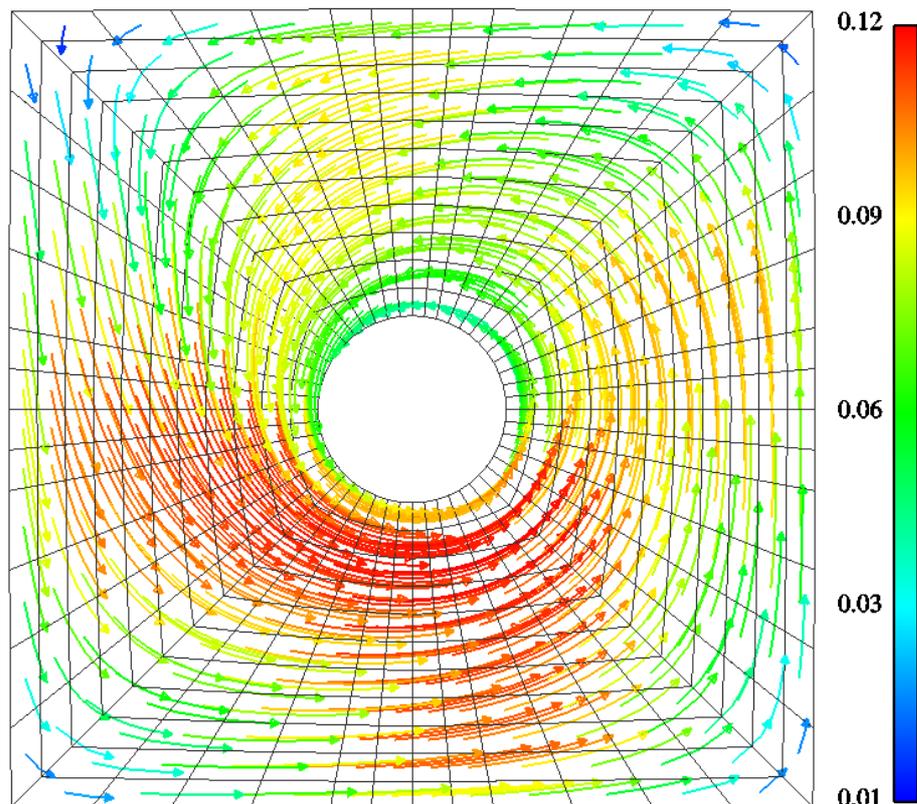


Figura 51 - Campo de velocidade na região do menisco p/ a seção 240mm, em m/s, com corrente de 340A, 4Hz e velocidade de lingotamento de 1,0 m/min.

### 3.3.2.2.3 Perfis de temperatura

Assim como na seção de 150mm, o mapa térmico também foi analisado sob diferentes condições de lingotamento e agitação eletromagnética. Foram escolhidas duas velocidades de lingotamento, 0,6 m/min e 1,0 m/min, temperatura de lingotamento de 1550°C e temperatura de *liquidus* de 1500°C. Para analisar o efeito da agitação eletromagnética, o agitador foi alimentado com correntes de 170A e 340A e frequência de 4Hz.

Todos os planos apresentados a seguir são planos perpendiculares ao comprimento do molde, e localizam-se a 80 cm abaixo do topo de molde, ou seja, no final do molde. O raio interno de curvatura está sempre à esquerda das figuras.

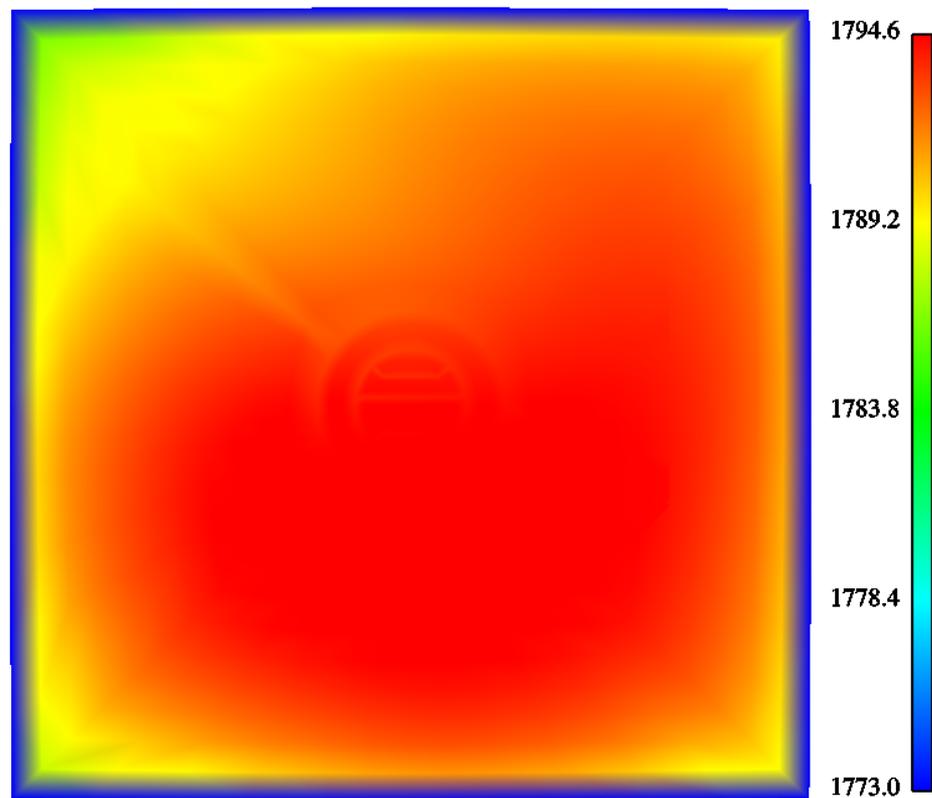


Figura 52 – Campo de temperatura p/ seção 240mm, em K, para a velocidade de lingotamento de 0,6 m/min, 170A e 4Hz.

Nota-se, na **Figura 52**, uma não homogeneidade na distribuição térmica ao longo da seção. Existe um pequeno deslocamento do centro “quente” para o lado inferior direito da seção. Este comportamento do mapa térmico pode ser melhor evidenciado na **Figura 53**.

Este pequeno deslocamento está ligado à baixa velocidade de rotação imposta pela corrente de 170A e à curvatura do molde. A pequena velocidade de agitação não homogeneiza, de forma adequada, o banho. O campo de velocidade na região do agitador mostra claramente a falta de simetria e uniformidade ao longo da seção. Este problema tende a se agravar com o aumento da velocidade de lingotamento, uma vez que as componentes de velocidade na direção do lingotamento são maiores, reduzindo a intensidade das componentes de rotação.

A **Figura 53** apresenta, de forma clara, o comportamento do campo térmico ao longo da seção para os quatro casos em estudo. Fica evidente o efeito do aumento da velocidade de lingotamento no perfil térmico. A curva em vermelho está deslocada mais acima da curva verde, indicando um perfil térmico mais elevado, devido à maior quantidade de calor que entra do molde. A curva azul está acima da curva verde, indicando que o uso do agitador, com uma corrente mais elevada, reduz a temperatura do banho. Este resultado está de acordo com o observado na seção 150mm.

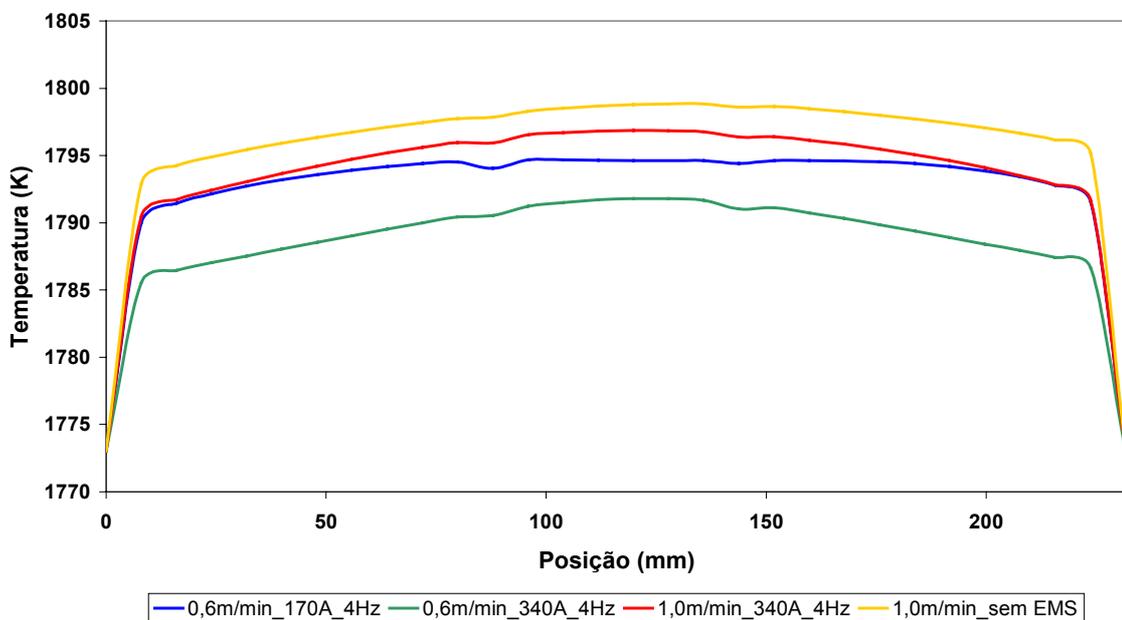


Figura 53 – Perfil térmico, ao longo da seção 240mm, na altura do final do molde ( $Z = 68$  cm) Efeito da corrente do agitador e velocidade de lingotamento.

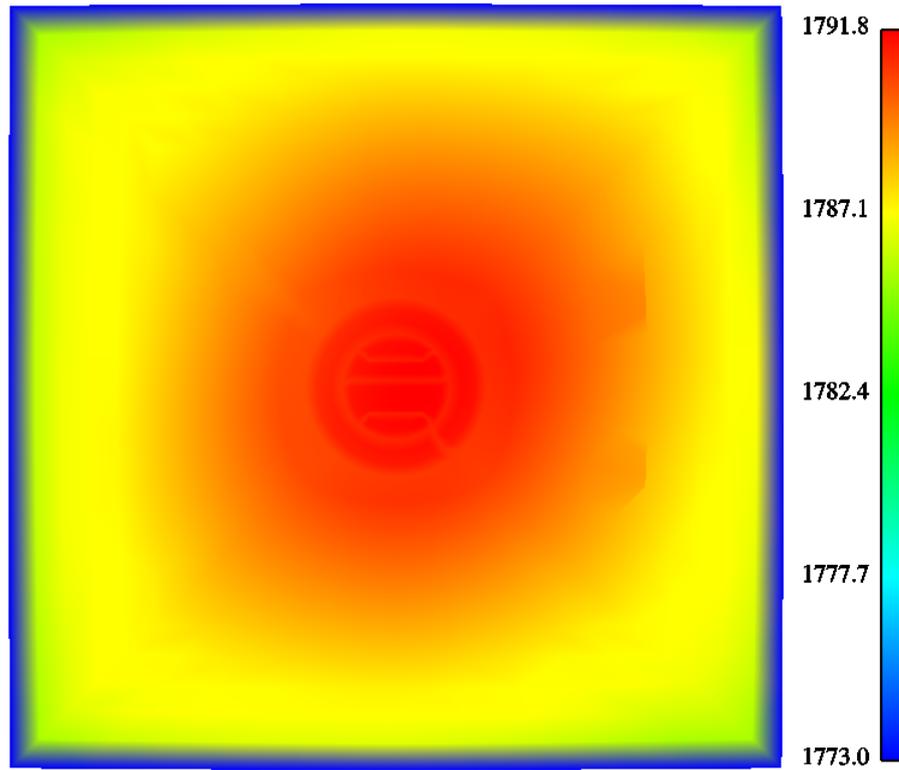
Ainda na **Figura 53**, nota-se que o uso do agitador eletromagnético reduz a temperatura do banho em cerca de 2°C. Em relação à seção 150mm, este decréscimo foi menor devido, provavelmente, às menores velocidades de rotação para a seção 240mm.

Na **Figura 54** são apresentados os mapas térmicos para as duas velocidades de lingotamento: 0,6 m/min e 1,0 m/min.

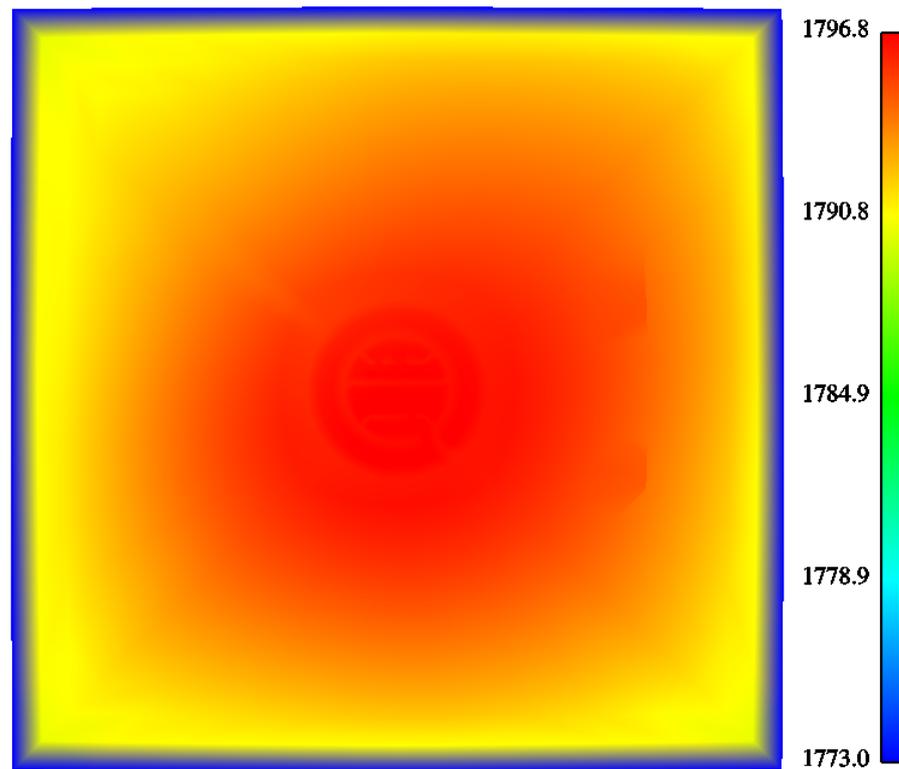
Comparando o mapa térmico obtido para a corrente de 170A, com aquele obtido para a corrente de 340A, observou-se um decréscimo de quase 3°C. Esta diferença é observada no centro da seção. Nas extremidades é ainda maior, chegando a cerca de 5°C. Esta redução de temperatura é uma das principais finalidades do agitador eletromagnético, uma vez que, diminuindo o gradiente térmico entre a frente de solidificação e o núcleo do banho, reduz-se a formação de dendritas colunares, favorecendo a formação da estrutura equiaxial.

Quando a velocidade de lingotamento foi aumentada de 0,6 m/min para 1,0 m/min, a temperatura naturalmente aumentou, uma vez que a intensidade de agitação eletromagnética se manteve a mesma. O aumento foi de aproximadamente 5°C ao longo de toda a seção, como pode ser visto na **Figura 53**. Este efeito mostra que, ao se aumentar a velocidade de lingotamento, os efeitos benéficos do agitador tendem a ser enfraquecidos.

Neste caso as mesmas explicações dadas aos efeitos observados na seção 150mm são pertinentes. Ou seja, o uso do agitador aumenta a condutividade térmica, devido ao aumento da turbulência. Com isto, ocorre um decréscimo da temperatura do banho, sem, necessariamente, ocorrer um decréscimo do fluxo de calor, como será visto mais adiante.



(a)



(b)

Figura 54 – Campo de temperatura p/ seção 240mm, em K, para duas velocidades de lingotamento: (a) 0,6 m/min e (b) 1,0 m/min. Condições de agitação: 340A e 4Hz.

### 3.3.2.2.4 Fluxo de calor

O fluxo de calor aumenta com o uso do agitador eletromagnético, conforme Trindade et al. (2001). Nas figuras mostradas a seguir, nota-se que para uma mesma intensidade de agitação, o fluxo de calor aumenta com o aumento da velocidade de lingotamento.

Na **Figura 55** observa-se que o fluxo de calor não tem uma distribuição igual em todas as faces do molde. Isto se deve, principalmente, à curvatura do molde e a baixa corrente de agitação, no caso, 170A. O fluxo máximo de calor ficou em torno de  $2,1 \times 10^5$  W/m<sup>2</sup> e se localiza na região de maior agitação do banho.

Na **Figura 56** é apresentado o mesmo fluxo de calor da condição anterior, porém com um aumento de corrente para 340A. O valor máximo do fluxo de calor praticamente não se altera, porém sua distribuição nas paredes do molde sim. Essa melhor distribuição já é suficiente para baixar a temperatura na região final do molde, conforme foi verificado na **Figura 53**.

Mantendo constante a corrente de agitação em 340A, e aumentando a velocidade de lingotamento, o fluxo de calor aumenta, conforme a **Figura 57**. Para um aumento de 66% na velocidade de lingotamento, o fluxo de calor aumentou em 33%.

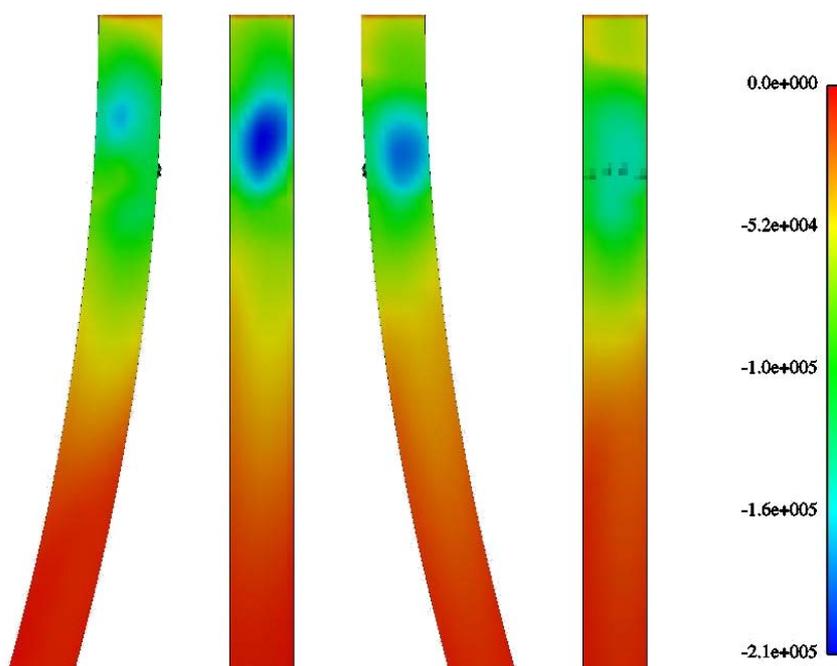


Figura 55 – Fluxo de calor junto às paredes para a velocidade de lingotamento de 0,6 m/min, I = 170A, frequência de 4Hz e seção 240mm.

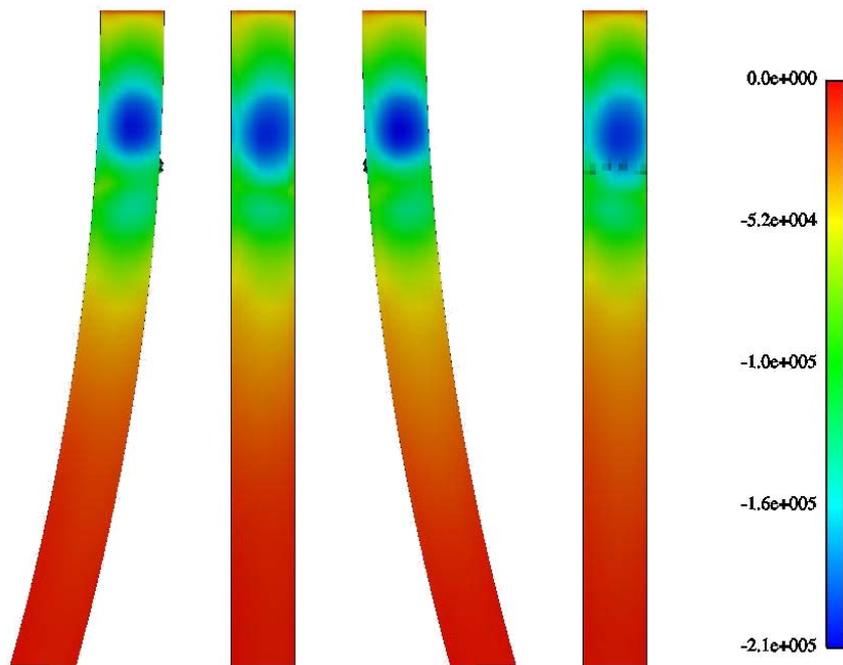


Figura 56 – Fluxo de calor junto às paredes para a velocidade de lingotamento de 0,6 m/min,  $I = 340\text{A}$ , frequência de 4Hz e seção 240mm.

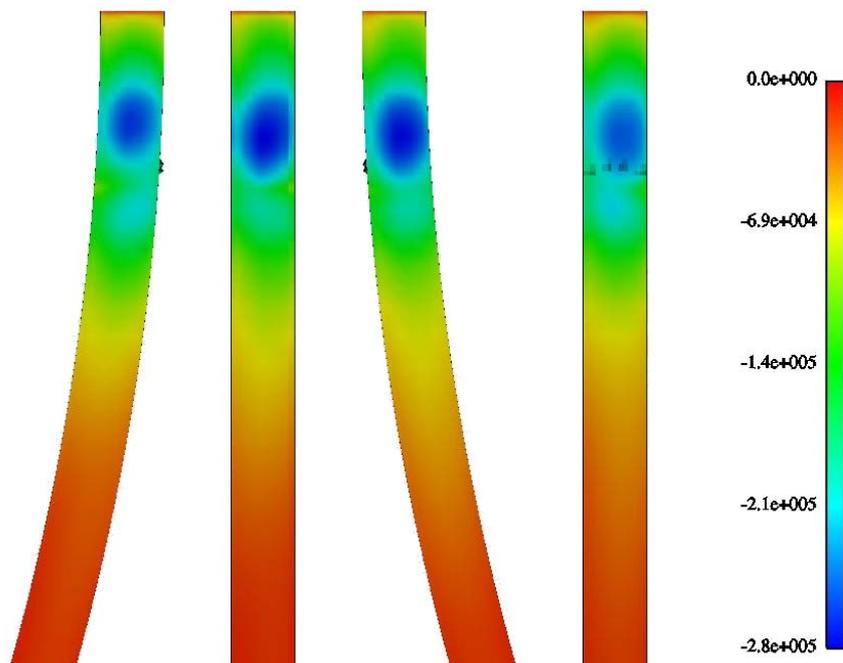


Figura 57 – Fluxo de calor junto às paredes para a velocidade de lingotamento de 1,0 m/min,  $I = 340\text{A}$ , frequência de 4Hz e seção 240mm.

### 3.3.2.2.5 Distribuição de inclusões

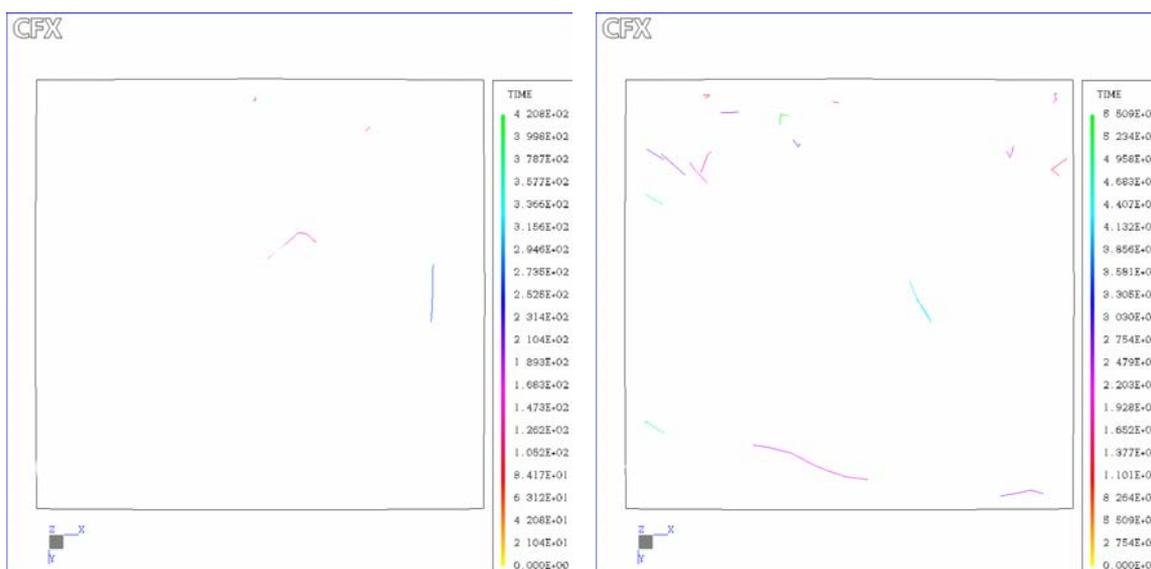
A mesma análise feita para a seção 150mm foi repetida para a seção 240mm. A única diferença é que não foram estudados os efeitos quando da variação da frequência.

**Distribuição quanto ao aumento da corrente do agitador: 4Hz e 0,6m/min.**

**50 $\mu$ m**

**100 $\mu$ m**

**170A**



**340A**

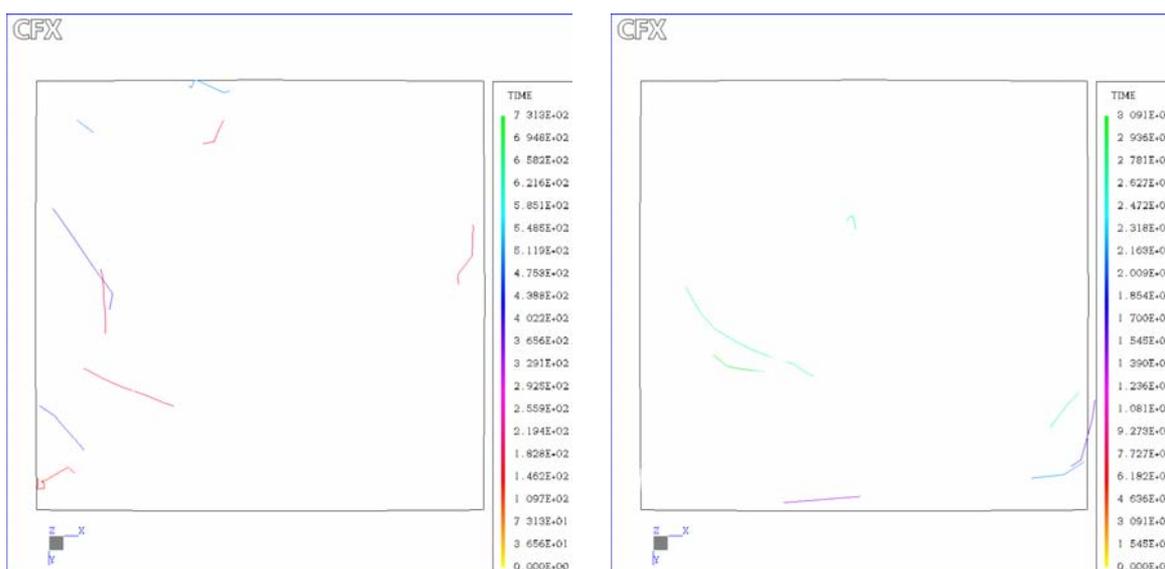


Figura 58 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 240mm em função da corrente do agitador.

A **Figura 58** apresenta um comportamento diferente para cada tamanho de inclusão quando a corrente do agitador é aumentada de 170A para 340A. O tempo máximo de trajetória diminui com o aumento da corrente para inclusões de 50 $\mu$ m. Isto faz com que o índice de remoção também diminua, conforme está indicado na **Tabela 12**. Ao mesmo tempo, o tempo máximo de trajetória aumenta para inclusões de 100 $\mu$ m e o índice de remoção também.

Como já foi dito, anteriormente, na análise da seção 150mm, o tempo de trajetória indica que algumas inclusões percorrem um caminho maior que outras. Não necessariamente todas as inclusões têm seu caminho percorrido aumentado.

Tabela 12 - Índice de remoção em função do aumento da corrente do agitador: 4Hz, 0,6m/min e seção 240mm.

<b>Corrente do agitador</b>	<b>50<math>\mu</math>m</b>	<b>100<math>\mu</math>m</b>	<b>500<math>\mu</math>m</b>
<b>170A</b>	<b>20%</b>	<b>50%</b>	<b>100%</b>
<b>340A</b>	<b>16%</b>	<b>50%</b>	<b>100%</b>

Como se pode observar, o aumento na corrente do agitador não altera o índice de remoção para inclusões de 100 $\mu$ m e 500 $\mu$ m. Porém este mesmo índice diminuiu para inclusões de 50 $\mu$ m. Uma explicação para este fenômeno pode residir no fato de que algumas inclusões de 50 $\mu$ m não ficam presas na escória, pois são mais leves e a velocidade no menisco aumenta com a corrente do agitador. Assim como na seção 150mm, as inclusões de 500 $\mu$ m têm um índice de remoção de 100%.

Comparativamente à seção 150mm, os índices de remoção para inclusões de 100 $\mu$ m são maiores para a seção 240mm devido, provavelmente, à maior área da seção e, conseqüentemente, à maior probabilidade desta de fixar as inclusões que a ela aportam. De forma oposta, os índices de remoção, para inclusões de 50 $\mu$ m, foram sempre maiores para a seção 150mm. Uma explicação pode estar no fato de que estas inclusões podem estar ficando presas nas paredes antes de chegar à camada de escória.

Distribuição quanto ao aumento da velocidade de lingotamento: 340A e 4Hz.

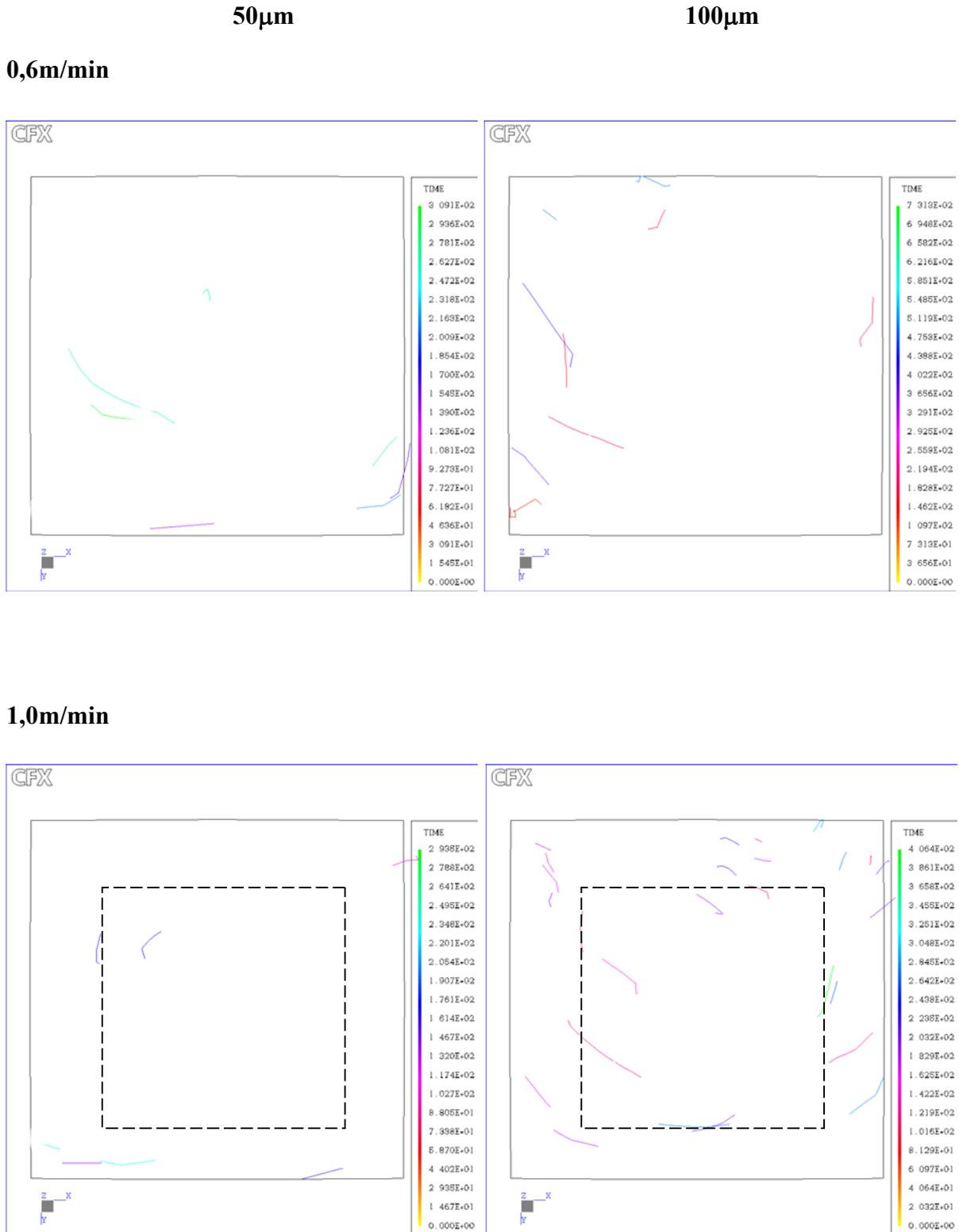


Figura 59 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 240mm em função da velocidade de lingotamento.

A **Figura 59** mostra que o aumento na velocidade de lingotamento afeta muito pouco o comportamento das inclusões de  $50\mu\text{m}$ . Porém este aumento é decisivo, e de forma negativa, para as inclusões de  $100\mu\text{m}$ . O tempo máximo de trajetória diminui de forma significativa, em torno de 80%. A **Tabela 13** confirma este comportamento.

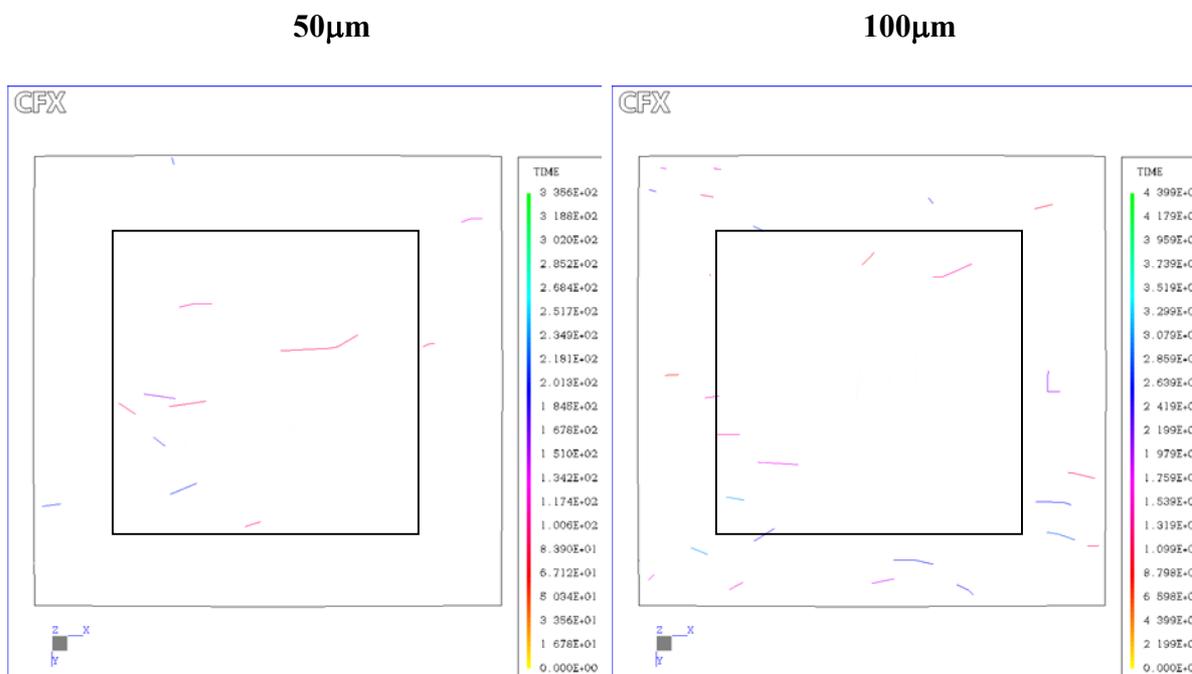


Figura 60 – Distribuição de inclusões ao longo da seção 240mm sem o uso do agitador eletromagnético.

A **Figura 60** mostra a distribuição de inclusões ao longo da seção sem o uso do agitador eletromagnético, para uma velocidade de lingotamento de  $1,0\text{ m/min}$  e seção de  $240\text{mm}$ . Nota-se, em primeiro lugar, um número maior de inclusões tanto para diâmetros de  $50\mu\text{m}$  quanto para diâmetros de  $100\mu\text{m}$ , relativamente ao caso com agitação eletromagnética. O efeito de remoção das inclusões da camada mais externa para o centro do tarugo não é tão pronunciado como na seção  $150\text{mm}$ , entretanto, os índices de remoção são alterados significativamente. A **Tabela 13**, mostrada abaixo, quantifica estes resultados na forma do índice de remoção.

Tabela 13 - Índice de remoção em função do aumento da velocidade de lingotamento: 340A, 4Hz e seção 240mm.

<b>Velocidade de lingotamento</b>	<b>50<math>\mu</math>m</b>	<b>100<math>\mu</math>m</b>	<b>500<math>\mu</math>m</b>
<b>0,6m/min</b>	<b>16%</b>	<b>50%</b>	<b>100%</b>
<b>1,0m/min</b>	<b>8%</b>	<b>44%</b>	<b>100%</b>
<b>1,0m/min_Sem EMS</b>	<b>8%</b>	<b>38%</b>	<b>100%</b>

Analisando o índice de remoção em função do aumento da velocidade de lingotamento, observa-se que o mesmo caiu 8%, para inclusões de 50 $\mu$ m, quando a velocidade foi aumentada de 0,6 m/min para 1,0 m/min. Porém, para inclusões de 100 $\mu$ m, houve uma redução maior do índice de remoção, passando de 50% para 44%. Esta redução pode ser explicada utilizando o mesmo argumento usado para a seção 150mm, ou seja, o aumento da vazão aço dá mais quantidade de movimento às partículas, dificultando a flotação das mesmas.

Assim como foi observado, para a seção 150mm, o índice de remoção para inclusões com 50 e 100 $\mu$ m diminuiu, ou pelo menos não se modificou sem o uso do agitador eletromagnético. Se forem comparados os índices de remoção para as duas seções, sem agitação eletromagnética, a seção 240mm possui índices maiores para inclusões de 100 $\mu$ m e menores para inclusões de 50 $\mu$ m. Para ambas as seções, todas as inclusões de 500 $\mu$ m flotaram e ficaram retidas na escória.

## 4. Conclusões

O objetivo geral desta tese, que era desenvolver um modelo numérico do agitador eletromagnético, usado em máquinas de lingotamento contínuo de tarugos, foi atingido. Com este modelo foi possível avaliar os efeitos eletromagnéticos e fluido-dinâmicos decorrentes do uso do agitador eletromagnético no molde para a produção de tarugos.

A validação do modelo eletromagnético com dados obtidos na usina foi considerada satisfatória. O modelo de escoamento, sem os efeitos do agitador, já havia sido comparado com dados experimentais obtidos no modelo físico. Estes dados estão na literatura e apresentaram boa concordância. O acoplamento entre as forças eletromagnéticas e o escoamento ainda não foi completamente validado, porém, existe coerência entre a distribuição de forças e a distribuição de velocidades no molde. Isto é de fundamental importância, pois é a única complicação que pode existir quando se exporta uma malha de um software para outro. Além do mais, outros trabalhos já desenvolvidos pelo mesmo autor, utilizando o software Ansys, apresentaram resultados muito semelhantes aos apresentados nesta tese. A diferença é que o software Ansys faz o acoplamento da força magnética com o escoamento de forma automática, portanto, sem a necessidade de desenvolver o software de acoplamento.

Os valores numéricos, obtidos para as variáveis velocidade, temperatura e trajetória de inclusões, não devem ser tomados como absolutos. Os mesmos necessitam ainda serem validados com dados experimentais obtidos em modelos ou na usina. Nesta tese os valores apresentados servem apenas como comparação entre modelos com condições de simulação diferentes. Portanto, as conclusões que serão apresentadas a seguir são qualitativas e visam dar um indicativo do fenômeno de magneto-fluido-dinâmica para o escoamento com agitação eletromagnética no molde.

As principais conclusões obtidas com esta tese serão enumeradas a seguir:

Em relação à densidade de fluxo magnético:

- Os valores calculados via modelo numérico estão em boa concordância com os valores medidos na usina. A densidade de fluxo magnético decai com o aumento da frequência, estando de acordo com o previsto pela teoria. O

aumento da corrente gera um aumento diretamente proporcional à densidade de fluxo magnético. A temperatura do molde também influencia na densidade de fluxo magnético, quanto maior a temperatura, maior o valor de fluxo magnético no centro do molde.

Em relação à densidade de força magnética:

- A densidade de força magnética possui um valor máximo que depende da frequência. Este fenômeno é previsto pela teoria e decorre da atenuação do campo magnético pelo cobre contido no molde. A força magnética é proporcional ao quadrado da corrente.

Em relação ao perfil de velocidade:

- A velocidade máxima de rotação aumenta com a corrente aplicada. A velocidade máxima de rotação, para a seção 150mm e corrente de 340A, ficou em cerca de 0,25 m/s. Para a seção 150mm e corrente de 170A, a posição do máximo de velocidade baixou cerca de 13cm em relação ao máximo obtido para 340A. Para a seção 240mm, a corrente de 170A praticamente não provoca a rotação do fluido. A velocidade máxima de rotação, para a seção 240mm e corrente de 340A, ficou em torno de 0,17 m/s.

Em relação ao campo de velocidade no menisco:

1. A análise do campo de velocidade, na região do menisco, mostra que o uso do agitador eletromagnético, nas condições atuais da usina, não propicia o arraste de escória. Esta conclusão leva em consideração os resultados obtidos com o auxílio do modelo físico, onde foram feitos ensaios com água e querosene pigmentado. Com este modelo físico e auxiliado por um modelo numérico foi possível determinar a velocidade crítica no menisco para a ocorrência do arraste. Obviamente, qualquer perturbação nas condições de vazamento pode gerar oscilações no menisco e ocasionar o arraste de escória. Ao mesmo tempo, como estes limites foram desenvolvidos para a seção 150mm, a extrapolação destes valores para a seção 240mm requer o estudo em um modelo físico para esta seção.

Em relação ao perfil de temperatura:

2. O uso do agitador para a seção 150mm, na corrente de 340A, reduz a temperatura do banho em até 6°C. Para a seção 240mm, com a mesma corrente, a temperatura do banho reduz-se de cerca 2°C. Tanto para a seção 150mm, quanto para a seção 240mm, o aumento da corrente de 170A para 340A reduziu a temperatura entre 2 e 3°C.

Em relação ao fluxo de calor:

3. O uso do agitador eletromagnético aumenta o fluxo de calor e também distribui melhor este fluxo ao longo das paredes do molde. Este aumento foi mais pronunciado para a seção 150mm, e teve um efeito mais homogeneizador na seção 240mm.

Em relação à distribuição e remoção de inclusões:

4. Foi observado que o uso do agitador propicia a remoção de inclusões das camadas mais externas do tarugo. Este efeito foi mais pronunciado para a seção 150mm do que para a seção 240mm. Os índices de remoção são sempre maiores para inclusões de 100µm do que para inclusões de 50µm, independente da seção do molde. A seção 240mm possui os maiores índices de remoção para inclusões de 100µm ao passo que a seção 150mm possui os maiores índices para 50µm. Por fim, o uso do agitador ajuda na remoção de inclusões, pois aumenta os índices de remoção para todos os tamanhos de inclusões.

## 5. Sugestões

Existem três linhas de estudo, decorrentes desta tese, que poderão ser melhor exploradas. São elas:

- Otimização do agitador quanto à sua posição no molde, ou seja, avaliar os índices de remoção de inclusões e o arraste de escória em função da posição do agitador;
- Avaliar os índices de remoção para inclusões com diferentes densidades e formas, bem como, incluir efeitos de aglomeração ou coalescência de inclusões;
- Tratar as inclusões com um modelo de concentração de partículas e não com um modelo de Lagrange;
- Validar, junto à usina, os valores de fluxo de calor e de temperatura. Verificar a relação entre os mapas térmicos e o tipo de estrutura solidificada formada;
- Testar outros modelos de turbulência que possam representar melhor o perfil de escoamento de caráter rotacional decorrente deste tipo de agitação eletromagnética.

Estes são os três tópicos principais que se acredita necessitarem de maior aprofundamento e aperfeiçoamento no modelo atual. Atualmente, já existe um projeto de acoplamento do fenômeno de escoamento e fluxo de calor com o fenômeno de solidificação. Com ele pode-se prever como o agitador eletromagnético altera a espessura da casca solidificada.

## 6. Bibliografia

- ADACHI, A.; MIZUTANI, M.; KIMURA, K. Application of Electromagnetic Stirrers. In: STEELMAKING CONFERENCE, 1983, Proceedings..., v.66, p.151-157.
- ALBERNY et al. A First Report on IRSID's Magnetorotative Continuous Casting Process for Rounds and Square Sections. Industrial Applications in EBV's Steelworks in Eschweiler. In: STEELMAKING CONFERENCE, 1978, Proceedings..., v.61, p.37-59.
- ALBERNY et al. Quality Improvement of Strand-cast Billets Through Electromagnetic Stirring. In: ELECTRIC FURNACE CONFERENCE, 1973, Proceedings..., v.31, p.237-245.
- AYATA et al. Improvement of the Distribution of Large Inclusion by Electro-magnetic Stirring in Bending Type Continuous Casting Machine, Trans. ISIJ, v.20, n.6, p.B-211, 1980.
- BEITELMAN, L. et al. Influence of Electromagnetic Stirring in Quality of Continuously Cast Billets. In: 2<sup>ND</sup> PROCESS TECHNOLOGY CONFERENCE, 1981, Proceedings..., p.270-277.
- BEITELMAN, L.; RUER, J. Influence of Magnetogyr Process Design Features on Billet Quality. In: ELECTRIC FURNACE CONFERENCE, 1983, Proceedings..., v.41, p.151-157.
- BEITELMAN, L. Flexible Control of Stirring in a Continuous Casting Mold with a Dual-Coil System. In: ELECTRIC FURNACE CONFERENCE, 1997, Proceedings..., v. , p.333-340.
- BIRAT, J. P.; CHONÉ J. Electromagnetic stirring on billet, bloom, and slab continuous casting: state of the art in 1982. Ironmaking and Steelmaking, v.10, n.6, p.269-281, 1983.
- BRUCHANOV, A. Solidification of Steel in a Rotating Magnetic Field. Stahl Eisen, v.54, p.1111, 1934.
- CFX-4.4 SOLVER MANUAL. Copyright AEA Technology, 1997.
- CHANG, F. C.; HULL, J. R.; BEITELMAN, L. Simulation of Fluid Flow Induced by Opposing AC Magnetic Fields in a Continuous Casting Mold. In: 13<sup>TH</sup> PTD CONFERENCE, 1995, Proceedings..., v. , 1995, p.79-88.
- CHONE et al. Development of the Magnetogyr Process for the Continuous Casting of Blooms and Billets – Application to Aluminum-killed Steels, STEELMAKING CONFERENCE, 1980, Proceedings..., v.63, p.261-272.
- CHUNG, S. I.; YOON, J. K. Numerical analysis of effect of electromagnetic stirring on solidification phenomena in continuous casting. Ironmaking and Steelmaking, v.23, n.5, p.425-432, 1996.

- DUBKE et al. Spatial distribution of magnetic field of linear inductors used for electromagnetic stirring in Continuous Casting of Steel. Ironmaking and Steelmaking, v.18, n.5, p.347-353, 1991.
- DUBKE et al. Flow Fields in Electromagnetic Stirring of Rectangular Strands with Linear Inductors: Part I. Theory and Experiments with Cold Models. Metallurgical Transactions B, v.19B, p.581-593, 1988.
- FAVRE et al. Control of Nozzle Erosion and Slag Entrapment in Billet Casting with Electromagnetic Stirring. In: 3<sup>RD</sup> EUROPEAN CONFERENCE ON CONTINUOUS CASTING, 1998, Proceedings..., Livro 2, p.595-604.
- FREITAS et al. Estudo do Arraste de Escória no Molde através de Modelamento Físico e Matemático. In: XXX SEMINÁRIO SOBRE FUSÃO, REFINO E SOLIDIFICAÇÃO DOS METAIS – ABM, 1999, Belo Horizonte, MG, Anais..., p.333-342.
- FUJISAKI et al. Magnetohydrodynamic Calculation for Electromagnetic Stirring of Molten Metal. IEEE Transactions on Magnetics. v.34, n.4, p.2120-2122, 1998.
- FUJISAKI et al. Magnetohydrodynamic calculation of In-Mold Electromagnetic Stirring. IEEE Transactions on Magnetics, v.33, n.2, 1997.
- FUJISAKI et al. Phase Characteristics of Electromagnetic Stirring. IEEE Transactions on Magnetics. v.33, n.2, p.1642-1645, 1997.
- FUJISAKI, K.; NAKAGAWA, J-I.; MISUMI, H. Fundamental Characteristics of Molten Metal Flow Control by Linear Induction Motor. IEEE Transactions on Magnetics, v.30, n.6, p.4764-4766, 1994.
- GALPIN et al. Essais du frein électromagnétique en lingotière de coulée continue à Sollac Dunkerque. La Revue de Métallurgie, p.1649-1658, 1994.
- GENMA et al. The Linear-motor Type In-mold Electromagnetic Stirring Technique for the Slab Continuous Caster. ISIJ International, v.29, n.12, p.1056-1062, 1989.
- GLAWS, P. C.; FRYAN, R. V.; KEENER, D. M. The Influence of Electromagnetic Stirring on Inclusion Distribution as Measured by Ultrasonic Inspection. In: STEELMAKING CONFERENCE, 1991, Proceedings..., v.74, p.247-264.
- GOSMAN, A. D.; IOANNIDES, E. Aspects of computer simulation of liquid fuelled combustors. AIAA Paper, n.81-0323, 1981.
- GRAY et al. Electromagnetic Stirring in the Mold During Continuous Casting, Iron and Steelmaker, v.9, n.4, p.20-26, 1982.

GRAY et al. In-Mold Electromagnetic Stirring – Cast Billet and Bar Product Quality, Can. Min. Metall. Bull., v.75, pp.106-109, 1982.

HACKL et al. The electromagnetic brake: influence on fluid flow and casting quality. In: 1<sup>ST</sup> EUROPEAN CONFERENCE ON CONTINUOUS CASTING, 1991, Proceedings... Florence.

HACKL et al. The use and results of electromagnetic stirring for the continuous casting of steel. In: METALLURGICAL PLANT AND TECHNOLOGY INTERNATIONAL 2 AND 50<sup>TH</sup> ELECTRIC FURNACE CONFERENCE, 1992, Proceedings..., Atlanta.

HALLIDAY, D.; RESNICK, R.; KRANE, K. S. Física 3. Rio de Janeiro, RJ: LTC-Livros Técnicos e Científicos Editora SA, 1996.

HO, Y-H.; CHEN, C-H.; HWANG, W-S. Analysis of Molten Steel Flow in Slab Continuous Caster Mold. ISIJ International, v.34, n.3, p.255-264, 1994.

HO, Y-H.; HWANG, W-S. The Analysis of Molten Steel Flow in Billet Continuous Casting Mold. ISIJ International, v.36, n.8, p.1030-1035, 1996.

HUGHES, W. F.; YOUNG F. J. The Electromagnetodynamics of Fluids. Robert E. Krieger Publishing Company, Florida, 1989. 648p.

HUANG, X.; THOMAS, B. G.; NAJJAR, F. M. Modeling Superheat Removal during Continuous Casting of Steel Slabs. Metallurgical Transactions B, v.23B, June, p.339-356, 1992.

HWANG et al. Numerical Analysis of the Influences of Operational Parameters on the Fluid Flow and Meniscus Shape in Slab Caster with EMBR. ISIJ International, v.37, n.7, p.659-667, 1997.

IDA, N.; BASTOS, J. P. A. Electromagnetics and Calculation of Fields. New York, NY: Springer-Verlag, 1997.

ILEGBUSI, O. J.; SZEKELY, J. Fluid flow and tracer dispersion in shallow tundishes. Steel Research, v.59, n.9, p.399-405, 1988.

ISHII, T.; SAZHIN, S. S.; MAKHLOUF, M. Numerical prediction of magnetohydrodynamic flow in continuous casting process. Ironmaking and Steelmaking, v.23, n.3, p.267-272, 1996.

JAUCH et al. Electromagnetic stirring in the secondary cooling zone of continuous casting plants for blooms and billets. Stahl und Eisen, v.104, n.9, p.428-434, 1984.

- KIM et al. Numerical simulation of the coupled turbulent flow and macroscopic solidification in Continuous Casting with Electromagnetic Brake. ISIJ International, v.40, n.7, p.670-676, 2000.
- KOBAYASHI, S.; TOMONO, H.; TADA, K. Amélioration de la qualité des brames de coulée continue grâce au brassage électromagnétique par courant de conduction. Revue de Métallurgie-CIT, p.887-903, 1983.
- KOBAYASHI, S.; ISHIMURA S. Analysis of Turbulent Flow Field Induced by Rotating Electromagnetic Field in Round Billets. Transactions ISIJ, v.28, p.754-760, 1988.
- KOGITA et al. Electromagnetic Stirring technique in the mold for slab caster. In: STEELMAKING CONFERENCE, 1992, Proceedings..., p.421-428.
- KOR, G. J. W. Effect of Circumferential Electromagnetic Stirring of Steel on Inclusion Distribution. Trans. ISS, v.5, p.1-5, 1984.
- KOR, G. J. W. Influence of circumferential electromagnetic stirring on macrosegregation in steel. Ironmaking and Steelmaking, v.9, n.6, p.244-251, 1982.
- LAUNDER, B. E.; SPALDING, D. B. The Numerical Computations of Turbulent Flows. Comp. Methods in Applied Mechanics and Engineering, v.3, p.269-289, 1974.
- LAN, X. K.; KHODADADI, J. M.; SHEN, F. Evaluation of Six  $k-\varepsilon$  Turbulent Model Predictions of Flow in a Continuous Casting Billet-Mold Water Model Using Laser Doppler Velocimetry Measurements. Metallurgical and Materials Transactions B, v.28B, p.321-332, April, 1997.
- LI, B. Q. Solidification Processing of Materials in Magnetic Fields. JOM-e, v.50, n.2, p.1-13, 1998.
- LI, J.; EIDEM, M. Ladle Furnace Stirring Force Calculation Including  $\mathbf{u} \times \mathbf{B}$  Term. ABB Technical Report, 1999.
- LIMOGES, J.; BEITELMAN, L. Continuous Casting of High Carbon and Alloy Steel Billets With In-Mold Dual-Coil Electromagnetic Stirring System. Iron and Steelmaker, p.49-57, 1997.
- MALISKA, C. R. Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional. Rio de Janeiro: TC-Livros Técnicos e Científicos Editora, 1995. 424p.
- MANNEVELD et al. The EMBR: a new metallurgical instrument for clean steel? First results at Hoogovens Ijmuiden. La Revue de Métallurgie, p.513-520, 1993.

- MEYER, J-L.; SZEKELY, J.; EL-KADDAH, N. Calculation of the Electromagnetic Force Field for Induction Stirring in Continuous Casting. Transactions ISIJ, v.27, p.25-33, 1987.
- NATAJARAN, T. T.; EL-KADDAH, N. Finite Element Analysis of Electromagnetically Driven Flow in Sub-mold Stirring of Billets and Slabs. ISIJ International, v.38, n.7, p.680-689, 1998.
- OPERA-3D User Guide and Reference Manual. Copyright Vector Fields Limited, England, 2000.
- PAPAY, F. R. et al. Billet Quality Improvement with Mold Electromagnetic Stirring. In: STEELMAKING CONFERENCE, 1993, Proceedings..., p.437-439.
- PARTINEN et al. Experimental and Computational Investigation of Rotary Electromagnetic Stirring in a Woods Metal System. ISIJ International, v.34, n.9, p.707-714, 1994.
- PATANKAR, S. V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. New York: Mcgraw-Hill, 1980. 197p.
- PESTEANU, O. Contribution to the Flow Calculation in Electromagnetic Stirrers for Continuous Casting. ISIJ International, v.42, n.1, p.118-119, 2002.
- POIRIER, D. R.; GEIGER, G. H. Transport Phenomena in Materials Processing. Warrendale, Pennsylvania: TMS, 1994. 658p.
- REDDY, J. N. The finite element method in heat transfer and fluid dynamics. Boca Raton, Fl. : Crc Press, 1994. 390p.
- ROBIGLIO et al. Diseño y Modelado Numerico del EMS en Siderca. In: XII SEMINARIO DE ACERIA – IAS, 1999, Proceedings..., p.410-419.
- SALUJA et al. Fluid flow phenomena in the electromagnetic stirring of continuous casting systems, part1: the behavior of a cylindrical shaped laboratory scale installation. Steel Research, v.61, n.10, p.455-466, 1990.
- SAWADA et al. Development and Application of Simulator for Analyzing Molten Steel Flow and Inclusion Behavior in Continuous Casters. Nippon Steel Technical Report, n.67, p.7-12, 1995.
- SCHLICHTING, H.; GERSTEN, K. Boundary-Layer Theory. Berlin: Springer-Verlag, 8<sup>th</sup> ed. 2000. 799p.
- SCOTT, R. E. Linear Circuits Part 2 Frequency-Domain Analysis. London: Addison-Wesley Publishing Company, 1960. 417p.

SHTANKO, D. A. Solidification of Steel in a Magnetic Field. Zhurnal Tekhnicheskoi Fiziki, v.3, n.6, p.1085, 1933.

SIVESSON, P.; HÄLLÉN, G.; WIDELL, B. Improvement of inner quality of continuously cast billets using electromagnetic stirring and thermal soft reduction. Ironmaking and Steelmaking, v.25, n.3, p.239-246, 1998.

SPITZER, K-H.; DUBKE, M.; SCHWERDTFEGER, K. Rotational Electromagnetic Stirring in Continuous Casting of Round Strands. Metallurgical Transactions B, v.17B, p.119-131, 1986.

SZEKELY, J. Fluid Flow Phenomena in Metals Processing. New York: Academic Press, 1979. 437p.

TACKE, K-H.; LUDWIG, J. C. Steel flow and inclusion separation in continuous casting tundishes. Steel Research, v.58, n.6, p.262-270, 1987.

TAKATANI et al. Analysis of Heat Transfer and Fluid Flow in the Continuous Casting Mold with Electromagnetic Brake. ISIJ International, v.29, n.12, p.1063-1068, 1989.

TAKEUCHI et al. Advances of Applied MHD Technology for Continuous Casting Processes. Nippon Steel Technical Report, n.61, p.29-37, 1994.

TAKEUCHI et al. Quality Improvement of Continuously Cast Stainless Steel Blooms Through Electromagnetic Stirring. Trans. ISIJ, v.18, p.352-360, 1978.

TOH, T.; HASEGAWA, H.; HARADA H. Evaluation of Multiphase Phenomena in Mold Pool under In-Mold Electromagnetic Stirring in Steel Continuous Casting. ISIJ International, v.41, n. 10, p.1245-1251, 2001.

TOLEDO et al. Agitación electromagnética en la colada continua de acero. Rev. Metal. Madrid, v.31, n1., p. 3-30, 1995.

<sup>1</sup>TRINDADE, L. B. et al. Efeitos térmicos e fluido-dinâmicos devidos a um agitador eletromagnético para tarugos. Revista Escola de Minas, Minas Gerais, v.54, n.3, p.233-237, Jul/Set. 2001.

<sup>2</sup>TRINDADE, L. B. et al. Effects of Mold Electromagnetic Stirring for Different Casting Speeds. In: 13<sup>TH</sup> IAS STEELMAKING SEMINAR, 2001, Buenos Aires, Proceedings..., p.227-234.

<sup>3</sup>TRINDADE, L. B. et al. Modelo Numérico de um Agitador Eletromagnético para Lingotamento Contínuo de Tarugos. In: XXXII SEMINÁRIO DE FUSÃO, REFINO E SOLIDIFICAÇÃO DOS METAIS, 2001, Salvador, Anais..., p.353-363.

<sup>4</sup>TRINDADE, L. B. et al. Estudo do escoamento, fluxo de calor e solidificação no molde de lingotamento contínuo. In: XXXIII SEMINÁRIO DE FUSÃO, REFINO E SOLIDIFICAÇÃO DOS METAIS, 2002, Santos, Anais..., p.298-308.

TRINDADE, L. B. et al. Numerical Model of an Electromagnetic Stirring for Continuous Casting Billets. IEEE Transactions on Magnetics, aceito para publicação em 2002.

TZAVARAS, A. A. Solidification Control by Electromagnetic Stirring – State of Art. In: STEELMAKING CONFERENCE, 1983, Proceedings..., v.66, p.89-109.

TZAVARAS, A. A.; BRODY H. D. Electromagnetic Stirring and Continuous Casting – Achievements, Problems, and Goals. Journal of Metals, p.31-37, 1984.

TZAVARAS, A.; WALLACE, J. F. Behavior of Inclusions in Steel Under Induced Fluid Flow During Solidification. Trans. AFS, v.80, p.197-204, 1972.

VAN DOORMAL, J. P.; RATHBY G. D. Enhancements of the SIMPLE method for predicting incompressible fluid flows. Numerical Heat Transfer, 7, p.147-163, 1984.

WELBURN, R. W.; FARIES, F.; GRAHAM, C. Initial experience with new billet casting machine at BSC Special Steels. Ironmaking and Steelmaking, v.10, n.6, p.282-288, 1983.

YAMAHIRO et al. Continuous Casting of pseudo-rimmed steel by in mold electromagnetic stirrer. In: STEELMAKING CONFERENCE, 1983, Proceedings..., v.66, p.111-122.

YAMAMURA et al. Optimum Magnetic Flux Density in Quality Control of Casts with DC Magnetic Field in Continuous Casting Mold. ISIJ INTERNATIONAL, v.41, n.10, p.1229-1235, 2001.