

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

MODELAGEM NUMÉRICA DA INTERFACE METAL-ESCÓRIA EM MOLDES
DE SEÇÃO CIRCULAR SOB EFEITO DE AGITAÇÃO ELETROMAGNÉTICA NO
LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE AÇO

José Ernesto de Azevedo Nadalon

Dissertação para obtenção do título de Mestre em Engenharia

Porto Alegre
2008

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

MODELAGEM NUMÉRICA DA INTERFACE METAL-ESCÓRIA EM MOLDES
DE SEÇÃO CIRCULAR SOB EFEITO DE AGITAÇÃO ELETROMAGNÉTICA NO
LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE AÇO

José Ernesto de Azevedo Nadalon
Engenheiro Civil

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

Área de Concentração: Metalurgia Extrativa / Tecnologia Mineral

Porto Alegre
2008

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre 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.-Ing. Antônio Cezar Faria Vilela

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Ney Francisco Ferreira – DEMEC/UFRGS
Prof. Dr. Jaime Álvares Spin Jr. – DEMET/PPGEM/UFRGS
Dr. Leonardo Barboza Trindade – STE/UFRGS

Prof. Dr. Carlos Peres Bergmann
Coordenador do PPGEM

Dedico este trabalho a minha família,
especialmente aos meus pais *Iara e Luis Paulo*.

AGRADECIMENTOS

Ao final deste trabalho quero agradecer a pessoas e entidades que de alguma forma contribuíram para realização deste trabalho.

Quero inicialmente agradecer ao meu orientador, Prof. Vilela, pelo apoio e atenção a mim dedicados, desde o meu ingresso no LASID em 2001 como bolsista de iniciação científica.

Aos colegas e amigos, responsáveis pelo meu ingresso no LASID, Michele Goulart e Thiago Peres. Amigos que me ajudaram muito quando iniciei meus estudos em simulação numérica.

A todos os outros colegas *lasidianos* que, direta ou indiretamente, me auxiliaram na vida acadêmica. Em especial aos colegas: Janaína, Juliana, Wagner, Ismael, Rafael, Júlio, Bayard. Também ao Prof. Eduardo e Magda, meus sinceros agradecimentos.

Aos amigos *labiomatianos* Jéferson, Marcelo, Tiago, Samanta, Roselen e Gabriela, Vânia e L.A., agradeço pela amizade, jogos, *churras* e festas, que ajudaram a descontrair nos momentos certos.

Registro aqui um agradecimento muito especial ao grande amigo que conforme ele mesmo diz “me atuara desde 2001” quando iniciei no LASID como bolsista. Obrigado Leonardo, pela atenção dispensada e pelas oportunidades proporcionadas. “*Cara, tu és um exemplo que procuro seguir*”.

Aos amigos de CEU: Taís e Márcia, parceiras de longa data; Karine e Paulo, amigos pra sempre.

Agradeço a minha família, eternos incentivadores, pelo apoio e pela compreensão devido a ausência dos últimos tempos. Em especial: a minha mãe, que de longe sempre está comigo em pensamento, e quando necessário sempre ao meu lado; e minha irmã Clarissa e minha prima Daiana, que me acompanham mais de perto aqui em Porto Alegre.

Ao CNPq, instituição de fomento a pesquisa pelo apoio na execução do trabalho.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	III
LISTA DE TABELAS.....	VI
LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS.....	VII
RESUMO	VIII
ABSTRACT	IX
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 AGITADORES ELETROMAGNÉTICOS	5
2.2 PÓS FLUXANTES E ESCÓRIA LÍQUIDA.....	7
2.3 MECANISMOS DE ARRASTE	9
2.4 ARRASTE EM TARUGOS – MODELO FÍSICO.....	15
2.5 ARRASTE EM TARUGOS – MODELO NUMÉRICO.....	18
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	21
3.1 PROCEDIMENTO NUMÉRICO	21
3.2 MODELO DO AGITADOR ELETROMAGNÉTICO.....	22
3.2.1 DEFINIÇÃO DO PROBLEMA.....	22
3.2.2 SIMPLIFICAÇÕES DO MODELO ELETROMAGNÉTICO	24
3.2.3 EQUAÇÕES GOVERNANTES.....	24
3.2.4 DISCRETIZAÇÃO DA GEOMETRIA.....	26
3.2.5 CONDIÇÕES INICIAIS E DE CONTORNO.....	26
3.2.6 METODOLOGIA DE SIMULAÇÕES.....	27
3.3 ACOPLAMENTO.....	28
3.4 MODELO FLUIDODINÂMICO – ESCOAMENTO NO MOLDE	28
3.4.1 DEFINIÇÃO DO PROBLEMA.....	28
3.4.2 EQUAÇÕES GOVERNANTES DO ESCOAMENTO	30

3.4.3	SIMPLIFICAÇÕES DO MODELO.....	33
3.4.4	DISCRETIZAÇÃO DA GEOMETRIA.....	33
3.4.5	CONDIÇÕES INICIAIS E DE CONTORNO.....	34
3.4.6	METODOLOGIA DAS SIMULAÇÕES.....	36
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	38
4.1	RESULTADOS DO MODELO ELETROMAGNÉTICO.....	38
4.1.1	VALIDAÇÃO DO MODELO.....	38
4.1.2	CASOS SIMULADOS – CONDIÇÕES PARA ACOPLAMENTO COM O MODELO FLUIDODINÂMICO.....	41
4.2	RESULTADOS DO MODELO FLUIDODINÂMICO.....	44
4.2.1	RESULTADOS TRANSIENTES.....	44
4.2.2	RESULTADOS ESTACIONÁRIOS.....	50
5	CONCLUSÕES.....	67
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	69
7	REFERÊNCIAS.....	70

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Desenho esquemático do Processo de Lingotamento Contínuo, (RIZZO, 2006).	1
Figura 2: Tipos de esboços metálicos, (RIZZO, 2006).....	2
Figura 3: Desenho esquemático de um tipo de agitador eletromagnético, (RIZZO, 2006).	5
Figura 4: Representação esquemática da composição das camadas de escória no topo do molde, (FREITAS, 2000).	8
Figura 5: Mecanismos de arraste em molde de placas, (YOSHIDA, 2005).	11
Figura 6: Detalhe dos <i>fingers</i> de arraste, (YOSHIDA, 2005).	11
Figura 7: Mecanismo (2) de instabilidade (YOSHIDA, 2005).	12
Figura 8: Tipos de aprisionamento – (a) estável; (b) não estável, (IGUCHI, 2000).	13
Figura 9: Instabilidade <i>Taylor-Saffman</i> ocorrendo em modelo experimental, (IGUCHI, 2000).	13
Figura 10: Rompimento de bolhas gasosas na interface, (YOSHIDA, 2005).....	14
Figura 11: Ascensão de bolha em líquido – modelo experimental, (YAMASHITA, 2001).	14
Figura 12: Representação esquemática do rompimento da interface metal/escória por bolha gasosa proveniente do aço, (YAMASHITA, 2001).	15
Figura 13: Velocidade de início de arraste em função quatro valores diferentes de espessura de escória, (FREITAS, 2000).	17
Figura 14: Velocidade de início de arraste em função da viscosidade da escória, (FREITAS, 2000).....	18
Figura 15: Resultados comparativos – modelo numérico (a) e (b), (NADALON, 2006) x modelo físico (c), (FREITAS, 2000).	19
Figura 16: (a) Escoamento dentro do molde sem agitação eletromagnética, e (b) com agitação eletromagnética. (NADALON, 2006).....	20
Figura 17: Organograma demonstrativo das etapas de modelagem numérica.....	21
Figura 18: Geometria empregada no modelo do agitador eletromagnético.....	22
Figura 19: Esquema da disposição das bobinas no agitador eletromagnético.	23
Figura 20: Malha computacional do modelo eletromagnético: (a) detalhe do equipamento, (b) ar externo.....	26

Figura 21: Eixo de medição do perfil de campo eletromagnético.....	27
Figura 22: Volume de controle do modelo fluidodinâmico.....	30
Figura 23: Malha computacional em volumes finitos.....	34
Figura 24: Condições de contorno – modelo fluidodinâmico.....	35
Figura 25: CASO A – Validação.....	39
Figura 26: CASO B – Validação.....	39
Figura 27: CASO C – Validação.....	40
Figura 28: CASOS D – Validação.....	40
Figura 29: Perfis de campo magnético – Casos 1, 2 e 3 – Seção 180 mm.....	41
Figura 30: Perfis de campos magnéticos – Casos 4, 5 e 6 – Seção 230 mm.....	42
Figura 31: Relação entre campo magnético e corrente de excitação.....	42
Figura 32: Relação entre força máxima e campo magnético máximo.....	43
Figura 33: Linhas de corrente de aço dentro do molde – efeito do agitador.....	45
Figura 34: Comportamento da camada de escória – variação da viscosidade da escória.	47
Figura 35: Comportamento da camada de escória – variação do comprimento de submersão da válvula.....	49
Figura 36: Distribuição de fração volumétrica de escória num plano longitudinal do molde – seção 180 mm.....	50
Figura 37: Iso-superfície de escória com FV de 1% – Seção 180mm.....	51
Figura 38: Distribuição de fração volumétrica de escória num plano longitudinal do molde – Seção 230 mm.....	51
Figura 39: Iso-superfície de escória com FV de 1% – Seção 230mm.....	52
Figura 40: Linhas de corrente: seção 180 mm.....	53
Figura 41: Linhas de corrente: seção 230 mm.....	54
Figura 42: Vetores velocidade na parede – Seção 180 mm.....	55
Figura 43: Vetores velocidade na parede – Seção 230 mm.....	55
Figura 44: Gráfico apresentando o aumento da velocidade quando do aumento da corrente de excitação.....	56
Figura 45: Profundidade de penetração do jato – Seção 180 mm.....	57
Figura 46: Profundidade de penetração do jato – Seção 230 mm.....	58
Figura 47: Relação profundidade de penetração <i>versus</i> corrente.....	59
Figura 48: Distribuição de fração volumétrica de escória num plano longitudinal do molde – Seção 180 mm.....	59

Figura 49: Interface metal – escória delimitada por um valor constante de fração volumétrica de escória (0,01).	60
Figura 50: Distribuição de fração volumétrica de escória num plano longitudinal do molde – Seção 230 mm.	61
Figura 51: Interface metal – escória delimitada por um valor constante de fração volumétrica de escória (0,01).	62
Figura 52: Perfis de velocidade ao longo do comprimento do molde – Seção 180 mm.	64
Figura 53: Mapas de velocidade na região próxima a camada de escória.	65
Figura 54: Perfis de velocidade ao longo do comprimento do molde – Seção 230 mm.	65
Figura 55: Mapas de velocidade na região próxima a camada de escória – 230 mm.....	66

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Características eletromagnéticas dos materiais	24
Tabela 2: Casos simulados – Validação.....	27
Tabela 3: Casos analisados.....	28
Tabela 4: Características físicas dos fluídos simulados.....	29
Tabela 5: Características geométricas dos casos simulados.....	30
Tabela 6: Características do modelo que simula o efeito da viscosidade da escória.....	46
Tabela 7: Características do modelo que analisa o efeito da PSV.....	48
Tabela 8: Volumes de escória calculados no interior do molde.....	48
Tabela 9: Características testadas nos modelos estacionários.....	52
Tabela 10: Volumes de escória calculados no interior do molde – seção 180 mm.....	61
Tabela 11: Volumes de escória calculados no interior do molde – Seção 230 mm	62

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

A	Potencial vetorial magnético
ABM	Associação Brasileira de Metalurgia
$A_{\alpha\beta}$	Área interfacial
B	Densidade de fluxo magnético
C_D	Coefficiente de arraste
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
CM	Comprimento do molde
DEV	Diâmetro externo da válvula
DIV	Diâmetro interno da válvula
DM	Diâmetro do molde
E	Campo elétrico
F_b	Força de corpo - forças de <i>Lorentz</i>
FV	Valor de fração volumétrica
$F_{\alpha\beta}$	Força de tensão superficial
H	Campo magnético
J	Densidade de corrente
$\kappa_{\alpha\beta}$	Curvatura da interface
$LASID$	Laboratório de Siderurgia
LC	Lingotamento Contínuo
M_α, M_β	Forças inerciais atuando em cada fase
$n_{\alpha\beta}$	Vetor normal a interface
p'', p	Pressão
$P1, P2$	Tipos de pós fluxantes
PSV	Profundidade de submersão da válvula
RCM	Raio de Curvatura do molde
r_α, r_β	Fração volumétrica de cada fase no volume discretizado
S_M	Termo fonte
SSG	Modelo de turbulência
$UFRGS$	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
U_α, U_β	Velocidade de cada fase
α	Índice da fase primária
β	Índice da fase secundária
$\delta_{\alpha\beta}$	Função interfacial
μ_m	Permeabilidade magnética
ρ_α, ρ_β	Densidade de cada fase
σ_e	Condutividade elétrica
Φ	Potencial escalar elétrico

RESUMO

Cada vez mais as siderúrgicas focadas na produção de aços especiais fazem uso de dispositivos eletromagnéticos que agem de forma benéfica no escoamento do aço no interior do molde e também nas trocas térmicas entre o aço líquido e o molde de cobre. Porém, o uso desses dispositivos pode acarretar perturbações indesejáveis na região de interface entre o metal e a camada protetora de escória no topo do molde. Essas perturbações na interface podem proporcionar arraste e emulsificação de escória. O aprisionamento de escória no molde pode dar origem a problemas como defeitos superficiais e internos nos tarugos solidificados. Baseado em práticas correntes nas plantas siderúrgicas este trabalho pretende verificar as condições que propiciam o arraste de escória na região superior do molde, nos casos em que se aplica agitação eletromagnética.

Este estudo foi realizado em duas etapas, sendo que a primeira etapa destina-se o estudo e desenvolvimento de um modelo, fazendo uso de uma ferramenta numérica, que represente o funcionamento de agitadores eletromagnéticos usados na siderurgia. Dando seqüência ao estudo, foi então desenvolvido um modelo fluidodinâmico do molde do lingotamento contínuo, dando enfoque ao comportamento da interface metal – escória. O efeito do agitador sob o escoamento foi acoplado ao modelo fluidodinâmico, através de resultados do modelo eletromagnético calculados no modelo anterior. O objetivo desta etapa do trabalho é estudar as características de deformação do menisco e tentar avaliar a ocorrência de arraste de escória quando da variação de alguns parâmetros, como por exemplo, intensidade de agitação e espessura de camada líquida de escória.

Foram analisados escoamentos em moldes circulares com duas diferentes de seções transversais. Nestes escoamentos foram testadas três intensidades de agitação eletromagnéticas para cada um deles. Outro parâmetro testado foi a espessura da camada de escória no menisco.

Este estudo demonstrou que a agitação eletromagnética excessiva pode acarretar arraste de escória, como indicado na literatura. Foi possível também verificar o tipo de deformação que ocorre na interface e as características que podem proporcionar circunstâncias críticas para o arraste. Além da intensidade de agitação, os resultados também sugerem que, quanto menor profundidade de submersão da válvula, maior a probabilidade de ocorrência de arraste.

ABSTRACT

Each time more the steelmaking plants, focused on the special steels productions, have used electromagnetic devices which act well not only on the steel flow inside the mold but also on the thermal changes between the liquid steel and the copper mold. However, the use of these devices may cause undesirable instability in the interface steel – slag in the top of the mold. These instabilities in the interface may cause entrapment and emulsification of the slag. The entrapment of the slag in the mold may originate problems like superficial and internal defects in the solidified billet. Based on current practices in the steelmaking plants, this paper aims to verify the conditions that promote the slag entrapment in the upper region of the mold, in the cases in which the electromagnetic stirring is applied.

This study was developed in two stages. The first stage aimed to study and to construct a numerical model which represents the electromagnetic stirrer work. As a sequence of the study, a fluid-dynamic model to the flow in the continuous casting mold was developed, with focus on the behavior of the steel – slag interface. The electromagnetic stirrer effects, under the steel flow in the mold, were coupled with the fluid-dynamic model, through the electromagnetic model results, previously calculated. The aim of this work is to verify the possibilities of slag entrapment occurrence when there is variation of the parameters like the electric current intensity (electromagnetic stirring), slag thickness, slag viscosity and submersion nozzle depth.

In this work the fluid flow was analyzed in a circular mold with two different sections (180mm and 230mm). Each section mold was tested with a type of mold powder. In this flow three different stirrer intensities were tested.

This study shows that the excessive electromagnetic stirring may cause slag entrapment, as indicated in the literature. It was also possible to verify the kind of deformation that happens on the steel-slag interface, and the characteristics that bring critical circumstances to the slag entrapment. Besides the stirring intensity, the results also suggest that the smaller the submersion nozzle depth the greater the probability of the slag entrapment occurrence.

1 INTRODUÇÃO

Durante a etapa final do processo de fabricação de aço na aciaria, chamada lingotamento contínuo (LC), representado esquematicamente na Figura 1, o aço líquido vindo de processos de refino secundário na panela siderúrgica, passa pelo distribuidor e chega ao molde onde ocorre a solidificação do metal dando origem a peça metálica semi-acabada. O processo se inicia com o esgotamento do metal contido na panela, onde já foram feitas as últimas injeções de ligas e homogeneização química e térmica, para dentro do distribuidor. O distribuidor é um dispositivo que tem como principais objetivos propiciar flotação e remoção de inclusões, bem como abastecer os moldes para a produção dos tarugos e chapas.

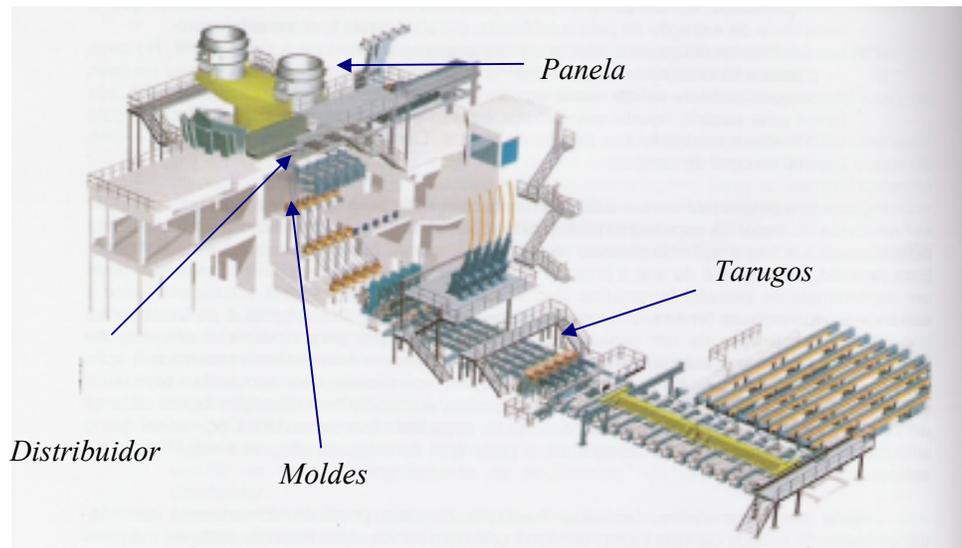


Figura 1: Desenho esquemático do Processo de Lingotamento Contínuo, (RIZZO, 2006).

Quando o molde recebe o aço líquido vindo do distribuidor, se iniciam os processos de extração térmica que promoverão a solidificação do metal. O molde é uma estrutura metálica, que tem a função de promover a remoção de calor do aço e também dar forma ao esboço que está sendo produzido.

No que diz respeito à forma dos esboços produzidos, pode-se dividir a produção mundial de aços nos seguintes tipos: blocos, tarugos, pré-formas, placas planas, placas

finas e tiras. Esta separação em tipos é definida pelo formato do molde empregado no lingotamento, conforme desenhos ilustrativos da Figura 2. Este trabalho apresenta um estudo feito exclusivamente para moldes de longos com seção circular.

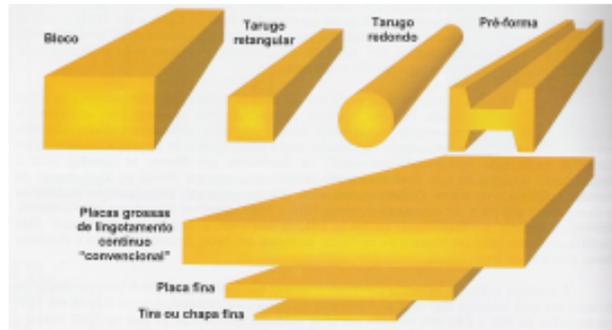


Figura 2: Tipos de esboços metálicos, (RIZZO, 2006).

Com relação à remoção de calor do molde, destaca-se que este é feito de cobre devido à alta condutividade térmica deste metal, que aumenta a taxa de extração de calor do aço. Associado a isso, a extração de calor também se deve ao uso de trocadores de calor com recirculação de água. A remoção de calor proporcionada pelo molde é de extrema importância, pois depende dela a espessura de casca solidificada.

Na produção de aços especiais, leva-se em conta práticas de execução do lingotamento que aumentem o grau de pureza dos esboços metálicos produzidos. Um dos meios usados durante a passagem do aço pelos moldes é o emprego de agitadores e freios eletromagnéticos que interferirão na solidificação, aquecimento e escoamento do metal. O uso de equipamentos eletromagnéticos na siderurgia já vem se desenvolvendo desde a década de 30, quando algumas universidades na Europa começaram estudos da aplicação dos fenômenos eletromagnéticos em metais líquidos, conforme BIRAT e CHONÉ (1983).

Para a produção de aços especiais, é corrente o uso de dois tipos de dispositivos: os freios e os agitadores eletromagnéticos. O primeiro é usado principalmente para placas e o segundo, em geral, para tarugos e blocos.

A qualidade do aço produzido, entre outras coisas, está ligada ao escoamento do aço líquido durante a passagem deste pelas várias etapas do processo de fabricação. A compreensão dos fenômenos ligados ao escoamento se torna importante uma vez que

isto auxilia na detecção de pontos de falha e na elaboração de solução para possíveis problemas. Mais especificamente dentro do molde, as práticas de agitação eletromagnética podem acarretar problemas de qualidade no esboço produzido.

Como citado anteriormente, o acoplamento de dispositivos eletromagnéticos alteram, entre outros aspectos, o escoamento do aço no interior do molde e pode potencializar perturbações instáveis na região de interface entre o metal e a camada de escória no topo do molde, causando o arraste da escória. É neste sentido que já há bastante tempo, laboratórios nas empresas e universidades vêm se especializando em estudos que verifiquem os tipos de escoamento em cada uma das diferentes etapas que o aço, depois de fundido, percorre dentro das aciarias. Estes estudos podem ser realizados usando modelos que visam reproduzir em laboratório as condições verificadas na planta. Os dois tipos mais comuns de modelagem são: modelamento físico e modelamento numérico, dos fenômenos de escoamento.

A camada de escória líquida que se forma em moldes de cobre durante o LC se deve ao uso de pós-fluxantes que se funde em contato com o aço líquido (1550°C). Com isso, forma-se um sistema bifásico aço-escória, gerando uma interface do tipo líquido – líquido. A instabilidade desta interface é que pode acarretar problemas de arraste para dentro do molde.

Visando a compreensão dos fenômenos de escoamento dentro do molde e tentando buscar soluções que possam minimizar a ocorrência de defeitos provenientes do arraste, o objetivo dessa dissertação é avaliar o comportamento da interface metal/escória no topo do molde, sob efeito de agitação eletromagnética, identificando condições que sinalizem uma maior probabilidade de ocorrência do arraste de escória.

O foco de estudo deste trabalho é a modelagem numérica de fenômenos físicos que ocorrem dentro do molde de lingotamento contínuo, usando para isso ferramentas de simulação numéricas. Falando-se especificamente em problemas de escoamento, já são empregados há muito tempo modelos aplicando dinâmica de fluidos computacional – CFD (*Computational Fluid Dynamics*), que são métodos computacionais de solução de sistemas de equações diferenciais representativas de fenômenos físicos. Na quase totalidade das vezes as equações que descrevem estes fenômenos não possuem solução analítica e, para que seja possível sua solução, são empregados métodos numéricos de resolução.

Para que seja possível alcançar o objetivo central do trabalho, inicialmente será desenvolvido um modelo que simula o agitador acoplado ao molde – modelo eletromagnético em elementos finitos, usando o *software* ANSYS Multiphysics EMAG 10.0. Com este modelo objetiva-se a obtenção do campo de forças proporcionado pelo agitador ao modelo – as chamadas forças de *Lorentz*.

Em uma segunda etapa do trabalho, será apresentado o desenvolvimento de um modelo fluidodinâmico do escoamento no interior do molde, usando o Método de Volumes Finitos, usando o *software* ANSYS CFX10.0. Este modelo descreve o escoamento do aço líquido no interior do molde, acoplado aos campos de forças anteriormente calculados com o modelo eletromagnético. Este segundo modelo é um bifásico – com simulação das fases aço e escória líquida – para que se torne possível a análise do comportamento da interface no menisco, sob agitação eletromagnética.

Os resultados dos dois modelos associados devem possibilitar uma análise inicial que tenta apontar alguns mecanismos que podem aparecer na interface e no menisco, que a tornam instável. A instabilidade da interface está intimamente ligada ao arraste e aprisionamento de escória, podendo causar os defeitos internos e superficiais.

Este trabalho foi desenvolvido no Laboratório de Siderurgia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul – LASID / UFRGS.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica tem dois focos principais: o primeiro deles visa a compreensão do funcionamento e os principais efeitos dos agitadores eletromagnéticos, e o segundo faz uma revisão sobre o escoamento dentro do molde de lingotamento contínuo sob efeito de agitação eletromagnética e os potenciais fenômenos desencadeadores de arraste.

2.1 AGITADORES ELETROMAGNÉTICOS

Já há muito tempo as indústrias siderúrgicas fazem uso de agitadores eletromagnéticos, para interferir de forma benéfica nos processos de fabricação do aço. Um desenho esquemático deste dispositivo pode ser visto na Figura 3. Estes equipamentos têm como vantagem principal a possibilidade de se interferir no escoamento do aço líquido ao longo do processo de forma não intrusiva. Os agitadores podem objetivar desde uma homogeneidade térmica ou química, até interferência direta no campo de velocidade, alterando direção e sentido naturais de um dado escoamento. Os campos eletromagnéticos gerados por esses dispositivos, associados a características de condutividade elétrica do aço no estado líquido, têm a capacidade de promover movimentos direcionais no metal que escoam dentro do molde.

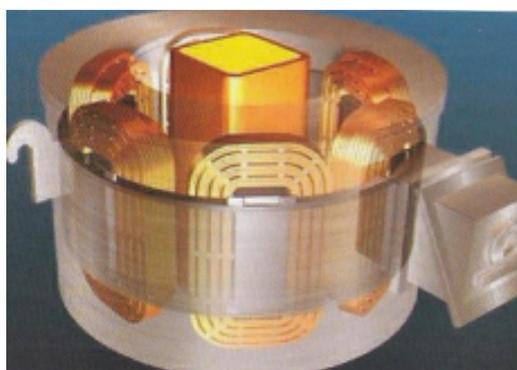


Figura 3: Desenho esquemático de um tipo de agitador eletromagnético, (RIZZO, 2006).

A influência de freios e agitadores eletromagnéticos já vem sendo analisada desde o início do século XX, porém a confirmação dos resultados experimentais e posterior

aplicação na indústria siderúrgica iniciaram em 1933. Desde então muitos estudos vêm sendo desenvolvidos, tanto em modelos físicos, como em modelos matemáticos. A tese de doutorado de TRINDADE (2002) é uma boa referência em português de revisão para estudos desenvolvidos acerca do uso de agitadores. Ela apresenta uma retrospectiva histórica do desenvolvimento destes equipamentos, mostrando desde os primeiros estudos sobre os efeitos dos campos eletromagnéticos sobre o metal líquido em solidificação, passando por estudos de posicionamento do agitador até a aplicação na indústria. Essa retrospectiva foi feita principalmente com base nos estudos de BIRAT e CHONÉ (1983).

Uma das principais funções dos agitadores eletromagnéticos em tarugos durante o processo de lingotamento contínuo é proporcionar uma redução no gradiente térmico no interior do molde, em outras palavras, ajuda na redução do sobreaquecimento. O movimento rotacional impelido ao aço líquido favorece as trocas térmicas entre as paredes do molde e o metal, redistribuindo a temperatura e proporcionando uma maior homogeneidade térmica na seção do tarugo. Esta característica faz com que mude o tipo de estrutura de solidificação. Nos casos em que não se aplica a agitação, os grandes gradientes de temperatura são responsáveis pela segregação do soluto e dão origem as indesejáveis estruturas colunares de solidificação. A agitação eletromagnética uma vez promovendo uma seção termicamente mais homogênea, aumenta a região equiaxial de solidificação e a redistribuição dos solutos.

O aumento das regiões equiaxiais de solidificação pode ser explicada por dois motivos: o movimento de giro no aço faz com que as pontas das dendritas colunares sejam 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; o sobreaquecimento é rapidamente eliminado devido à alta transferência do calor por convecção entre a frente solidificada e os núcleos de grãos equiaxiais.

Outra vantagem da agitação eletromagnética é a maior limpeza das regiões superficiais minimizando a formação de defeitos do tipo *pinholes* e *blowholes*. O movimento rotacional funciona como uma centrífuga, forçando os elementos mais leves como as inclusões não metálicas a se depositarem no centro do tarugo. O ideal seria que inclusões remanescentes vindas do distribuidor, ou mesmo gotas de escória de

fluxantes, tivessem possibilidade de ascender até o topo do molde e serem absorvidas pelo menisco. Porém, quando isso, não acontece é interessante que elas não se depositem em regiões muito próximas às paredes da peça.

Todas estas vantagens que podem ser adquiridas pelo uso dos agitadores são, em primeira instância, teóricas, pois dependem de outros fatores e da combinação entre eles. A velocidade de lingotamento é muito importante, pois pode afetar o efeito da agitação e até mesmo eliminá-lo. Outro fator são as condições elétricas que são aplicadas ao equipamento, como tensão e alimentação, frequência empregada etc. Quando não usado de forma conveniente, o efeito do campo eletromagnético sobre o escoamento pode ser prejudicial. O correto funcionamento depende da determinação de qual tipo de agitador e quais as condições que o mesmo irá operar em planta de forma a otimizar o funcionamento do equipamento, tornando assim possível alcançar as vantagens propostas pelo agitador, traduzido na qualidade do produto final.

2.2 PÓS FLUXANTES E ESCÓRIA LÍQUIDA

Durante o processo de LC existe um deslocamento relativo entre as interfaces do metal e do molde que sofre movimentos verticais oscilatórios. O metal que entra em contato com o molde começa a solidificar dando início à formação de uma pele solidificada. Sendo assim, o deslocamento relativo entre face do molde e a casca solidificada acaba gerando certo atrito interfacial. O atrito interfacial pode tanto causar danos ao molde, reduzindo sua vida útil, quanto causar problemas superficiais no produto final.

Para reduzir o efeito do atrito são utilizados alguns tipos de lubrificantes ou ainda pós fluxantes. Os lubrificantes são de origem vegetal ou mineral ao passo que os pós fluxantes são compostos de materiais cerâmicos. Na produção de aços especiais, feita com uso de válvula submersa em detrimento ao jato aberto, dá-se o uso exclusivo de pó fluxante.

A mistura de materiais ou minerais cerâmicos formadores do pó fluxante, ao entrar em contato com o aço líquido no topo do molde, é aquecida e deve necessariamente fundir (RIZZO, 2006). Dessa fusão resulta uma escória líquida que apresenta características físicas e químicas específicas que dependem da composição química de cada fluxante.

As principais funções da escória líquida no topo do molde são (RIZZO, 2006):

- Isolar termicamente a superfície do aço no topo do molde, evitando a solidificação;
- Evitar a reoxidação do aço líquido no topo do molde devido ao contato com o ar atmosférico e a absorção de gases como N e H pelo aço líquido (principalmente na produção de aços com ultra-baixo teor de carbono);
- Absorver e dissolver algumas inclusões que possam ainda estar presentes no aço;
- Formar o filme de material cerâmico no estado líquido que atuará como lubrificante evitando o agarramento do aço solidificado com o molde;
- Auxiliar no controle da transferência de calor entre a pele solidificada e o molde, acelerando o resfriamento e a solidificação do aço no molde.

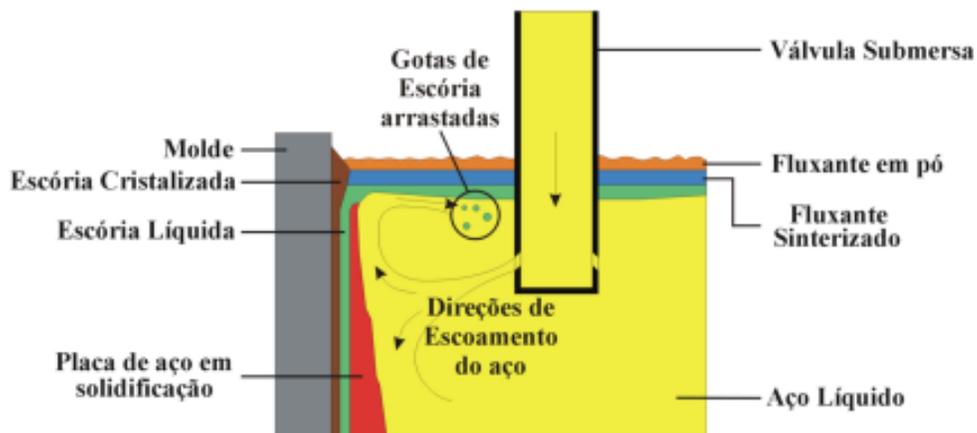


Figura 4: Representação esquemática da composição das camadas de escória no topo do molde, (FREITAS, 2000).

No início do processo de LC ocorre a deposição do pó fluxante no topo do molde. Com o aquecimento do pó que entrou em contato com o aço líquido ocorre a formação de três camadas:

- a. Uma camada não fundida, escura, formada por fluxante não reagido;
- b. Uma camada sinterizada, intermediária;
- c. Uma camada líquida, pó fundido que está diretamente em contato com o aço.

Como pode ser visto na Figura 4, a porção que se encontra em contato direto com o aço líquido também está líquida e essas duas camadas formam a interface de estudo deste trabalho.

Existem várias fontes de instabilidade desta interface, o que pode propiciar a emulsificação e o arraste da camada líquida de escória para dentro do molde. A seguir serão apresentados alguns estudos que tentaram verificar o comportamento da interface e assinalar os fenômenos de instabilidade envolvidos.

2.3 MECANISMOS DE ARRASTE

Segundo FELDBAUER (1995), o arraste de escória no molde é uma das fontes mais comuns de defeitos superficiais e internos em aços produzidos via lingotamento contínuo. O arraste de escória vem sendo analisado já há alguns anos, na tentativa de compreensão dos fenômenos que causam o desprendimento de gotas emulsificadas de escória para dentro do aço líquido. O autor apresenta um resumo dos vários estudos realizados desde a década de 80, acerca dos fenômenos de interface responsáveis pelo arraste.

Os estudos para a compreensão dos fenômenos envolvidos no arraste de escória começaram a ser desenvolvidos com base na comparação das características geométricas dos moldes e das relações entre as propriedades físicas dos fluidos, características da interface formada. FELDBAUER divide seu estudo em três partes e mostra o que já havia sido produzido até então em cada uma destas áreas. Segundo seu artigo, o arraste está associado a, no mínimo, uma destas situações:

- Arraste de escória devido a uso excessivo de gases no molde;
- Arraste de escória por formação de vórtices devido a escoamentos rotacionais que surgem no molde;
- Emulsificação da escória devido à tensão cisalhante na interface metal/escória gerado por um escoamento descendente de aço.

Para que se possam entender os mecanismos de arraste de escória, é necessário que se compreenda e se identifique a possibilidade de emulsificação de escória no metal líquido. Em outras palavras, entender como a fase líquida *escória* se desprende em pequenas porções em forma de gota e se dispersa na fase líquida *aço*.

Quando duas fases líquidas, de diferentes densidades, e que estão em contato estável sofrem algum tipo de perturbação, aumenta a possibilidade de haver emulsificação de uma fase na outra. Para que isso ocorra é necessário um aumento de energia neste sistema bifásico, que pode ser proveniente da reação ao movimento de uma fase em relação à outra ou por algum tipo de interferência externa. As forças de instabilidade que desequilibram o sistema provocam o desprendimento de gotas e, portanto emulsificação de uma fase na outra (OETERS, 1994).

Em se tratando de emulsificação de escória no processo de lingotamento contínuo, segundo FELDBAUER, os mecanismos de instabilidade presentes dentro do molde podem ser de três tipos básicos:

1. Escoamentos não uniformes, na passagem do aço dentro da válvula, que faz a ligação do distribuidor ao molde (mais comum em válvulas do tipo gaveta, com saídas laterais bifurcadas, usadas geralmente em moldes de placas);
2. Instabilidades do tipo *Kelvin-Helmholtz* que ocorrem devido ao movimento relativo entre duas camadas líquidas de fluídos diferentes, resultando na formação de uma onda interfacial para uma dada velocidade diferencial crítica entre as fases;
3. Instabilidade do tipo *Taylor-Saffman* que ocorre quando um líquido “empurra” outro de diferente viscosidade e densidade. Ocorre a formação dos chamados *fingers*, que são porções de uma fase que se projetam para dentro da outra.

Os mecanismos de arraste estão intimamente ligados ao tipo de escoamento de aço que se forma dentro do molde. Em estudos mais recentes em moldes de placa, os tipos de mecanismos são basicamente os mesmos, porém subdivididos de forma um pouco diferente. O trabalho de YOSHIDA *et al.* (2005) apresenta uma análise em que se pode dividir o fenômeno do arraste no molde em cinco tipos de mecanismo que acontecem separadamente durante o lingotamento contínuo de placas. A Figura 5 apresenta o desenho esquemático de um corte transversal de um molde de placa onde estão representados os cinco tipos de mecanismos de arraste que podem ocorrer numa situação como esta.

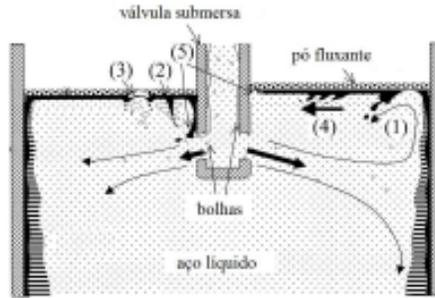


Figura 5: Mecanismos de arraste em molde de placas, (YOSHIDA, 2005).

- (1) Arraste causado pelo escoamento reverso vindo da face estreita (estacionário) – Instabilidade de *Taylor-Saffman*;
- (2) Arraste causado pela formação de vórtices de *Karman*, junto à válvula submersa;
- (3) Arraste causado quando do rompimento de bolhas de argônio na interface entre o aço e a escória;
- (4) Arraste causado por chegadas abruptas de escoamento reverso vindo da face estreita do molde (fenômeno transiente) – Instabilidade de *Kelvin-Helmoltz*;
- (5) Arraste causado pela diferença de pressão induzida na direção longitudinal ao longo da válvula submersa.

A seguir serão descritos alguns desses mecanismos mais detalhadamente, evidenciando as características de alguns dos tipos.

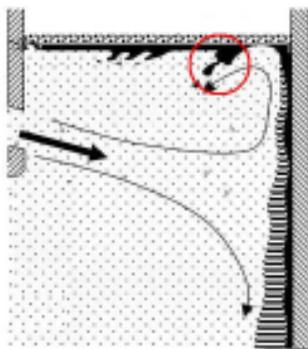


Figura 6: Detalhe dos *fingers* de arraste, (YOSHIDA, 2005).

O mecanismo (1), detalhado na Figura 6, é formado pelo escoamento transiente que se forma devido ao choque dos jatos iniciais vindos da saída da válvula contra a face estreita do molde. O jato se divide em dois e uma das partes vai em direção a saída do molde e a outra em direção ao topo do molde. A porção do escoamento que vai de encontro ao topo, encontra a interface de escória líquida parada no menisco. A interação entre as fases se dá de forma a que o escoamento do aço tende a arrancar a camada de escória, e por vezes a

camada arrastada pode expor o aço no menisco, podendo causar reoxidação do metal. Este tipo de arraste se dá após a ocorrência do que se chama *instabilidade do tipo Taylor-Saffman*. Esta porção de escoamento gera na interface uma tensão cisalhante tal, que provoca condições propícias para a formação dos chamados *fingers* (indicado na Figura 6). Os *fingers*, que são assim chamados por se assemelharem a um dedo que se projeta na fase aço, são regiões de acumulação de escória, que têm grandes possibilidades de serem arrancadas da interface e incorporadas ao aço líquido.

O escoamento na saída da válvula é bastante afetado pela instabilidade da vazão na válvula, que por vezes não se mantém uniforme. Isto gera flutuações no campo de velocidades e estas flutuações são responsáveis pelo tipo de mecanismo (2) de instabilidade, representado na Figura 7. Também devido às tensões cisalhantes e juntamente com as flutuações no campo de velocidade ocorre a formação de instabilidade ondulada na interface. É interessante perceber que dependendo das condições do escoamento as instabilidades causadas pelo mecanismo (2) podem gerar *fingers* como os do mecanismo (1), visto anteriormente. Instabilidades deste tipo são conhecidas como instabilidades do tipo *Kelvin-Helmholtz*.

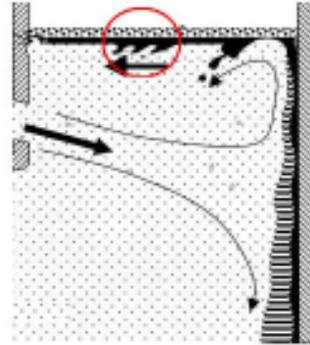


Figura 7: Mecanismo (2) de instabilidade (YOSHIDA, 2005).

O trabalho de IGUCHI (2000) sintetiza os mecanismos (1) e (2) dizendo que a alta tensão cisalhante na interface onde existem escoamentos reversos, ou em outras palavras, onde o escoamento do fluido aço apresenta velocidade diferente em valor e sentido oposto ao apresentado pela camada de escória líquida, fazem os dois mecanismos bem similares. O mecanismo (1), o autor considera como sendo um rompimento estável da fase escória (*steady entrapment*), e que não representa fielmente a realidade, uma vez que a reposição de fluxante é contínua. Como visto na Figura 8 – (a), o escoamento ascendente de aço ao encontrar a camada de escória, empurra-a provocando a formação dos *fingers*. A figura mostra que o aço fica exposto, e de forma estável, manteria essa situação de arraste inicial. Isso aconteceria caso o jato de aço mantivesse estável com perfil de velocidade constante e sem reposição de escória. A Figura 8 – (b), mostra o que IGUCHI chamou de aprisionamento não estável (*unsteady*

entrapment). Mais próximo do que ocorre na prática, a instabilidade forma ondas devido ao fato de que o jato proveniente da válvula que se choca contra a parede estreita do molde não é constante, se apresentando de forma pulsátil. Com isto se forma uma região de ondulações entre as fases, tornando-a bastante instável.



Figura 8: Tipos de aprisionamento – (a) estável; (b) não estável, (IGUCHI, 2000).

O autor tentou reproduzir os fenômenos através de um experimento físico, que simulou a interface metal/escória fazendo uso de água e óleo de silicone como fluidos de análise respeitando critérios de similaridade. As simulações foram realizadas com variação das características físicas do óleo de silicone. Com isso foi possível verificar de que forma as propriedades viscosidade cinemática, densidade e tensão interfacial influenciam na instabilidade da interface. Como um dos resultados do trabalho o autor apresenta o que está reproduzido na Figura 9.

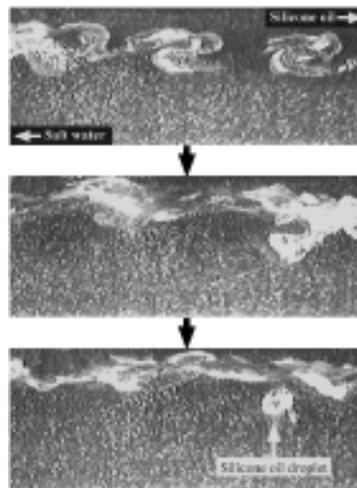


Figura 9: Instabilidade *Taylor-Saffman* ocorrendo em modelo experimental, (IGUCHI, 2000).

Alguns processos de produção costumam empregar injeção de gases inertes pela válvula gaveta com a intenção de impedir a formação de deposição inclusionária nas paredes da

mesma. O gás, além de formar uma película protegendo as paredes internas, pode ainda, através de bolhas, aprisionar algumas inclusões remanescentes do distribuidor.

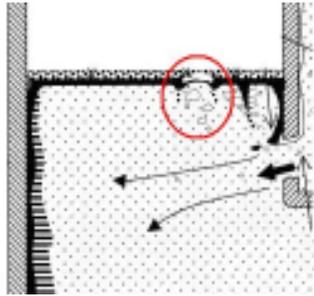


Figura 10: Rompimento de bolhas gasosas na interface, (YOSHIDA, 2005).

O escoamento no interior da válvula, traz juntamente com o aço, bolhas de gás que podem ter sido injetadas com fins de remoção de inclusões. A liberação desse gás vai ter que necessariamente passar pela escória e, ao romper a camada, pode gerar outro tipo de instabilidade. A instabilidade do tipo (3), mostrado esquematicamente pela Figura 10, é originada pela passagem de uma bolha gasosa entre duas fases.

O trabalho de YAMASHITA (2001) apresenta um estudo realizado em um modelo físico com experiências em um tanque de acrílico contendo um sistema composto por água e óleo de silicone em repouso. Neste sistema foram injetadas bolhas de ar, e com auxílio de uma câmera de vídeo, imagens foram adquiridas. As imagens adquiridas nesse experimento estão reproduzidas na Figura 11.

Na Figura 12 – (a), está representada a ascensão de uma bolha gasosa na fase água. Conforme a ascensão da bolha e a proximidade da camada de óleo a bolha adquire o formato de chapéu e começa a tentar romper a camada, diminuindo a

espessura desta. Já na Figura 12 – (b), a bolha já está quase se rompendo e ultrapassando a camada, que agora é um filme fino sobre ela. Quando esse filme perde mais ainda espessura, a bolha se rompe fazendo com que ocorra mistura entre as três fases presentes (água, óleo e ar), como visto na Figura 12 – (c). Nesta etapa se formam gotas tanto de água quanto de óleo que se misturam, favorecendo o aprisionamento de

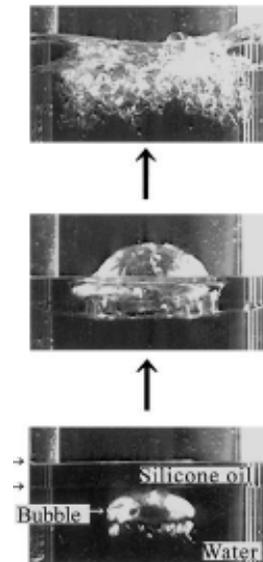


Figura 11: Ascensão de bolha em líquido – modelo experimental, (YAMASHITA, 2001).

gotas que podem ser arrastadas para dentro da água. Numa situação mais real, com maior número de bolhas chegando à interface, ocorre a emulsificação entre as fases, como na Figura 12 – (d).

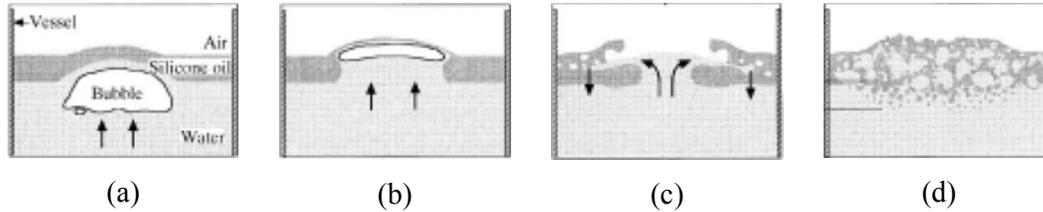


Figura 12: Representação esquemática do rompimento da interface metal/escória por bolha gasosa proveniente do aço, (YAMASHITA, 2001).

Estes mecanismos de instabilidade acabam ocorrendo simultaneamente durante o lingotamento e todos são prováveis fontes de arraste. Porém, é bastante difícil determinar qual deles tem maior importância, uma vez que as variações de velocidade bem como a relação de velocidade entre as fases são da mesma ordem de grandeza em todos os casos. Com exceção do mecanismo (3), no qual a instabilidade do menisco se deve ao rompimento de bolhas gasosas na interface, todos os outros têm origem na interação entre as fases. Alguns autores estudaram a determinação de um valor crítico de velocidade na interface metal-escória que pudesse evidenciar o valor de velocidade de cada fase (ou o valor relativo entre elas) que fosse propício para o aparecimento de emulsificação e arraste. O estudo de *Feldbauer* também apresenta várias formulações que avaliam quais os valores críticos de velocidade na interface que podem originar arraste de escória.

2.4 ARRASTE EM TARUGOS – MODELO FÍSICO

Os estudos de comportamento da interface metal/escória têm dado quase que exclusiva atenção a fenômenos que ocorrem em moldes de placas. Isto provavelmente se deve ao fato de que a produção de aços especiais no cenário mundial tem sido dominada por esboços do tipo placa. No que diz respeito a fenômenos de arraste em tarugos a literatura é praticamente inexistente, principalmente no que diz respeito a modelos numéricos. Porém, os estudos em moldes de placas podem nos ajudar bastante na compreensão do que acontece na interface formada no topo de moldes de tarugos.

No que diz respeito ao estudo da interface metal escória em molde de tarugos pode-se citar o trabalho de FREITAS (2000). Essa dissertação teve como objetivo estudar, através de modelo físico, algumas das variáveis que conhecidamente influenciam o arraste em moldes de tarugos quadrados e assim, determinar os parâmetros e/ou procedimentos necessários para minimizar o efeito dos fenômenos.

Entre os parâmetros nela estudados estão a geometria e a profundidade de submersão da válvula, a rotação dos furos de saída em relação às paredes do molde, a variação dos diâmetros e a inclinação dos ângulos dos furos de saída. Também foram estudadas propriedades da camada de escória, como sua viscosidade e espessura.

A análise dos resultados foi feita com a visualização do escoamento pela adição de corante e a determinação das velocidades de lingotamento em que se iniciava o arraste.

Dentre as conclusões obtidas, destaca-se que procedimentos como, por exemplo, baixas velocidades de lingotamento, altas profundidades de submersão de válvula e baixos ângulos de rotação contribuem para reduzir a ocorrência do arraste.

No escopo deste trabalho, os estudos de FREITAS (2000) apresentam alguns resultados interessantes: o efeito da espessura da camada de escória e da viscosidade da escória, sobre a velocidade de lingotamento que dava início ao arraste.

FREITAS testou quatro valores de espessura de camada líquida de escória (5, 10, 15 e 30 mm), com três diferentes configurações de furos de saída de válvula e verificou em que velocidade de lingotamento dava-se início o arraste. O gráfico da Figura 13 mostra os resultados obtidos.

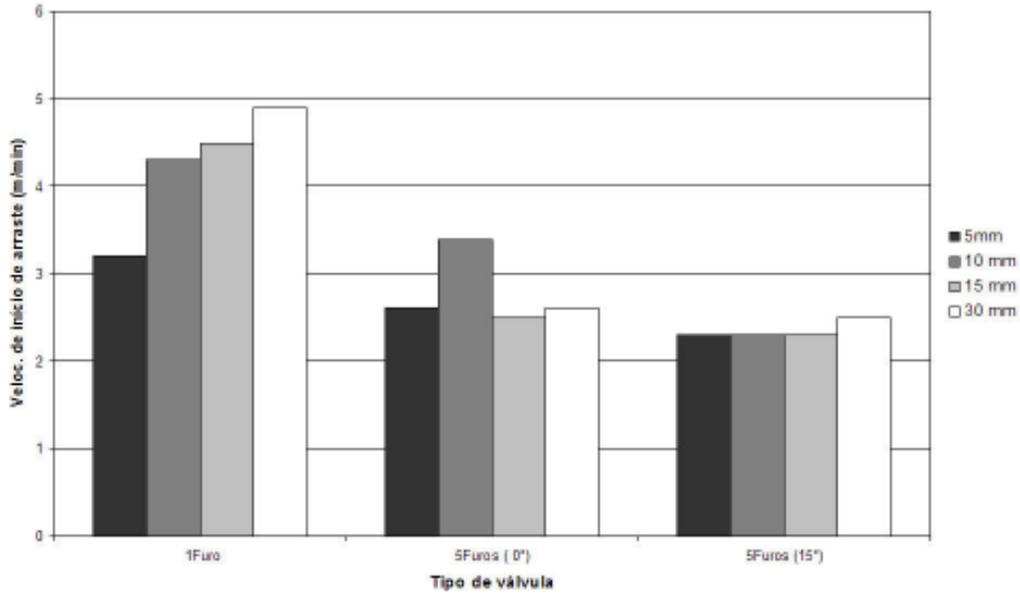


Figura 13: Velocidade de início de arraste em função quatro valores diferentes de espessura de escória, (FREITAS, 2000).

Pode-se perceber pelo gráfico que, para válvulas de um furo (caso dessa dissertação), quanto maior for a espessura da camada de escória, maior também pode ser a velocidade de lingotamento, sem haver problemas de instabilidade na interface, evitando-se o arraste.

Ainda no trabalho de FREITAS, encontra-se o efeito da viscosidade da escória em comparação a velocidade de início do arraste de escória, vistos na Figura 14.

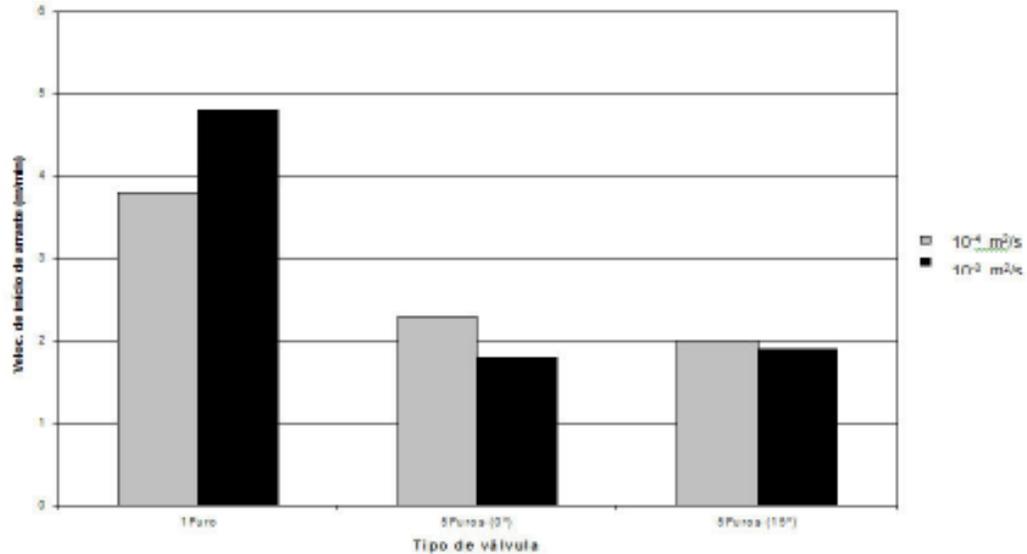


Figura 14: Velocidade de início de arraste em função da viscosidade da escória, (FREITAS, 2000).

Os resultados do gráfico apontam para o fato de que para válvulas com um furo, quanto maior for a viscosidade de escória, maior poderá ser a velocidade de lingotamento.

Em seu trabalho, FREITAS (2000) reproduziu em modelo físico, testes realizados por outros pesquisadores, tentando buscar similaridade com o que diz a literatura e seu modelo experimental. O trabalho foi realizado pela pesquisadora, juntamente com a equipe de Modelamento Físico do LASID - UFRGS.

2.5 ARRASTE EM TARUGOS – MODELO NUMÉRICO

Em estudos de modelagem matemática, o LASID também já publicou alguns trabalhos na área de simulação de fenômenos de escoamento no molde de LC. Em artigo publicado em 2006, foram divulgados alguns resultados sobre a modelagem numérica da interface metal-escória sob efeito de agitação eletromagnética (NADALON *et al.*, 2006). Este trabalho teve o objetivo de analisar o comportamento da interface aço-escória no molde sob efeitos da agitação eletromagnética através da modelagem numérica dos fenômenos eletromagnéticos e fluido-dinâmicos.

A modelagem foi executada em duas etapas, sendo que na primeira foram avaliadas condições de operação do agitador eletromagnético e, em seguida, o acoplamento das forças eletromagnéticas a um modelo bifásico aço-escória que resolveu numericamente

as equações de Navier-Stokes, governantes do escoamento. Com o objetivo de validar os resultados numéricos foi também simulado um escoamento sem agitação e comparado com os obtidos em modelo físico desenvolvido por FREITAS (2000).

Uma característica importante deste trabalho foi a tentativa de validação com os resultados obtidos em modelo físico. Para tanto se simulou numericamente as mesmas condições testadas na simulação experimental, ou seja, o modelo numérico simulou fluidos com características físicas de água (representando o aço líquido) e querosene (representando a escória líquida). Assim foi possível fazer comparações como as feitas com o auxílio da Figura 15.

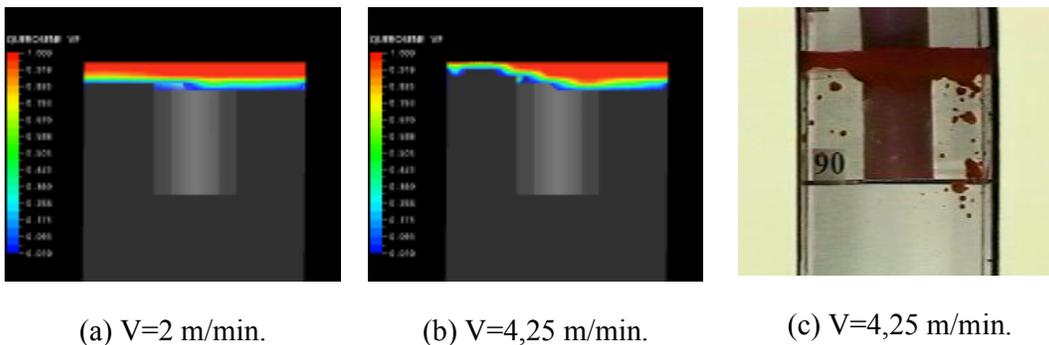


Figura 15: Resultados comparativos – modelo numérico (a) e (b), (NADALON, 2006) x modelo físico (c), (FREITAS, 2000).

A Figura 15 – (a) e (b) apresenta os resultados da simulação do escoamento dentro de um molde de seção quadrada. Os resultados do trabalho mostraram o comportamento da interface para dois valores diferentes de velocidade de lingotamento. Percebe-se que, quanto maior a velocidade de lingotamento, maior será a instabilidade na interface. Pode-se comparar também o resultado da Figura 15 – (b) com o da Figura 15 – (c), que representam as mesmas condições de operação (mesmas características geométricas, velocidade de lingotamento e espessura de camada de escória), porém simulados com modelagem numérica e física respectivamente. Verificou-se nesta análise que o modelo numérico representa de forma satisfatória a deformação da interface, porém sem que se observem as gotas de escória arrastadas, previstas pelo modelo físico.

Ainda no mesmo artigo de NADALON *et al* (2006), é apresentado como o uso de um tipo de equipamento eletromagnético altera o comportamento do escoamento dentro do molde, bem como o mapa de velocidade na interface metal-escória. Na Figura 16 são

mostrados alguns resultados divulgados nesse trabalho onde é possível verificar como o agitador pode modificar as características do escoamento de aço.

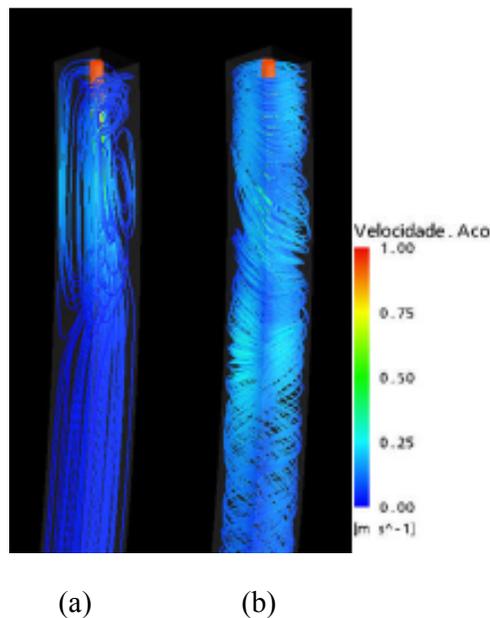


Figura 16: (a) Escoamento dentro do molde sem agitação eletromagnética, e (b) com agitação eletromagnética. (NADALON, 2006)

Pela Figura 16 – (a), que mostra linhas de corrente no interior do molde, é possível perceber que o escoamento sem agitação se desenvolve de forma descendente a partir do topo da válvula, apenas apresentando uma pequena recirculação na parte superior. Isto se deve ao fato de o jato proveniente da válvula submersa se chocar contra uma das faces curvas do molde. Já na Figura 16 – (b), a simulação executada com agitação mostra que o escoamento é rotacional em consequência do acoplamento do equipamento eletromagnético. Por estas duas últimas figuras é possível verificar como equipamentos de agitação alteram o escoamento do aço no molde.

Após estes estudos com modelos de moldes de seção quadrada, optou-se por estudar os efeitos de agitação eletromagnética em moldes com seção circular. Tendo em vista a quase inexistência de estudos em moldes com seção circular e a alta qualidade do aço exigida com esse formato, esta dissertação propõe dar início ao estudo dos fenômenos de arraste neste tipo de molde, no LASID.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Para que fosse possível alcançar os objetivos propostos anteriormente, seguiu-se uma metodologia de trabalho comumente usada para a modelagem de fenômenos físicos. Este capítulo vai apresentar os equipamentos usados e descreverá como se procedeu durante a execução da modelagem do equipamento de agitação eletromagnética e o escoamento dentro do molde do LC.

3.1 PROCEDIMENTO NUMÉRICO

No presente trabalho, foram utilizados dois modelos numéricos. O modelo do agitador eletromagnético foi desenvolvido usando o pacote comercial ANSYS/EMAG. Para a simulação do escoamento no interior do molde foi empregado o pacote ANSYS/CFX-10.0. Ambos os pacotes seguem praticamente a mesma metodologia de construção do modelo. O organograma da Figura 17 apresenta as etapas que descrevem os procedimentos utilizados.

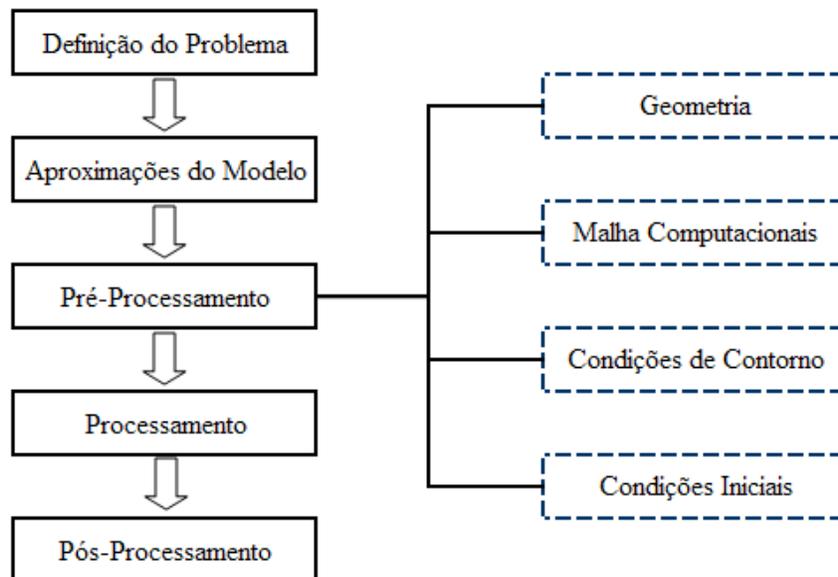


Figura 17: Organograma demonstrativo das etapas de modelagem numérica.

A construção de um único modelo que representasse simultaneamente estes fenômenos fluidodinâmicos e eletromagnéticos se tornaria bastante complicada, devido às

características de cada fenômeno e inexistência de *softwares* capazes de resolver os dois fenômenos conjuntamente e de forma satisfatória. Com base em estudos de TRINDADE (2002), optou-se pela construção de dois modelos que seriam acoplados, de forma que os efeitos de um fossem inseridos no outro.

3.2 MODELO DO AGITADOR ELETROMAGNÉTICO

3.2.1 Definição do problema

O modelo do agitador eletromagnético foi desenvolvido de forma a simular as condições de operação necessárias para promover o movimento de giro no aço. Este equipamento é formado basicamente por um conjunto de seis bobinas excitadas aos pares por um sistema trifásico, que circundam o molde.

As bobinas são excitadas por um sistema trifásico de forma que haja diferença de fase de 120° entre cada par de bobinas. A passagem de corrente pelos enrolamentos promove a geração de campo eletromagnético circundando a bobina. O campo gerado nas bobinas é intensificado e direcionado para o molde com ajuda do núcleo de ferro, de cor azul apresentado na Figura 18. Ao receber a influência deste campo, o aço líquido reage a ele gerando correntes induzidas. Estas correntes induzidas interagem com o campo externo dando origem as forças de *Lorentz*.

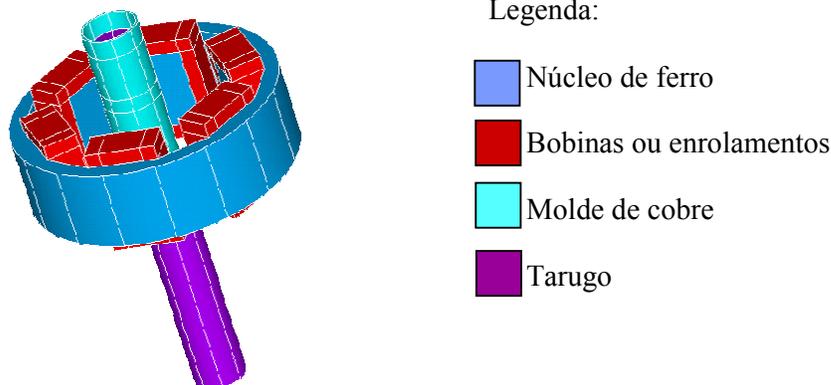


Figura 18: Geometria empregada no modelo do agitador eletromagnético.

No desenho da Figura 18 também é possível verificar a disposição das partes constituintes do equipamento: o núcleo de ferro, responsável por concentrar e direcionar as linhas de campo geradas pelas bobinas, o molde de cobre e a porção representativa do de aço – tarugo.

Na Figura 19 é apresentada a disposição geométrica das bobinas em torno do molde, que apresentam duas configurações idênticas do agitador (bobinas e núcleo de ferro), porém com a representação do posicionamento de moldes de cobre com seções transversais diferentes (180 mm e 230 mm). É importante salientar que o molde não se encontra concêntrico ao núcleo de ferro. Foram testadas duas diferentes seções que serão apresentadas a seguir no modelo fluidodinâmico do escoamento dentro do molde.

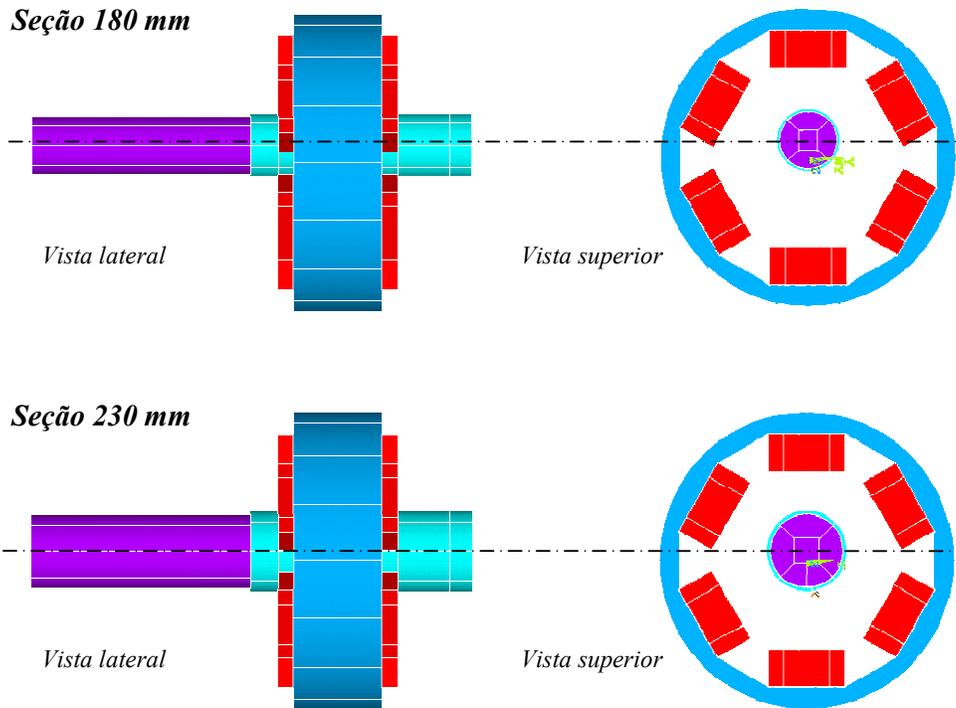


Figura 19: Esquema da disposição das bobinas no agitador eletromagnético.

As características geométricas do agitador têm como base as informações contidas em desenhos do equipamento. O equipamento é composto ainda por outras partes externas, porém por motivos de simplificação do modelo apenas foram representadas as partes que realmente afetam o cálculo das forças magnéticas geradas por ele. Durante a etapa de definição do problema também foram verificadas as características elétricas e magnéticas dos materiais envolvidos no modelo: aço (tarugo), cobre (molde) e ferro (núcleo de ferro). Essas características estão resumidas na Tabela 1:

Tabela 1: Características eletromagnéticas dos materiais.

<i>Material</i>	<i>Condutividade Elétrica</i> (σ_e) [Ohm.m] ⁻¹	<i>Permeabilidade Magnética</i> (μ_e)
Aço	7,14.10 ⁵	1
Cobre	3,18.10 ⁷	1
Ferro	5,00.10 ⁵	1000

3.2.2 *Simplificações do modelo eletromagnético*

Um modelo, seja ele numérico ou experimental, deve reproduzir o mais fielmente possível as condições reais de operação. Porém, algumas vezes existem características que são complicadas de serem modeladas, ou mesmo podem ser desconsideradas, pois não interferem nos resultados do modelo. Para a construção do modelo do agitador foram feitas algumas simplificações:

- A curvatura do molde foi desconsiderada para efeito do cálculo das forças. O molde foi representado sem curvatura para facilitar a construção da geometria e malha do modelo;
- O ar externo foi assumido como tendo espessura igual a um comprimento do equipamento na direção adotada. Como o equipamento fica em contato com a atmosfera, é necessário que se delimite um volume de controle em torno do equipamento no modelo;
- O aço para este modelo não tem características de fluido, apenas representa uma região onde as características físicas deste material, a 1550°C, são consideradas;
- Desconsiderou-se também a presença de outros equipamentos que compõem, juntamente com o agitador, a máquina de lingotamento contínuo. Isto pode ser admitido, uma vez a blindagem que circunda o equipamento isola-o de interferências externas.

3.2.3 *Equações Governantes*

O modelo eletromagnético usado neste trabalho está baseado na solução das equações de Maxwell, que regem os fenômenos eletromagnéticos. Este modelo foi desenvolvido usando a formulação de elementos finitos, empregada no software comercial *ANSYS/EMAG*. Os fenômenos de eletromagnetismo para problemas relacionados com metais fundidos são regidos pela formulação que segue:

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (1)$$

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (2)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = 0 \quad (3)$$

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

Para materiais saturados sem ímãs permanentes,

$$\mathbf{B} = \mu_m \mathbf{H} \quad (5)$$

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:

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (6)$$

$$\mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \nabla \phi \quad (7)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{A} = 0 \quad (8)$$

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

$$\nabla^2 \mathbf{A} = \mu_m \sigma_e \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \quad (9)$$

Esta equação é resolvida com as condições de contorno apropriadas.

Para um fluido em movimento, a lei de Ohm diz que:

$$\mathbf{J} = \sigma_e [\mathbf{E} + \mathbf{u} \times \mathbf{B}] \quad (10)$$

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

$$\mathbf{F}_b = \int_V \mathbf{J} \times \mathbf{B} dV \quad (11)$$

Este problema foi resolvido através do software que resolve numericamente as equações de Maxwell com as condições de contorno impostas ao modelo. A Equação (11) vai gerar o campo de forças que atuam sobre o aço líquido. Este termo força entra na

equação de *Navier-Stokes* como um termo fonte na equação de momentum, assim como a força gravitacional.

3.2.4 *Discretização da geometria*

O *software* aqui empregado faz uso da metodologia chamada *método de elementos finitos* para a solução das equações diferenciais. Para tanto, o método requer que o domínio de atuação dos fenômenos seja particionado em vários pequenos elementos – a *malha computacional*. A Figura 20 – (a) representa a malha de elementos finitos do modelo, sendo que nela é omitida a região externa de ar, para possibilitar a visualização do agitador e do molde. Na Figura 20 – (b) (em escala menor) aparece a representação da malha completa – volume de controle.

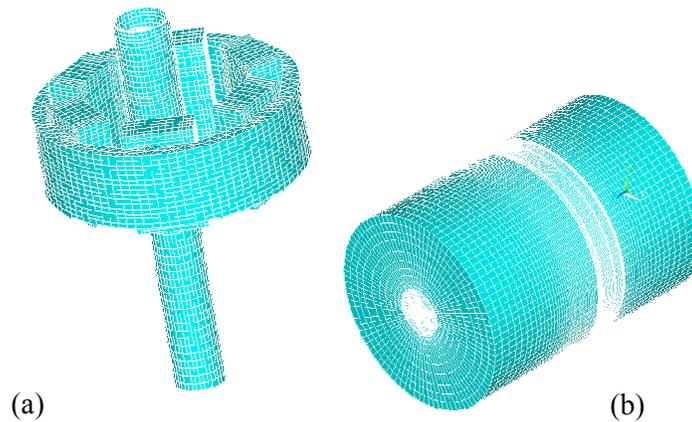


Figura 20: Malha computacional do modelo eletromagnético: (a) detalhe do equipamento, (b) ar externo.

Para execução da malha computacional foi usado o núcleo de pré-processamento do ANSYS/*Multiphysics* – EMAG. Com base na geometria anteriormente apresentada foi construída uma malha computacional para cada uma das duas seções, resultando malhas de 540.000 elementos (180 mm) e 580.000 elementos (230 mm).

3.2.5 *Condições iniciais e de contorno*

A excitação das bobinas é feita através da aplicação de densidade de corrente elétrica na seção transversal perpendicular aos enrolamentos. A densidade de corrente é calculada levando-se em consideração quantos enrolamentos formam a seção da bobina e qual corrente elétrica passa por cada enrolamento.

Os limites externos do modelo são definidos pela região de ar que envolve o equipamento. A camada externa de ar foi dimensionada a fim de representar o entorno, de forma que o campo nessa região é assumido como sendo paralelo à superfície.

3.2.6 Metodologia de simulações

Os casos simulados foram definidos de forma a satisfazer duas etapas com objetivos diferentes: quatro casos para validação do modelo e seis casos necessários para as simulações fluidodinâmicas. As simulações variam entre si por efeito das condições de excitação, por aplicação de densidade de correntes e frequência da rede elétrica.

O modelo eletromagnético foi validado com base em medições de campos eletromagnéticos feitos em planta, em um equipamento que apresenta as mesmas características do agitador modelado. Com uso de um *gaussímetro*, foi determinado um perfil de densidade de fluxo magnético medido ao longo do comprimento do tarugo. A Figura 21 mostra a linha de eixo onde foi executada a medição do perfil de campo eletromagnético. Estas medições foram feitas pela empresa *FAZER Ciência e Inovação*.

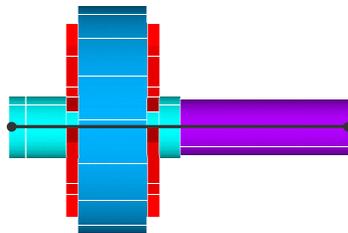


Figura 21: Eixo de medição do perfil de campo eletromagnético.

Na planta, o campo foi medido para quatro condições de operação diferentes, como descrito na Tabela 2.

Tabela 2: Casos simulados – Validação.

CASO	CORRENTE [A]	FREQUÊNCIA [Hz]
<i>A</i>	300	4,25
<i>B</i>	300	3,5
<i>C</i>	300	3
<i>D</i>	100	3

Depois da validação do modelo serão simuladas densidades de corrente e frequências de excitação para servir de condições iniciais do modelo fluidodinâmico. Os casos aqui testados podem ser basicamente resumidos através da Tabela 3. Para cada uma das duas seções, funcionando em frequências diferentes, serão testadas três densidades de correntes.

Tabela 3: Casos analisados.

CASO	SEÇÃO [mm]	FREQUENCIA [Hz]	CORRENTE [A]
1			100
2	180	5	240
3			300
4			100
5	230	4,25	300
6			350

3.3 ACOPLAMENTO

Depois de calculado o modelo eletromagnético, torna-se necessário exportar o campo de forças calculado para que ele atue no escoamento de aço. Isto é feito através de um arquivo que contém a posição geométrica dos elementos da malha, com os respectivos valores de força calculados em cada ponto. Neste caso foram necessárias algumas alterações na geometria do molde, pois o modelo eletromagnético não leva em consideração a curvatura do molde.

O acoplamento com o *software* fluidodinâmico se dá por meio de um arquivo de texto, contendo as coordenadas e o valor de força que será inserido em cada elemento da nova malha. Em virtude de a malha do modelo fluidodinâmico não ser idêntica a empregada no modelo eletromagnético, o *software* promove uma distribuição espacial que respeita o resultado do modelo anterior. Desta forma são aplicadas no escoamentos as forças de Lorentz, que promovem o giro – efeito do agitador.

3.4 MODELO FLUIDODINÂMICO – ESCOAMENTO NO MOLDE

3.4.1 Definição do problema

O modelo fluidodinâmico visa representar o escoamento bifásico aço – escória dentro do molde de LC, bem como o comportamento da interface formada entre as fases e as

possíveis situações de instabilidade que podem vir a acarretar emulsificação e arraste de escória. O arraste é um fenômeno físico que tem característica transiente, uma vez que o aparecimento de instabilidades na interface é dependente da variável tempo. É a variação de velocidade ao longo do tempo, e a diferença de velocidade entre as fases, que propiciam o arraste.

Os fenômenos de escoamento podem ser descritos pelas equações de *Navier-Stokes*. Estas equações representam um balanço das forças que atuam no escoamento, visando a determinação de campos de pressão e velocidade, bem como distribuição de massa no domínio.

Os fluídos aqui simulados representam os que se apresentam dentro do molde. A Tabela 4 apresenta as características físicas dos fluidos simulados. Os tipos de escória, P1 e P2 representam dois tipos de pós-fluxantes diferentes que, em contato com o aço a 1560°C, fundem e atingem viscosidades diferentes.

Tabela 4: Características físicas dos fluídos simulados.

Fluido		Densidade [kg/m ³]	Viscosidade [Pa.s]
Aço (1560°C)		7000	0,005
Escória	P1	2500	0,11
	P2		0,4

Para a execução deste modelo seguem-se basicamente as mesmas etapas desenvolvidas no modelo eletromagnético. Iniciando pela identificação do problema, o foco do estudo é o comportamento da interface metal/escória sob o escoamento de aço durante o processo de lingotamento contínuo. A análise do equipamento já foi iniciada no desenvolvimento da primeira etapa do trabalho com o modelo do equipamento eletromagnético (agitador), que faz parte da máquina de lingotamento contínuo. Acoplado ao agitador está o molde de cobre, onde o escoamento se desenvolve.

Com base em desenhos e croquis dos moldes iniciou-se a construção das geometrias. Em termos geométricos, este modelo é mais simples uma vez que em se tratando de modelos fluidodinâmicos, o domínio de controle é formado somente pela região delimitada pelo aço em sua fase líquida, antes da solidificação. Este domínio é representado por um volume cilíndrico curvo. A região de estudo também leva em consideração a válvula submersa, representada na Figura 22.

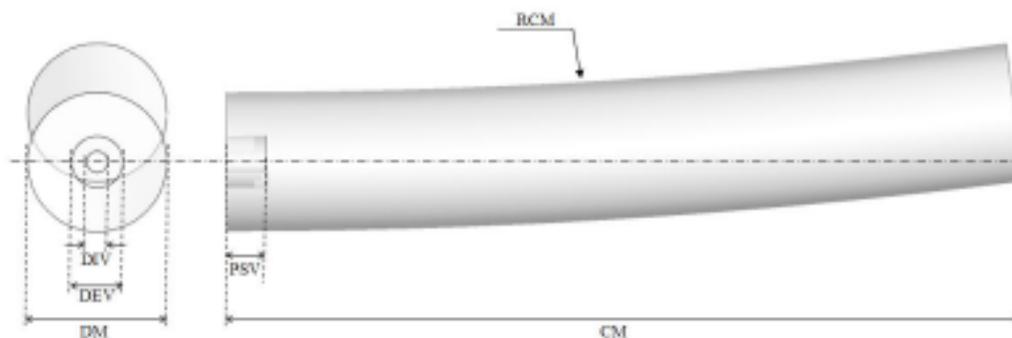


Figura 22: Volume de controle do modelo fluidodinâmico.

Foram construídas duas geometrias diferentes com mesma curvatura, porém representando diâmetros de molde diferentes. Cada máquina de lingotamento pode suportar determinados tamanhos e forma de seção, bem como raios de curvatura diferentes. Para os casos em estudo o raio de curvatura do molde possui 10,5m. As características de cada caso analisado estão na Tabela 5:

Tabela 5: Características geométricas dos casos simulados.

<i>Legenda</i>		<i>Casos simulados</i>
DM	Diâmetro do molde	<i>180mm e 230mm</i>
DIV	Diâmetro interno da válvula	<i>45mm e 35mm</i>
DEV	Diâmetro externo da válvula	<i>85mm e 100mm</i>
PSV	Profundidade de submersão da válvula	<i>65mm e 90mm</i>
CM	Comprimento do molde	<i>1300mm</i>
RCM	Raio de curvatura do molde	<i>10500mm</i>

Esta geometria foi executada usando o *software* ICEM 5.0 que é parte integrante do pacote ANSYS/CFX-10.0.

3.4.2 *Equações governantes do escoamento*

O aço e a escória sobrenadante dentro do molde devem ser representados numericamente por um sistema bifásico. Os fenômenos de escoamento de fluidos são regidos pelas equações de *Navier-Stokes*. Mesmo o molde tendo uma geometria bastante simples, tanto a curvatura do molde, a agitação eletromagnética e a vazão na saída da válvula submersa tornam o escoamento bastante turbulento. Para resolver o problema

foi escolhido o modelo de turbulência não homogêneo, onde os campos pressão e velocidade, de cada uma das fases, são calculados independentemente, levando em consideração as características de cada material. Este modelo é chamado *SSG Reynolds Stress Model*, utilizado pelo *ANSYS/CFX10.0*

As equações aqui apresentadas, bem como maiores detalhes dos modelos aplicados, podem ser consultadas no manual do usuário do software *ANSYS/CFX10.0*.

Para o cálculo do campo de velocidades médias do modelo têm-se as equações:

Para a fase primária aço – (α)

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\mathbf{r}_\alpha \rho_\alpha \bar{\mathbf{U}}_\alpha) + \nabla \cdot (\mathbf{r}_\alpha (\rho_\alpha \bar{\mathbf{U}}_\alpha \otimes \bar{\mathbf{U}}_\alpha)) = \\ - \mathbf{r}_\alpha \nabla p'' + \nabla \cdot (\mathbf{r}_\alpha \mu_\alpha (\nabla \bar{\mathbf{U}}_\alpha + (\nabla \bar{\mathbf{U}}_\alpha)^T)) - \nabla \cdot (\rho_\alpha \overline{\mathbf{u}_\alpha \otimes \mathbf{u}_\alpha}) + \mathbf{S}_{M\alpha} + \mathbf{M}_\alpha \end{aligned} \quad (12)$$

Para a fase secundária escória – (β)

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\mathbf{r}_\beta \rho_\beta \bar{\mathbf{U}}_\beta) + \nabla \cdot (\mathbf{r}_\beta (\rho_\beta \bar{\mathbf{U}}_\beta \otimes \bar{\mathbf{U}}_\beta)) = \\ - \mathbf{r}_\beta \nabla p'' + \nabla \cdot (\mathbf{r}_\beta \mu_\beta (\nabla \bar{\mathbf{U}}_\beta + (\nabla \bar{\mathbf{U}}_\beta)^T)) - \nabla \cdot (\rho_\beta \overline{\mathbf{u}_\beta \otimes \mathbf{u}_\beta}) + \mathbf{S}_{M\beta} + \mathbf{M}_\beta \end{aligned} \quad (13)$$

\mathbf{S}_M descreve as fontes de momento devido a forças de corpo externas bem como fontes de momento definidas pelo usuário. Neste problema, as forças de corpo são: o campo gravitacional e as forças de *Lorentz*.

\mathbf{M} descreve as forças interfaciais atuando na fase α devido a presença de outra fase.

A pressão modificada é dada por:

$$\mathbf{p}'' = \mathbf{p} + \nabla \cdot \bar{\mathbf{U}} \left(\frac{2}{3} \mu - \zeta \right) \quad (14)$$

Para fechar o conjunto de equações de *Navier-Stoke*, têm-se ainda as equações de continuidade:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\mathbf{r}_\alpha \rho_\alpha) + \nabla \cdot (\mathbf{r}_\alpha \rho_\alpha \bar{\mathbf{U}}_\alpha) = \mathbf{0} \quad (15)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\mathbf{r}_\beta \rho_\beta) + \nabla \cdot (\mathbf{r}_\beta \rho_\beta \bar{\mathbf{U}}_\beta) = \mathbf{0} \quad (16)$$

Equação de conservação de volume:

$$\mathbf{r}_\alpha + \mathbf{r}_\beta = \mathbf{1} \quad (17)$$

A seguinte forma geral é usada para modelar as forças de arrasto na interface que atua na fase α devido à fase β :

$$\mathbf{M}_\alpha = \frac{\mathbf{C}_D}{8} \mathbf{A}_{\alpha\beta} \rho_\beta \left| \bar{\mathbf{U}}_\beta - \bar{\mathbf{U}}_\alpha \right| (\bar{\mathbf{U}}_\beta - \bar{\mathbf{U}}_\alpha) \quad (18)$$

O coeficiente de arraste, assumido como sendo 0,44 para este estudo.

Da mesma forma, é possível definir a força de arrasto interfacial atuando na fase β devido à fase α :

$$\mathbf{M}_\beta = \frac{\mathbf{C}_D}{8} \mathbf{A}_{\alpha\beta} \rho_\alpha \left| \bar{\mathbf{U}}_\alpha - \bar{\mathbf{U}}_\beta \right| (\bar{\mathbf{U}}_\alpha - \bar{\mathbf{U}}_\beta) \quad (19)$$

Foi também empregado o modelo chamado *Free Surface*, que visa resolver a interface entre os dois fluídos considerando a força interfacial devido ao coeficiente de tensão interfacial. Se existe apenas duas fases sendo simuladas, as seguintes equações são usadas para cálculo de densidade de área interfacial:

$$\mathbf{A}_{\alpha\beta} = \left| \nabla \mathbf{r}_\alpha \right| \quad (20)$$

O modelo de tensão interfacial usado pelo ANSYS/CFX é baseado no *Continuum Surface Force model*, de BRACKBILL *et al* (Solver Manual, ANSYS 2006).

A força de tensão superficial dada pelo *Continuum Surface Force model* é dada por:

$$\mathbf{F}_{\alpha\beta} = \mathbf{f}_{\alpha\beta} \delta_{\alpha\beta} \quad (21)$$

$$\mathbf{f}_{\alpha\beta} = -\sigma_{\alpha\beta} \kappa_{\alpha\beta} \mathbf{n}_{\alpha\beta} + \nabla_s \sigma \quad (22)$$

$$\delta_{\alpha\beta} = \left| \nabla \mathbf{r}_{\alpha\beta} \right| \quad (23)$$

Onde σ é o coeficiente de tensão interfacial, $\eta_{\sigma\beta}$ é o vetor normal a interface, apontando do fluido primário para o secundário, o operador gradiente na interface e κ é a curvatura da superfície definida como:

$$\kappa_{\alpha\beta} = \nabla \cdot \mathbf{n}_{\alpha\beta} \quad (3.24)$$

Os dois termos somados do lado direito da equação 3.22 representam os componentes normal e tangencial da força de tensão interfacial, respectivamente. A componente normal está relacionada a curvatura da interface e a componente tangencial das variações dos coeficientes de tensão superficial (efeito Marangoni).

O termo $\delta_{\sigma\beta}$ é também chamado de função interfacial delta; isto é, zero longe da interface, garantindo que a força de tensão interfacial atue apenas bem próxima a interface.

3.4.3 *Simplificações do modelo*

No caso do modelo fluidodinâmico, algumas simplificações se fizeram necessárias para que fosse possível simular o problema. Neste estudo foram desconsideradas trocas térmicas do aço com o molde. As trocas térmicas ocorrem por meio de refrigeração por água na parede do molde e este efeito aqui não é levado em consideração. Sendo assim, o aço permanece sendo líquido durante todo o processo de simulação, o que na prática não ocorre. Justamente pela extração de calor no molde o aço já inicia dentro do molde a solidificação e em algumas regiões aumenta significativamente sua viscosidade.

Com relação ao pó fluxante, na prática o que ocorre é que em contato com o aço líquido ele funde gerando a camada líquida. Essa porção líquida é consumida pelo molde, para evitar a aderência do metal às paredes. A reposição do pó é feita algumas vezes durante o processo, sempre que o topo do molde fica exposto. No caso da simulação, a escória é admitida como já na fase líquida e também não ocorre reposição por perdas. Isto quer dizer que, se ocorrer exposição do aço na região que representa o menisco, não haverá reposição de escória.

3.4.4 *Discretização da geometria*

Depois de definidas as características geométricas, o domínio deve ser discretizado. Assim como a geometria, a malha também é gerada no ICEM 5.0. O tipo de discretização escolhido foi o de uma malha estruturada (ou hexaédrica). O *software* permite o uso de malhas não-estruturadas (ou tetraédricas) que são mais facilmente executadas, porém segundo MALISKA (2004), as malhas hexaédricas possuem

vantagens como facilidade de convergência e menores chances de apresentar problemas de difusão numérica. Para cada um dos valores de seção foi desenvolvida uma malha diferente, resultando em uma composta por 189695 nós para a seção de 180mm, e outra de 192575 nós para a geometria com 230mm de seção transversal. A malha computacional descrita pode ser visualizada na Figura 23.

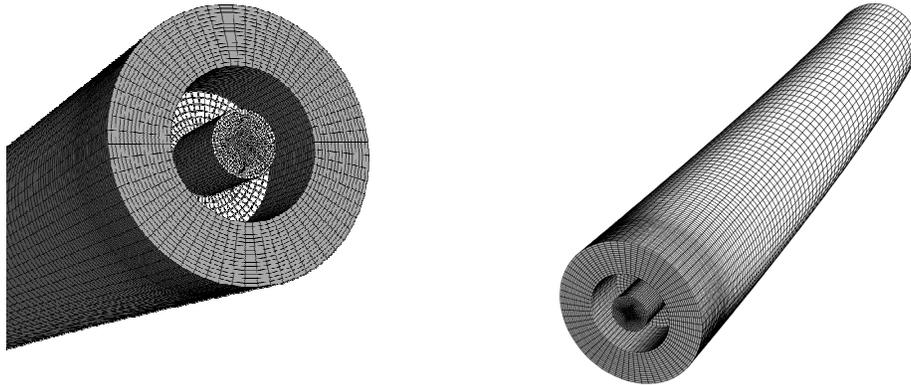


Figura 23: Malha computacional em volumes finitos.

O refinamento de uma malha computacional é fator importante no que diz respeito a convergência do problema. Sem dúvida, malhas com grande refinamento (ou com grande número de nós) têm capacidade de captar mais detalhes do escoamento, porém quanto maior o refinamento maior o custo computacional. Uma malha pouco refinada pode não representar adequadamente um fenômeno, no entanto uma malha extremamente refinada pode necessitar de uma capacidade computacional e/ou tempo de cálculo extremamente altos, o que impossibilita a simulação. No caso dos moldes simulados, a região de maior interesse é a interface entre o metal e a escória. Sendo assim, optou-se por fazer uma malha que fosse bastante refinada na região do topo do molde, junto à válvula. Na direção do comprimento do molde, onde o escoamento é mais estável, o refinamento da malha pode ser relaxado.

3.4.5 *Condições iniciais e de contorno*

Para o fechamento do problema numérico descrito anteriormente é necessário definir as condições de contorno para cada fronteira do domínio. Estas condições impõem ao modelo as características esperadas nas fronteiras do problema.

A figura 24 mostra as regiões do modelo onde são aplicadas as condições de contorno. A seguir serão descritas cada uma destas condições, bem como outras características admitidas para as condições iniciais do modelo.

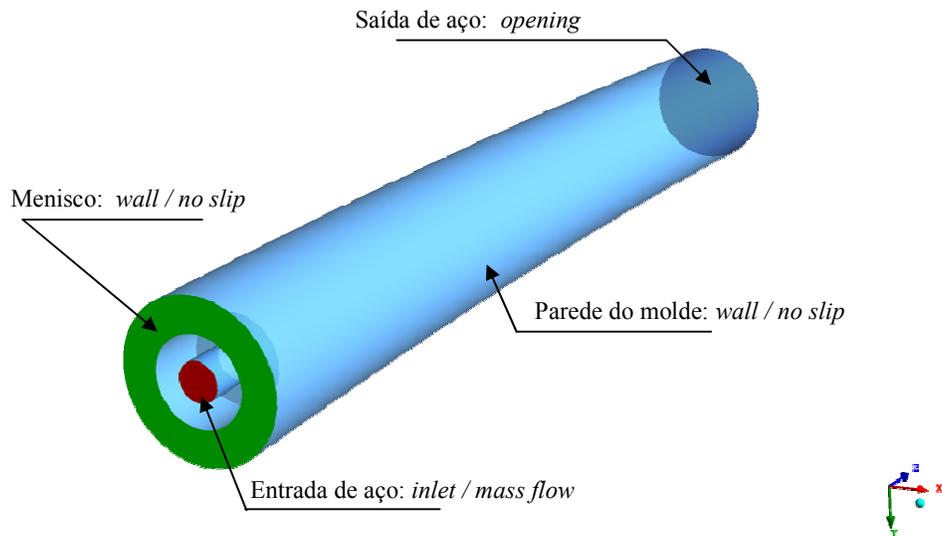


Figura 24: Condições de contorno – modelo fluidodinâmico.

A região em vermelho representa a entrada da válvula, onde é imposta uma vazão prescrita de aço, conforme a condição que está sendo analisada. Foram testados dois valores de vazão que estão diretamente ligados à velocidade de lingotamento praticada na usina.

Nas paredes do molde, porção que aparece em azul claro, é aplicada a condição de contorno chamada de *non slip*, e nesta região o fluido tem velocidade zero. As mesmas condições são aplicadas na região verde, chamada de menisco. Esta região é limitada por escória líquida. Porém, na prática industrial o que acontece nessa região é a formação de uma região de pó fluxante sinterizado formando uma espécie de parede rígida.

No final do molde está localizada a saída do aço, onde se aplica uma condição de contorno chamada de *opening*, controlado por pressão na saída. Esta é uma condição de saída que respeita o comportamento vetorial do contorno, permitindo, além da saída, também a reentrada de fluido para dentro do domínio.

As condições iniciais do modelo servem para definir como o domínio será inicializado. A escória líquida é inserida no modelo através de uma condição inicial, onde, com o uso de uma função matemática, controla-se a espessura inicial da camada. Os valores das espessuras da camada líquida foram obtidos através de medidas feitas na planta. Esta condição é imposta no instante inicial do cálculo, e tende a se deformar por influência do escoamento.

As forças de *Lorentz* geradas pelo agitador são inseridas através de um subdomínio que representa um termo fonte. Isto faz com que durante todas as iterações cada elemento da malha recebe as informações de força.

3.4.6 *Metodologia das simulações*

O escoamento do aço dentro do molde bem como o comportamento da interface metal-escória é extremamente dependente da variável tempo, principalmente quando se avaliam os instantes iniciais do funcionamento do agitador. Por esse motivo é interessante que se faça uso de simulações numéricas em regime transiente, isto é, simulações que representem o fenômeno ao longo do tempo físico real.

Simulações numéricas em regimes transientes requerem um tempo computacional, ou de cálculo, extremamente grande, dependendo do tamanho da geometria discretizada. Por muitas vezes este tipo de cálculo se torna proibitivo. Porém, em algumas situações é possível lançar mão de outro tipo de simulação, dita em regime estacionário. Neste caso as variáveis avaliadas pelo problema não apresentam variações ao longo do tempo, permanecendo aproximadamente constantes.

Para o presente trabalho optou-se, inicialmente, pelo cálculo em regime transiente. Porém, devido ao número elevado de nós do problema, o custo computacional se mostrou bastante grande, o que tornaria o trabalho praticamente inviável dentro do prazo pré-estabelecido. Foram então realizados alguns testes em regime estacionário para posterior comparação com os resultados transientes. Através desta análise foi possível determinar que as simulações em regime estacionário atingem resultados bastante semelhantes aos obtidos em regime transientes. Por este motivo, algumas condições de operação foram testadas de forma estacionária, e a partir delas tornou-se possível a comparação e obtenção de novos resultados, visando o objetivo geral desse trabalho.

No modelo fluidodinâmico foram analisadas algumas condições de operação como: velocidade de lingotamento, dimensões de molde e válvula, juntamente com diferentes condições de operação do agitador eletromagnético. Estes testes visam a verificação do comportamento da interface quando da variação das condições acima citadas, de forma que possam ser feitas comparações para futuras conclusões. Basicamente os casos a serem analisados contemplarão duas seções (180 mm e 230 mm), funcionando sob três diferentes condições de agitação eletromagnética, cada uma. Foram ainda testadas a influência de dois tipos de pós fluxantes (P1 e P2) através da variação da viscosidade da fase escória.

Estas duas geometrias representam dois tipos de seção circular produzido em indústrias siderúrgicas. Os valores de vazão e de espessura de escória líquida foram tomados como valores usuais pela indústria.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Inicialmente serão mostrados os resultados do modelo eletromagnético, através de representação vetorial dos campos de forças ao longo do tarugo, e também a curva de densidade de fluxo magnético, usado para validação do modelo.

Numa segunda etapa, os resultados do modelo fluidodinâmico são apresentados. Além das características de velocidade e pressão, também resultam do modelo as distribuições de massa de cada uma das fases e, com base nisso, se tentará determinar a ocorrência ou não do arraste de escória.

4.1 RESULTADOS DO MODELO ELETROMAGNÉTICO

4.1.1 *Validação do Modelo*

Para a validação do modelo usou-se como base de comparação medidas de densidade de fluxo magnético, determinadas em planta. Cada uma das três medições apresentadas recebeu um tipo diferente de excitação de corrente elétrica e frequência de operação, conforme descrito na Tabela 2, apresentada anteriormente no Capítulo 3 (página 28).

Os resultados de validação serão representados através da comparação de dois perfis de campo magnético – um medido em planta e outro calculado pelo modelo. Este perfil foi construído de forma a representar os valores de campo ao longo de uma linha imaginária que varre todo o comprimento do molde, também apresentada anteriormente.

A Figura 25 mostra o perfil de densidade de fluxo magnético (B) quando as bobinas recebem corrente de 300A e frequência de 4,25Hz (CASO A). Esta configuração apresentou para o modelo numérico um valor máximo de campo de 474G enquanto o valor medido nesse ponto foi de 496G.

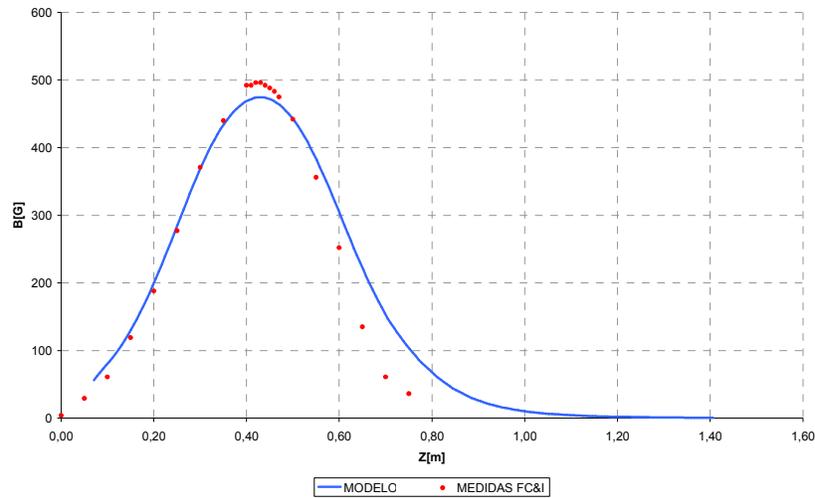


Figura 25: CASO A – Validação.

O gráfico com o perfil de B gerado por uma corrente de 300A e frequência de 3,5Hz (CASO B), é mostrado na Figura 26. O modelo numérico apresenta um valor de pico de 498G e o valor medido em planta foi de 475G.

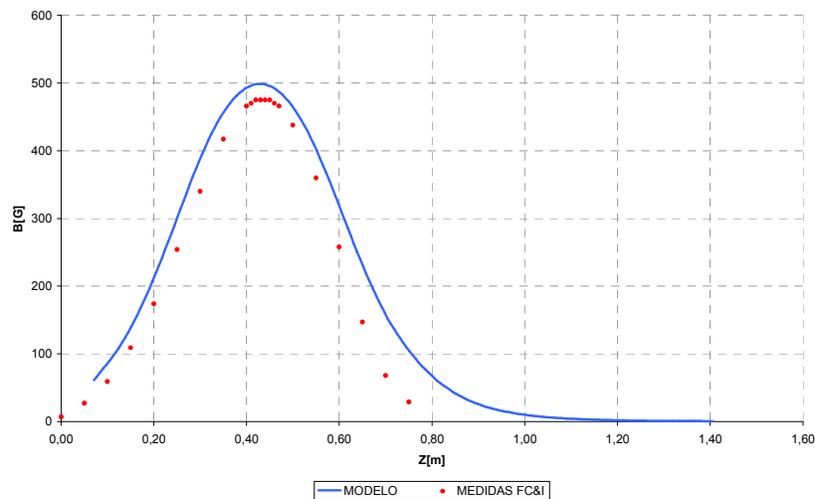


Figura 26: CASO B – Validação.

Para o caso com corrente de 300A e frequência de 3 Hz (CASO C), o pico calculado foi de 414,7G e o medido em planta foi de 408G, conforme visto na Figura 27.

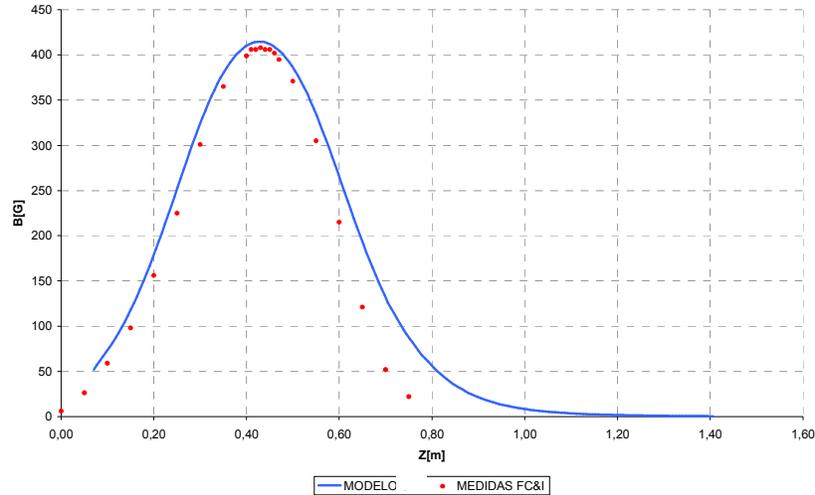


Figura 27: CASO C – Validação.

A última validação apresentada refere-se ao caso para uma corrente de 100A e frequência de 3 Hz (CASO D). Pela Figura 28 percebe-se que o pico calculado mostra um valor de campo de 181G e um campo medido de 185G.

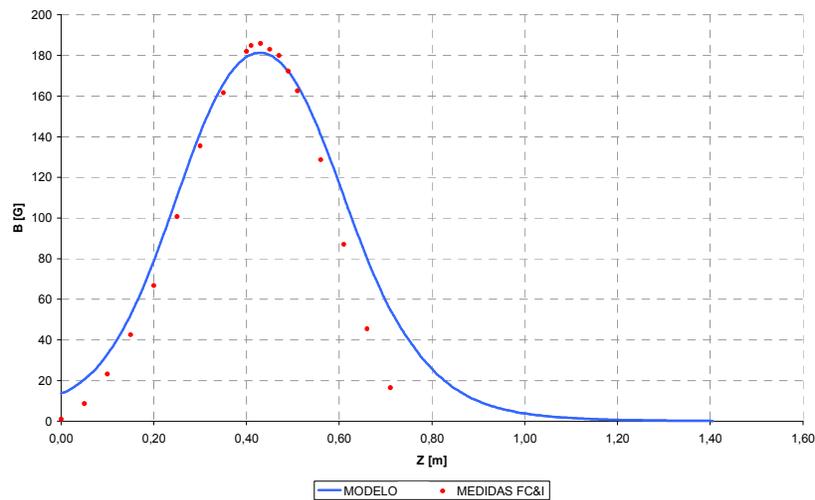


Figura 28: CASOS D – Validação.

Comparando-se cada par de curvas – medidas e calculadas, apresentadas anteriormente é possível verificar a boa concordância entre os resultados. Esta concordância leva a concluir que o modelo matemático esteja validado e representa de forma satisfatória o funcionamento do equipamento eletromagnético.

4.1.2 Casos simulados – Condições para acoplamento com o modelo fluidodinâmico

Este modelo destina-se a determinar o campo de *forças de Lorentz* promovido pelo agitador eletromagnético, visando sua aplicação ao modelo fluidodinâmico do molde. Portanto é necessário determinar quais as condições de operação que serão testadas no modelo fluidodinâmico para que seja necessário determinar quais seriam as condições de operação a serem simuladas. Serão analisadas duas seções de moldes distintas – 180 mm e 230 mm – e cada uma destas seções opera com uma frequência diferente – 5Hz e 4,25Hz respectivamente. Cada um desses dois grupos foi avaliado com variação de três valores de corrente elétrica. Assim como mostrado anteriormente na Tabela 3 (Capítulo 3, página 43) mostra os seis casos simulados pelo modelo eletromagnético e que darão suporte ao modelo fluidodinâmico.

Como resultado de perfis de campo magnético, será apresentado o conjunto de curvas de campo dos casos analisados. A figura 29 mostra o conjunto de curvas representativas dos Casos 1, 2 e 3, que simulam uma seção de 180 mm operando com frequência de 5Hz. Os perfis foram construídos também com base na mesma linha imaginária, como apresentado anteriormente.

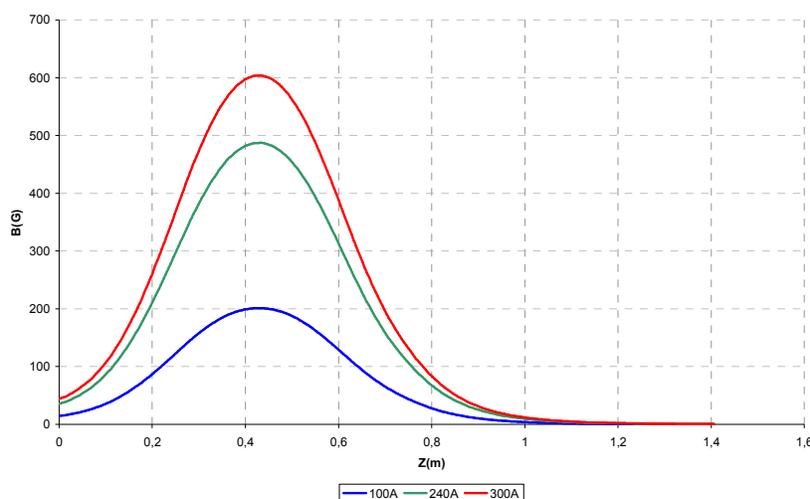


Figura 29: Perfis de campo magnético – Casos 1, 2 e 3 – Seção 180 mm.

Da mesma forma o conjunto de curvas formado pelos casos 4, 5 e 6, pode ser verificado na Figura 30. Estes casos simulam uma configuração com molde de 230 mm de seção, operando com 4,25Hz de frequência.

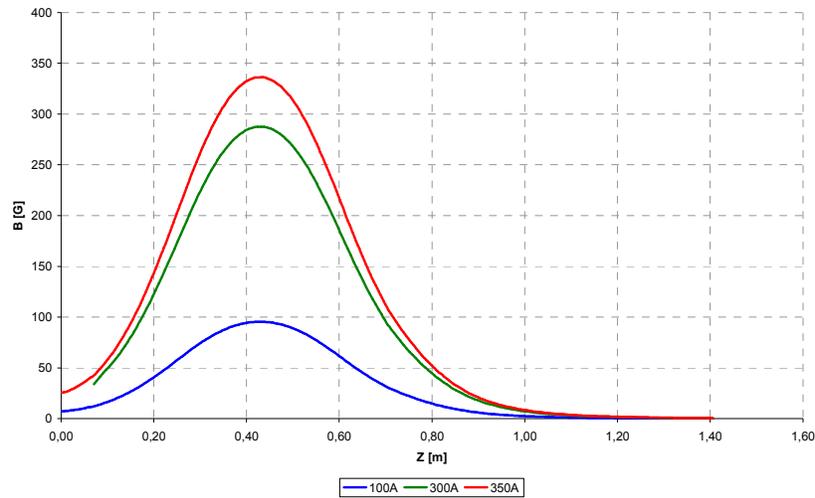


Figura 30: Perfis de campos magnéticos – Casos 4, 5 e 6 – Seção 230 mm.

Pode-se notar por esses dois grupos de curvas que o aumento do valor da corrente elétrica proporciona um aumento do valor do campo eletromagnético. Essa tendência de aumento de campo com a corrente se mostra linear quando se *plota* os valores máximo de campo para a respectiva corrente de excitação. Esta relação pode ser verificada na Figura 31.

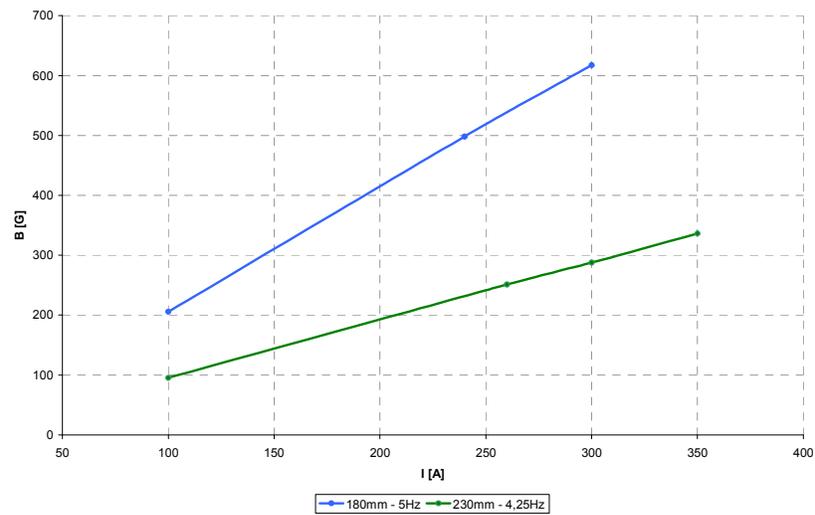


Figura 31: Relação entre campo magnético e corrente de excitação.

Outro aspecto, mostrado pela Figura 31, é que os campos gerados para a seção maior (230 mm) são menos intensos que os verificados na seção menor (180 mm). Uma das

razões para isso se deve ao fato de que o posicionamento dos moldes não ser concêntrico ao agitador, uma vez que o molde não fica com seu eixo central posicionado exatamente no centro geométrico do agitador. Outra razão, bastante importante, é o fato de que a seção maior possui maior espessura e área de cobre (molde), o que reduz a intensidade do campo magnético.

Para efeitos comparativos é interessante a relação entre a intensidade de força máxima com o campo magnético, apresentada na Figura 32. Pelo gráfico é possível constatar que para a seção menor (180 mm) a intensidade de força varia menos com o aumento de intensidade de campo magnético. Já para os casos onde a seção do molde é maior (230 mm), a intensidade da força varia de forma mais abrupta com o aumento do campo magnético, conseqüência do aumento de corrente elétrica.

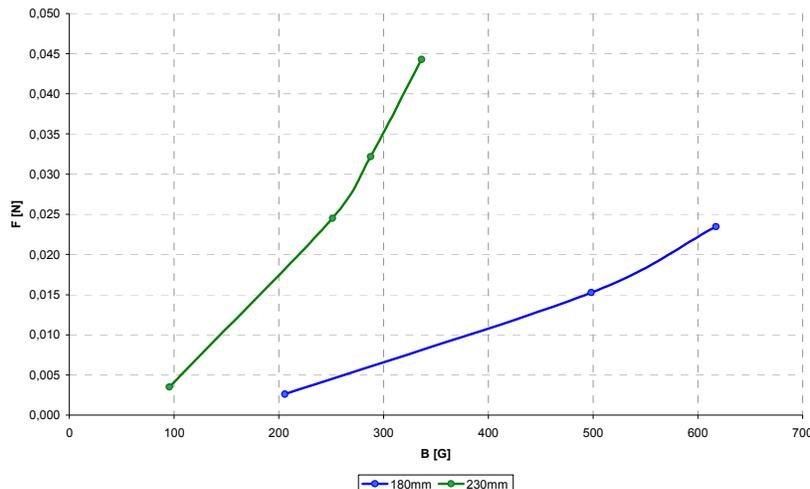


Figura 32: Relação entre força máxima e campo magnético máximo.

Os resultados do modelo eletromagnético estão em conformidade com os apresentados por TRINDADE (2002). As simulações desenvolvidas naquele trabalho são feitas com base em moldes de seção quadrada e o equipamento testado apresenta uma configuração diferente de bobinas, no entanto a comparação é válida devido ao fato de que o fenômeno eletromagnético de agitação é bem similar. É possível constatar que o comportamento do campo é coerente com o que diz a literatura, bem como a variação do campo produzido com a variação das correntes de agitação. Também se observa a concordância com o campo de forças produzido nos dois modelos, que apresentam valores máximos de intensidade na região central do agitador, como já visto anteriormente.

4.2 RESULTADOS DO MODELO FLUIDODINÂMICO

Os testes realizados para o modelo fluidodinâmico foram realizados de forma a verificar a ocorrência de arraste. Para tanto se partiu de dois tipos de molde com diferenças geométricas (variação de seção circular). Também foram escolhidos dois diferentes tipos de pós fluxantes que dão origem a dois tipos de escória líquida. Esta característica é avaliada pela diferença de viscosidade entre as escórias, testadas com diferentes espessuras no molde.

Inicialmente serão apresentados resultados transientes do fenômeno na situação mais crítica de agitação, ou seja, maior corrente (300A), para uma mesma seção geométrica de molde. Com isso se busca analisar o problema na sua forma mais realista, que é em regime transiente. Posteriormente, essa mesma condição será analisada em regime estacionário para comparação com o resultado transiente.

4.2.1 *Resultados transientes*

Como dito anteriormente, os fenômenos na interface tem características transientes uma vez que o comportamento da camada de escória é dependente do tempo. Os resultados a seguir apresentados são representativos de algumas situações que tentam verificar a ocorrência do arraste de escória na interface.

As simulações em regime transiente partiram do escoamento desenvolvido pelo aço dentro do molde sem a aplicação do campo de forças sobre ele, isto é sem efeitos de agitação. Todos os resultados transientes representam os 10 primeiros segundos depois de ligada a agitação eletromagnética.

Na figura 33, estão *plotadas* linhas de corrente do escoamento que mostram o caminho percorrido pelo fluido que entra pela válvula. Neste caso foi simulado um molde com seção de 180 mm, com uma camada de escória de 10,5 mm.

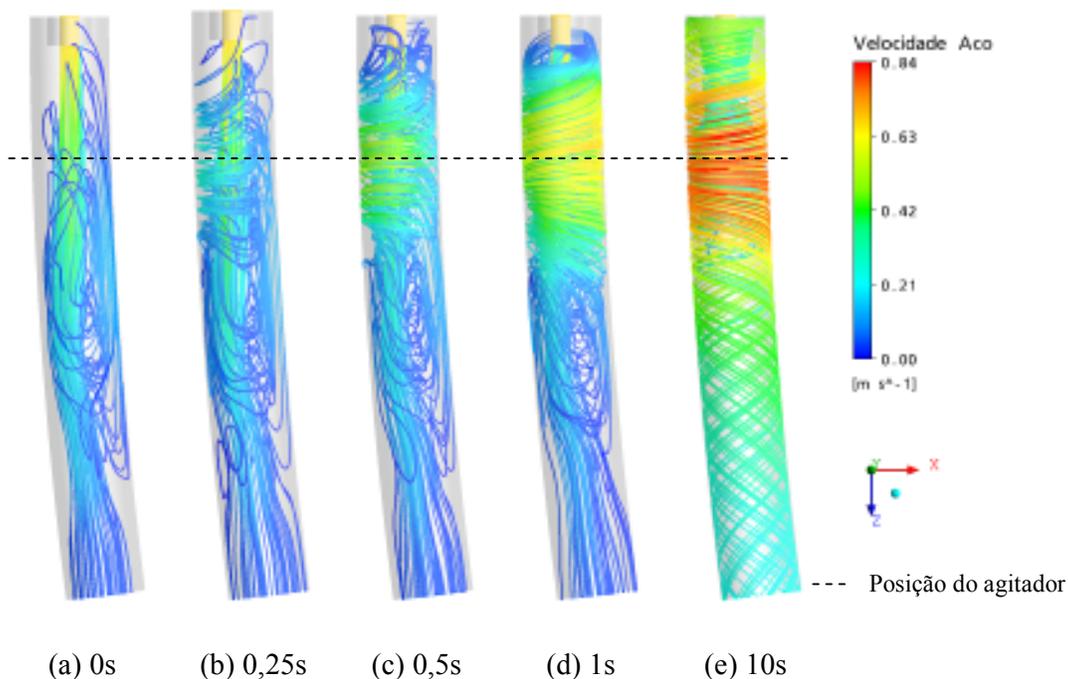


Figura 33: Linhas de corrente de aço dentro do molde – efeito do agitador.

A partir de 25 pontos no contorno da entrada da válvula é traçado o caminho do aço dentro do molde, ao longo do tempo. Pelas imagens mostradas na Figura 33 percebe-se a evolução do efeito da agitação com o passar do tempo. No tempo inicial (0s) o escoamento não sofre nenhuma influência do campo eletromagnético, onde o escoamento que deixa a saída da válvula e o jato direciona o escoamento para a saída do molde. Já na figura 33 (b) é possível verificar o início do movimento rotacional na altura da posição central do agitador. Pela linha tracejada na figura localiza-se o ponto por onde passa o centro do agitador, ponto este onde a intensidade do campo produzido é maior, como pode ser verificado nos resultados do modelo eletromagnético. Nos outros instantes de tempo, esta característica de giro se evidencia pela concentração das linhas de corrente, bem como pelo aumento da velocidade na região do agitador.

O escoamento dentro do molde sob o tipo de agitação promovida pelo equipamento acoplado é indicado por outros trabalhos publicados como sendo girante, ou rotacional. Como análise inicial pode-se verificar essa característica do escoamento. Conforme a intensidade do campo gerado pelo equipamento altera-se a intensidade do giro do fluido. A intensidade de giro é uma das responsáveis pelo desprendimento de gotas da interface. Dependendo da velocidade que o aço adquire a partir do centro da agitação,

esta pode provocar instabilidade na interface criando condições favoráveis ao aparecimento do arraste.

A determinação da situação que levasse a um indicativo ou não de arraste foi balizada pela distribuição de fração volumétrica dentro do domínio de aço líquido. Todas as simulações usam como condição inicial uma camada de escória no topo do molde. Ao longo da simulação esta camada se deforma em função do escoamento e da interação entre as duas fases. Define-se o uso de um valor de fração volumétrica igual a 0,01 como sendo o mínimo indicador de presença de escória. Significa dizer que se admite como presença de escória num dado elemento quando 1% do volume do mesmo é preenchido pela fase escória.

Nas Figuras 34 e 35 que seguem são apresentados os resultados da simulação numérica, com objetivo de analisá-las ao longo do tempo. As Figuras 34 e 35 estão separadas em duas colunas. A coluna da esquerda visa mostrar o comportamento da interface através de mapas de fração volumétrica (FV) em planos que seccionam o domínio longitudinalmente. Na coluna da direita serão apresentadas figuras tridimensionais que representam uma iso-superfície gerada a partir de porções do domínio que apresentam mesmo valor de FV. Esta representação 3D mostra um indicativo de arraste de escória, depois da deformação da camada de escória.

Na figura 34 estão representados os resultados que simulam uma condição de operação onde o agitador funciona com uma excitação de corrente no valor de 300A, para um molde com seção de 180 mm. A camada de escória possui espessura de 10,5mm com uma válvula submersa de 65 mm de comprimento, resultando assim 54,5mm de profundidade de submersão de válvula (PSV). Neste caso foram testados dois tipos de escória representados por valores diferentes de viscosidade de escória: 0,11Pa.s e 0,4Pa.s. Estas características estão resumidas na Tabela 6:

Tabela 6: Características do modelo que simula o efeito da viscosidade da escória.

Diâmetro do molde	<i>180mm</i>
PSV	<i>65mm</i>
Espessura da camada de escória	<i>10,5</i>
Viscosidades testadas	<i>0,11Pa.s 0,4 Pa.s</i>

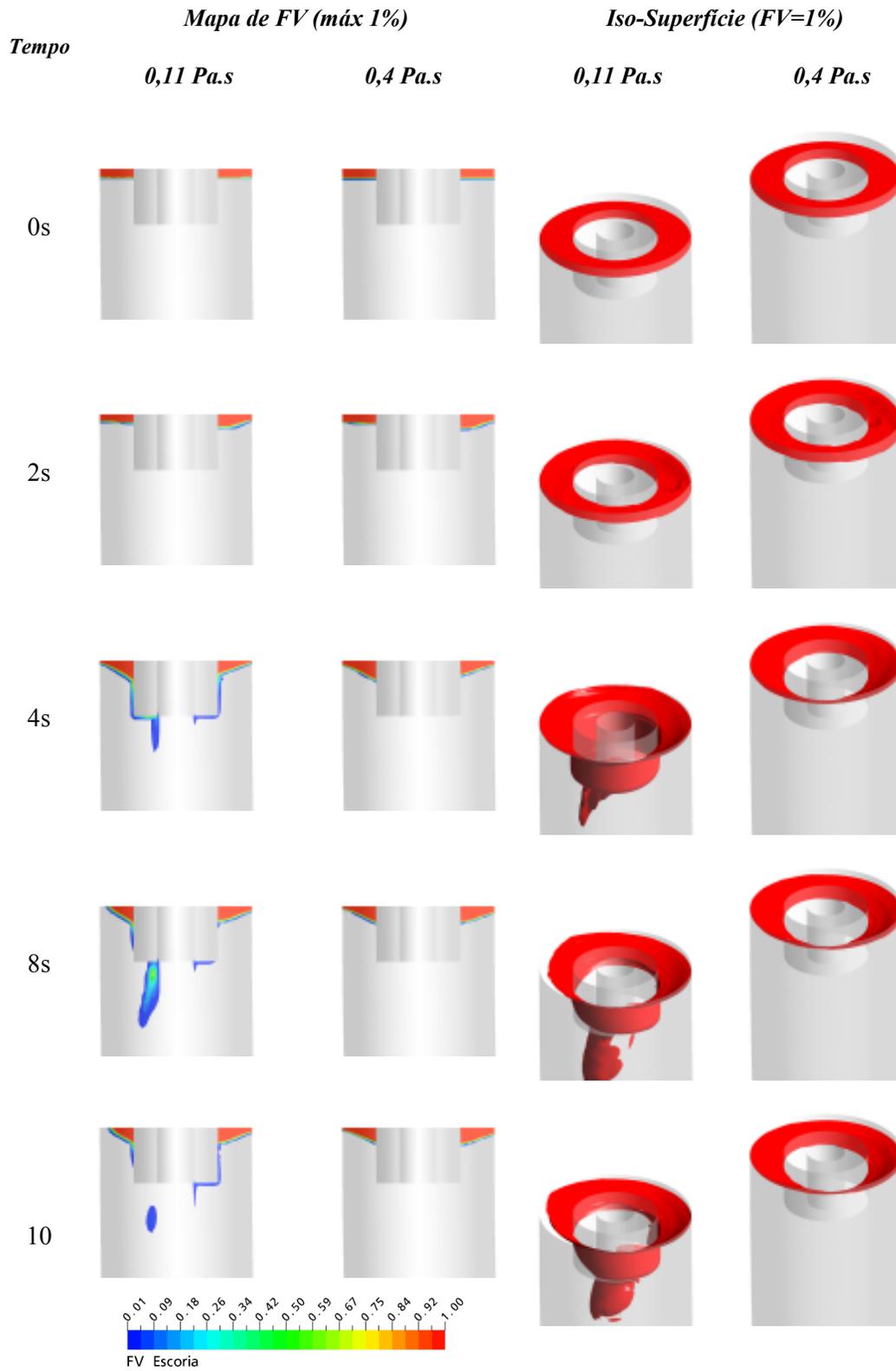


Figura 34: Comportamento da camada de escória – variação da viscosidade da escória.

Na Figura 35 foram testadas as mesmas condições de agitação e geométricas do caso anterior. A variação aqui testada foi a influência da PSV, onde um dos casos simula uma válvula de 65 mm e o outro de 90 mm de comprimento. Para uma mesma camada de escória líquida de 10,5mm testou-se então uma situação de 54,5mm e outra de 79,5mm de PSV. Também para esse teste, o resumo das características do modelo pode ser conferido na Tabela 7:

Tabela 7: Características do modelo que analisa o efeito da PSV.

Diâmetro do molde	<i>180mm</i>	
Viscosidade da escória	<i>0,11 Pa.s</i>	
Espessura da camada de escória	<i>10,5mm</i>	
PSV testadas	<i>65mm</i>	<i>90mm</i>

Pode-se num primeiro momento fazer uma análise qualitativa das duas situações comparativas. Na primeira delas tentou-se verificar a influência da viscosidade da escória no arraste. Com base nos resultados da figura 35 é possível perceber apenas pela análise das imagens que se verifica um indicativo arraste para o caso que simula o menor valor de viscosidade, ao passo que o caso que simula a escória mais viscosa o mesmo indicativo não ocorre.

Fazendo uma análise quantitativa é possível determinar, por exemplo, o volume inicial de escória (no instante $t=0s$) e comparar com o volume de escória no final da simulação ($t=10s$). Os valores calculados estão na Tabela 8.

Tabela 8: Volumes de escória calculados no interior do molde.

Volume de Escória [m ³]	180mm - 300A		
	<i>0,11Pa.s - 65mm</i>	<i>0,4Pa.s - 65mm</i>	<i>0,11Pa.s - 90mm</i>
Inicial no molde	1,79E-04	1,79E-04	1,79E-04
Final no molde	1,70E-04	1,79E-04	1,79E-04
Abaixo da válvula	6,46E-06	0,00	0,00
% acumulado no molde	<i>94,90</i>	<i>99,87</i>	<i>99,92</i>
% acumulado abaixo da válvula	<i>3,80</i>	<i>0,00</i>	<i>0,00</i>

Pela Tabela 8 se verifica a concordância com os resultados qualitativos, mostrando que o caso que simula a escória menos viscosa e com menor PSV apresentou o menor volume dentro do molde, dando indicativo de arraste de escória.

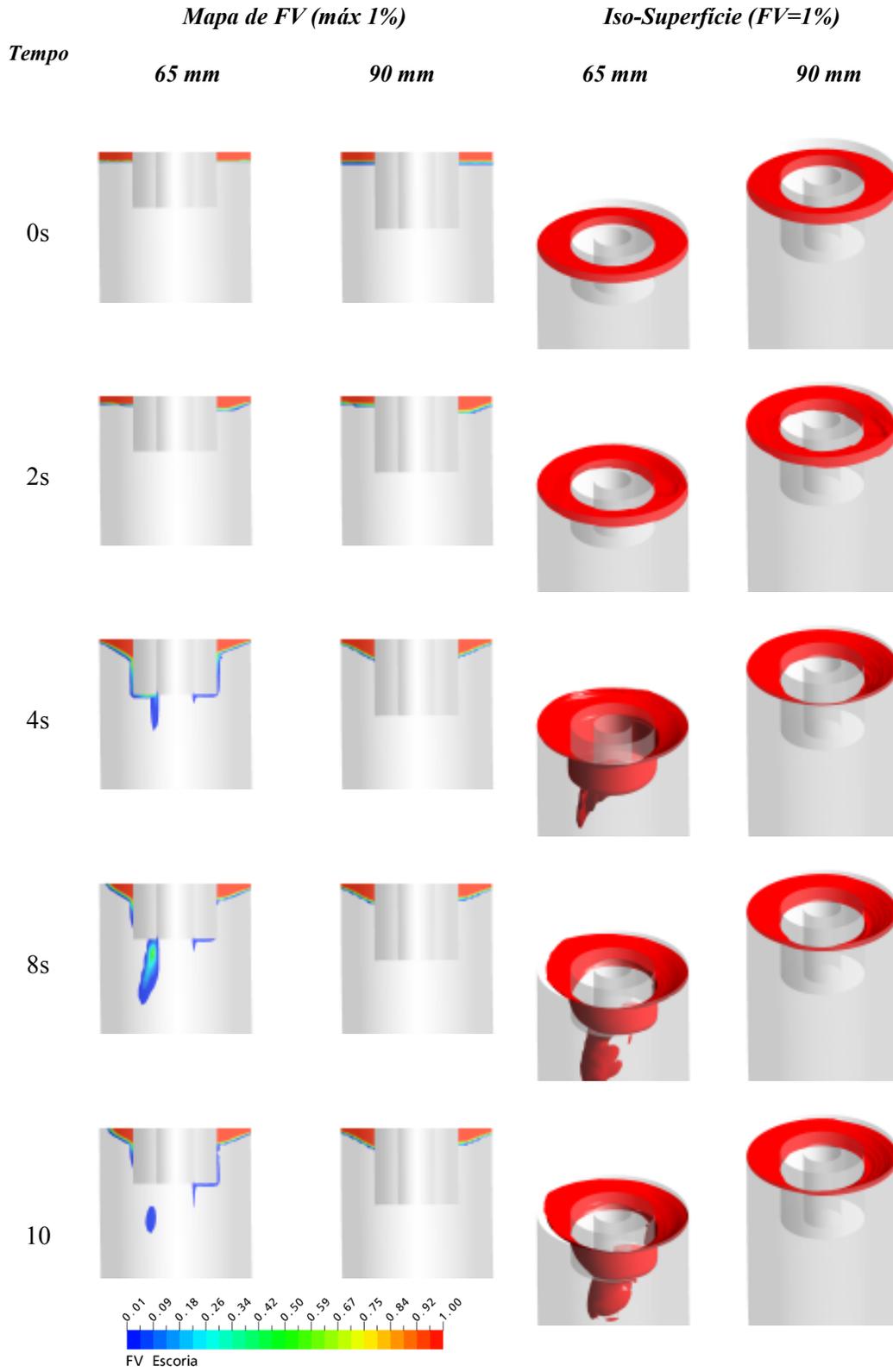


Figura 35: Comportamento da camada de escória – variação do comprimento de submersão da válvula.

4.2.2 Resultados estacionários

O custo computacional necessário para que se executassem todos os testes mínimos, em regime transiente, necessários para comparações de situações críticas de operação, se tornou proibitivo. Nesse sentido optou-se por verificar a possibilidade de se verificar o comportamento da interface usando simulações em regime estacionário

Simularam-se primeiramente os mesmos casos testados no regime transiente. Os resultados em regime estacionário se mostraram bastante coerentes com os alcançados nas simulações transientes. As comparações foram feitas sob o aspecto qualitativo de comportamento da interface e também comparando com valores de volume arrastado e presente abaixo da válvula submersa, como os apresentados anteriormente.

Inicialmente se avaliou o efeito da viscosidade, testando os mesmos valores de 0,11 e 0,4 Pa.s, no mesmo molde de 180mm de seção transversal. Nas figuras 36 e 37 são mostrados os mapas de fração volumétrica limitadas em $FV=0,01$ e a iso-superfície ($FV=1\%$), respectivamente.

Verifica-se pela Figura 37 que também para os resultados estacionários a menor viscosidade apresenta um maior indicativo de arraste, em concordância com os resultados transientes.

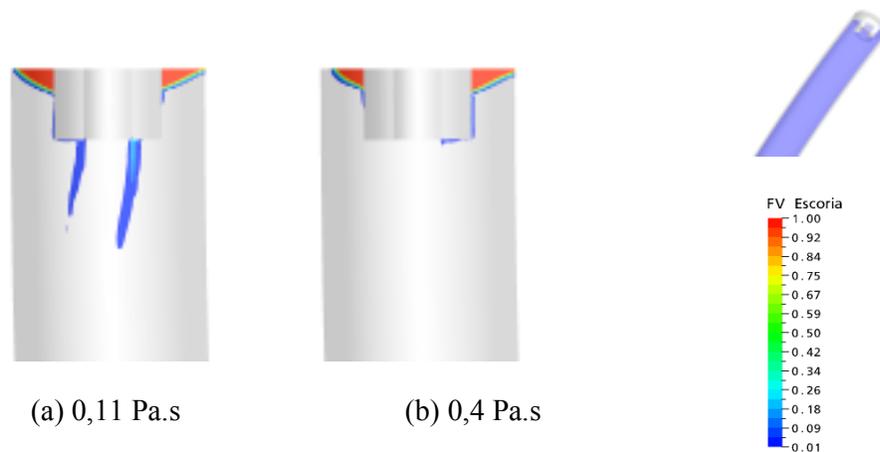


Figura 36: Distribuição de fração volumétrica de escória num plano longitudinal do molde – seção 180 mm.

O mesmo comportamento se reflete na iso – superfície da apresentada na Figura 37.

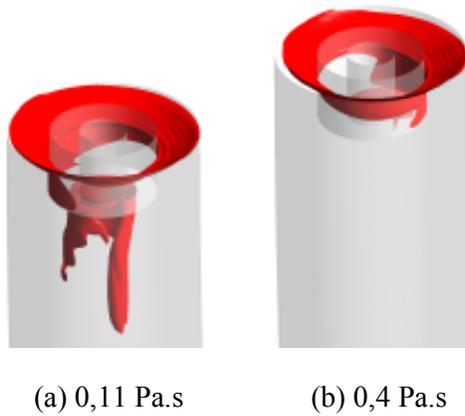


Figura 37: Iso-superfície de escória com FV de 1% – Seção 180mm.

Com as simulações estacionárias se tornou mais rápido se fazer análises sobre as variáveis envolvidas nesse problema. Testando, por exemplo, a mesma variação de viscosidade da escória, porém para uma diferente seção de molde, foram obtidos os resultados mostrados pela Figura 38.

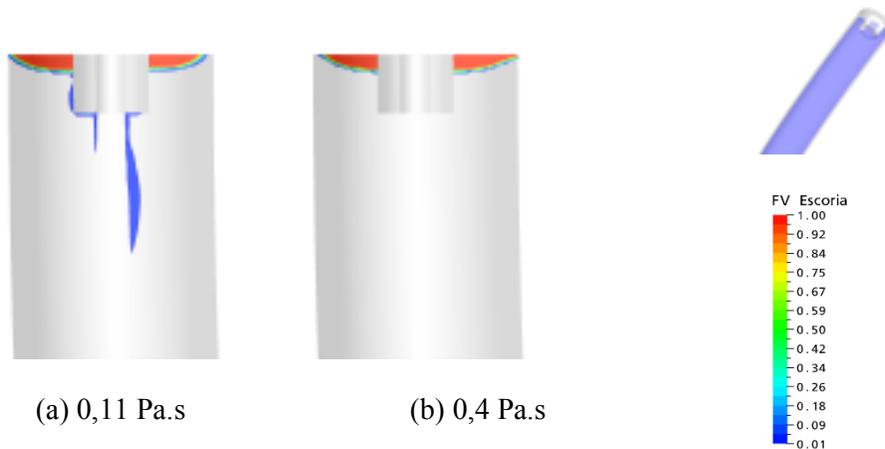


Figura 38: Distribuição de fração volumétrica de escória num plano longitudinal do molde – Seção 230 mm.

Pelos mapas de fração volumétrica se observa que quanto maior for a viscosidade mais difícil se torna o arraste, mesmo para um molde com seção maior.

O mesmo comportamento se observa na Figura 39 que apresenta a iso - superfície para um valor de FV de 1%.

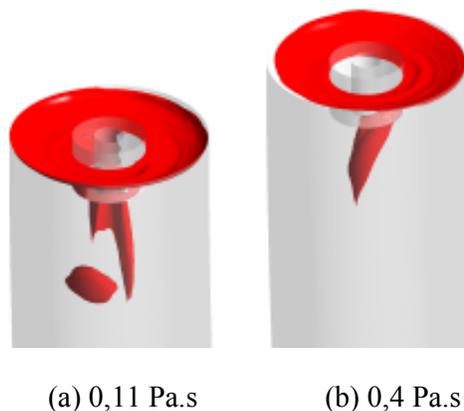


Figura 39: Iso-superfície de escória com FV de 1% – Seção 230mm.

Com a verificação da concordância entre os resultados transientes e estacionários, vários testes foram feitos. Os resultados estacionários a seguir apresentados foram testados para as características geométricas e físicas dos moldes apresentados na Tabela 9.

Tabela 9: Características testadas nos modelos estacionários.

Seção do Molde	180 mm	230 mm
Comprimento de válvula submersa (simulado)	65 mm	65 mm
Diâmetro interno da válvula	45 mm	35 mm
Espessura da camada líquida de escória	10,5 mm	6,5 mm
Profundidade de submersão de válvula (PSV)	54,5 mm	79,5 mm
Vazão de aço	7,42 kg/s	4,85 kg/s
Velocidade de lingotamento	2,5 m/min	1 m/min
Velocidade de aço na saída da válvula	0,6678 m/s	0,7215 m/s
Corrente de Agitação	100/240/300 A	100/300/350 A
Frequência	5 Hz	4,25 Hz

Inicialmente foram analisadas as características do escoamento dentro do molde, através de linhas de corrente, perfis de velocidade em regiões específicas – paredes do tarugo, plano de corte passando pelo centro do molde, interface aço/escória e em planos paralelos ao topo. Serão apresentados figuras e gráficos, tomando uma variável para comparação entre situações de funcionamento semelhantes. Para melhor visualização dos resultados, as figuras agrupam casos que representam a mesma seção do molde analisado. A segunda parte da análise dos resultados apresenta o efeito da agitação

eletromagnética sobre a interface metal-escória. Esta análise será feita com base em figuras de visualização de iso-superfícies limitadas por valor constante de fração volumétrica.

Linhas de corrente

As linhas de corrente mostram as trajetórias percorridas pelo aço dentro do molde, a partir de pontos localizados na entrada da válvula submersa. As Figuras 40 e 41 mostram as linhas de corrente para os moldes com seção 180 mm e 230 mm, respectivamente. Percebe-se pelas linhas que o escoamento é predominantemente rotacional, provocado pelo uso dos agitadores eletromagnéticos. Constata-se também que a intensidade da agitação, diretamente relacionada à velocidade do fluido, aumenta com a intensidade de corrente elétrica imposta ao equipamento.

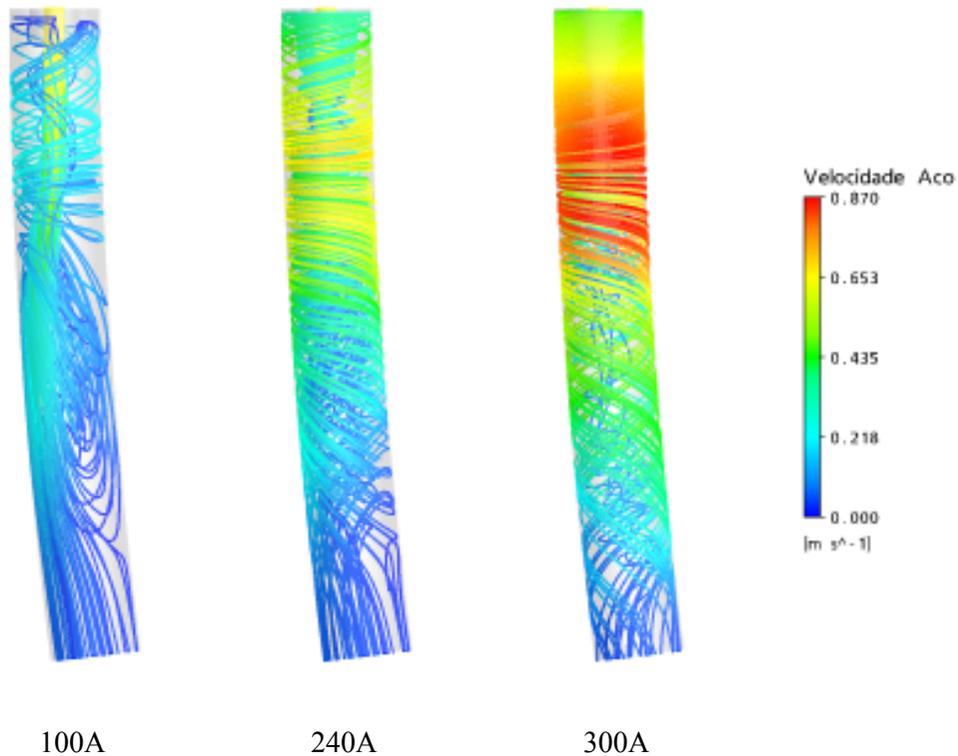


Figura 40: Linhas de corrente: seção 180 mm.

Conforme visto nos gráficos da Figura 40, a intensidade da força nos casos apresentados aumenta com a intensidade de campo magnético. No caso de menor intensidade de agitação (100A) percebe-se que a intensidade do torque é menor que a dos outros dois casos, uma vez que o movimento de giro se concentra na região de localização do

agitador. O jato vindo da válvula não recebe tanta influência do torque e o escoamento segue sem sofrer uma mudança tão significativa. Nos casos 240A e 300A a intensidade do campo já é capaz de propagar o movimento de giro em quase toda a extensão do molde.

O mesmo ocorre na Figura 41, onde também se percebe a influência da agitação eletromagnética e também se verifica o aumento da velocidade de giro do aço com o aumento da corrente aplicada nos enrolamentos.

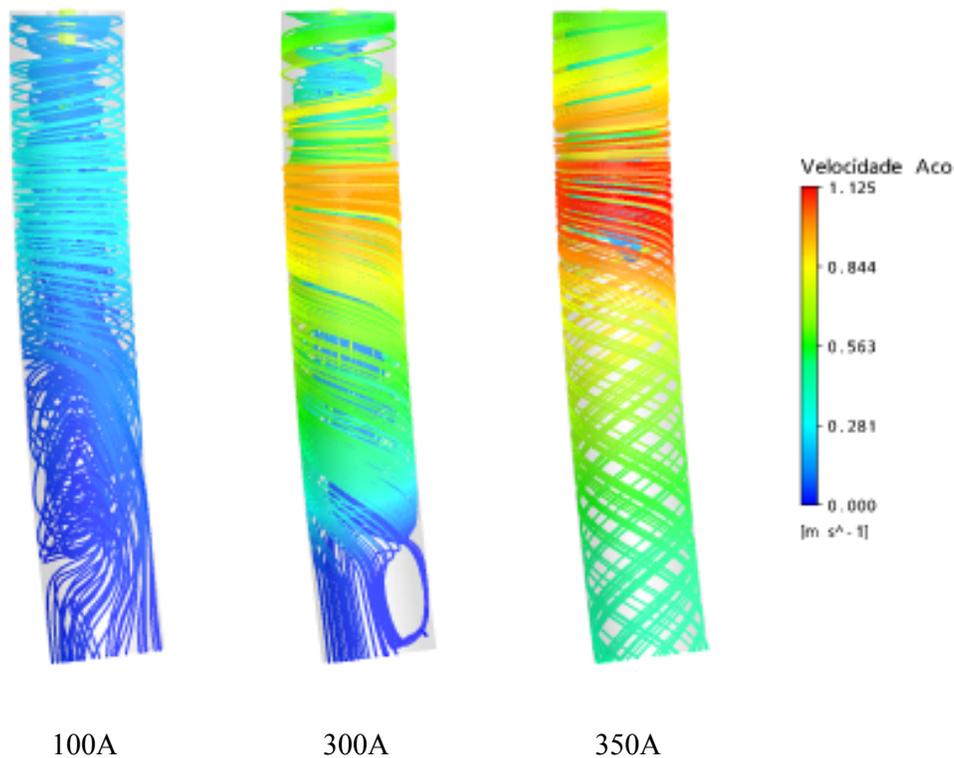


Figura 41: Linhas de corrente: seção 230 mm.

Vetores velocidade nas paredes do molde

Outra forma de se verificar as características do escoamento no interior do molde é a visualização dos *vetores velocidade* nas paredes do molde. As Figuras 42 e 43 apresentam os vetores de velocidade onde se verificam as mesmas características já observadas pelas linhas de corrente. Conforme aumenta intensidade de corrente aplicada, aumenta a velocidade de aço no molde.

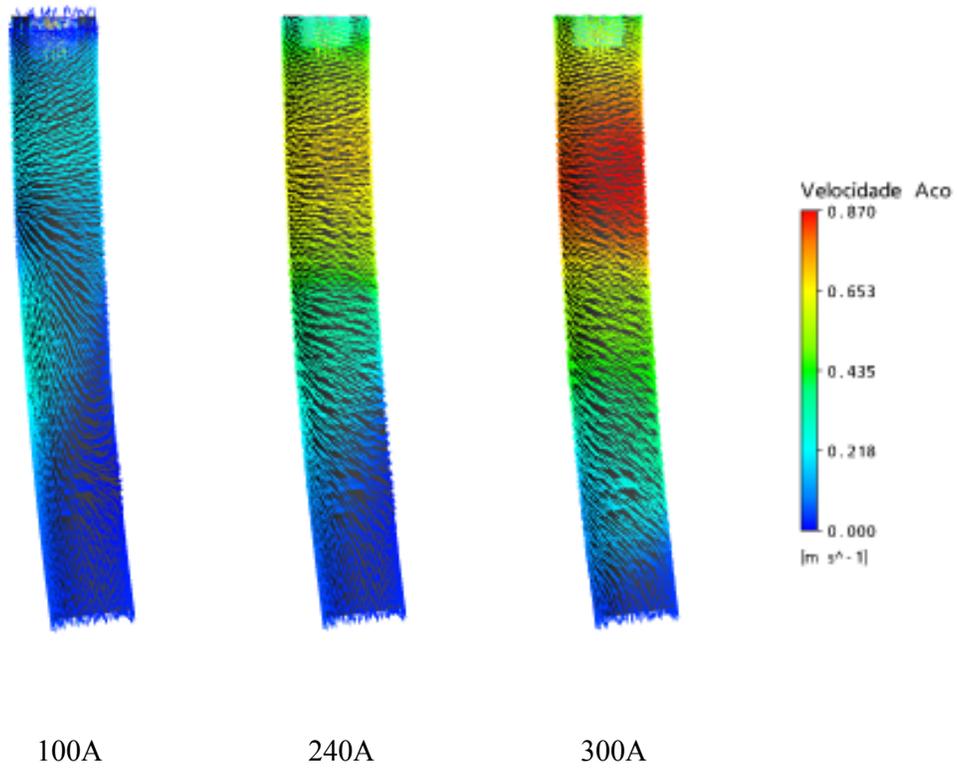


Figura 42: Vetores velocidade na parede – Seção 180 mm.

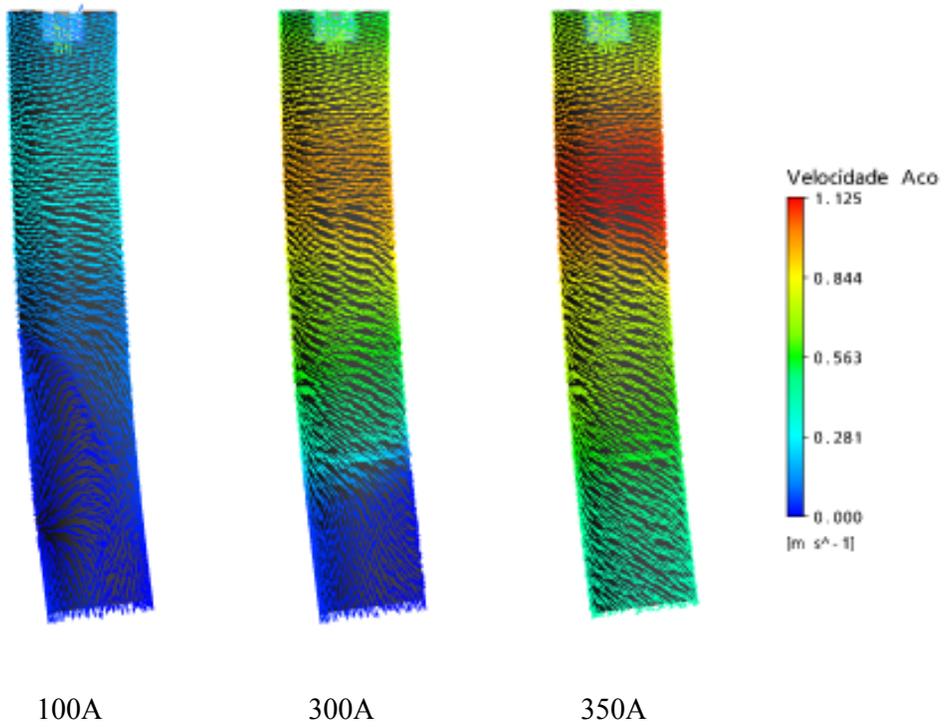


Figura 43: Vetores velocidade na parede – Seção 230 mm.

Como visto anteriormente, uma dada corrente de excitação gera um respectivo campo magnético, sendo essa uma relação linear. O gráfico da Figura 44 mostra como a velocidade máxima no ponto de medição varia com o máximo valor de corrente. Os valores foram calculados para um ponto onde a velocidade é máxima, num plano que passa pelo centro do agitador, transversalmente ao molde, como mostra a figura em detalhe.

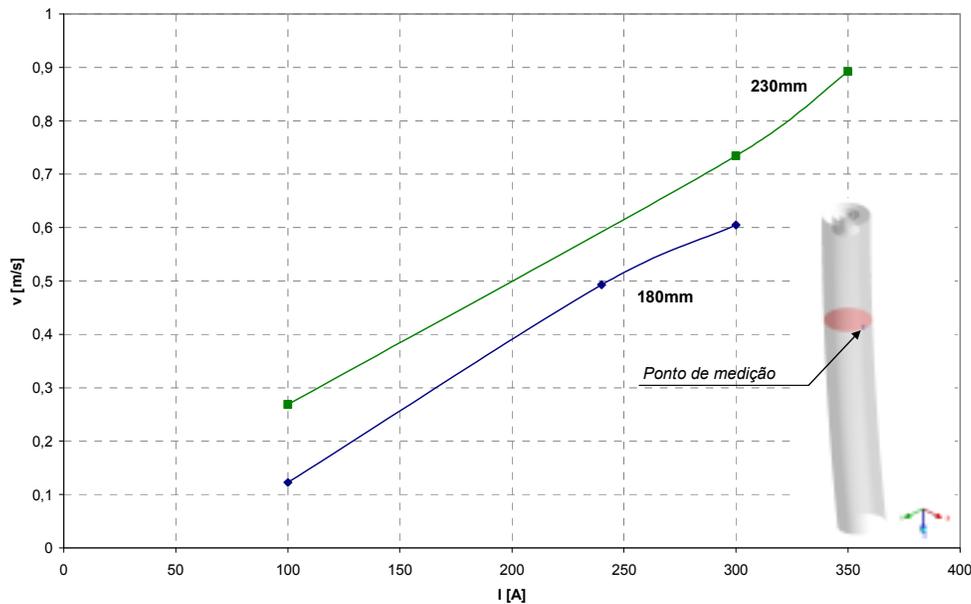


Figura 44: Gráfico apresentando o aumento da velocidade quando do aumento da corrente de excitação.

Percebe-se pelo gráfico da Figura 44 que o aumento da intensidade de corrente elétrica e, conseqüentemente, aumento do campo produzido, provoca um aumento da velocidade de giro do aço. Verifica-se um comportamento praticamente linear entre a corrente nas bobinas e a velocidade junto às paredes. Como verificado anteriormente nos resultados do modelo eletromagnético, o campo de forças produzidas pelo agitador (Figura 33 – $F \times B$) mostra que para o molde de seção maior as forças calculadas também são maiores, o que resulta uma velocidade final de giro também maior.

Profundidade de penetração do jato

A intensidade de agitação do aço dentro do molde influencia a profundidade de penetração do jato vindo da válvula submersa. Analisando-se os campos de velocidade num plano que corta longitudinalmente o molde, percebe-se que o jato perde

profundidade de penetração conforme aumenta a intensidade de agitação magnética. A Figura 45 mostra esse efeito para os casos que representam o grupo Seção 180 mm.

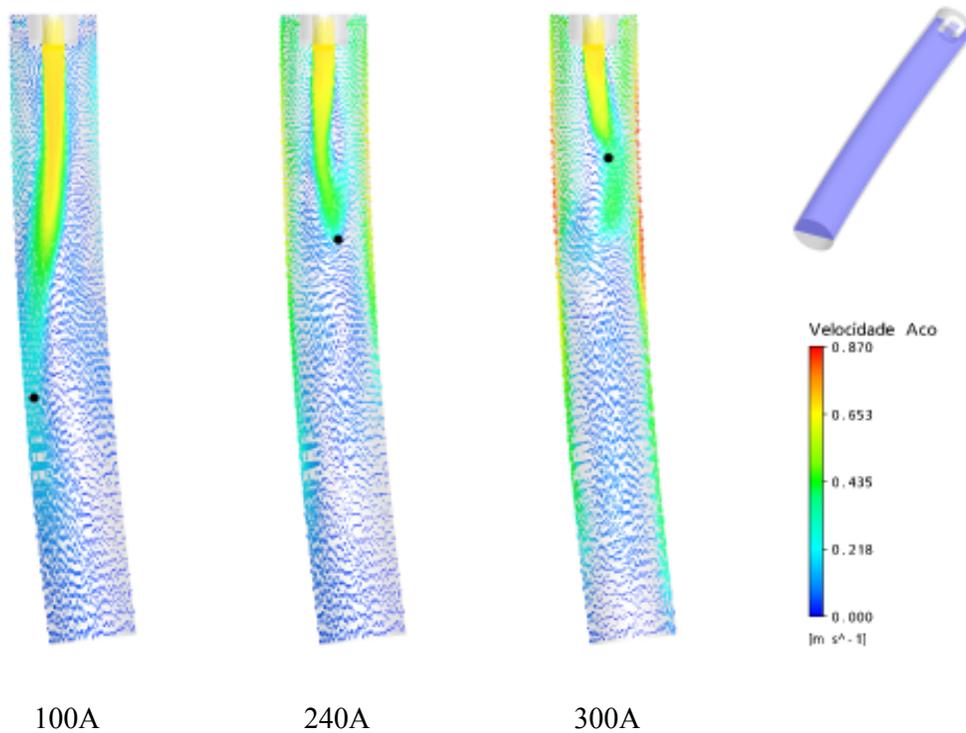


Figura 45: Profundidade de penetração do jato – Seção 180 mm.

Ao entrar no molde o jato de aço é predominantemente descendente. No entanto o agitador promove forças capazes de alterar a direção descendente para um movimento rotacional. Dependendo da intensidade de giro, a profundidade de submersão do jato é diminuída. Isso ocorre quando a velocidade de giro é maior que a velocidade do jato penetrante, com capacidade de alterar o sentido do movimento.

Os casos que representam o grupo Seção 230 mm podem ser vistos na Figura 46, onde se pode verificar o mesmo comportamento de decréscimo de penetração de jato com o aumento da intensidade de campo aplicado.

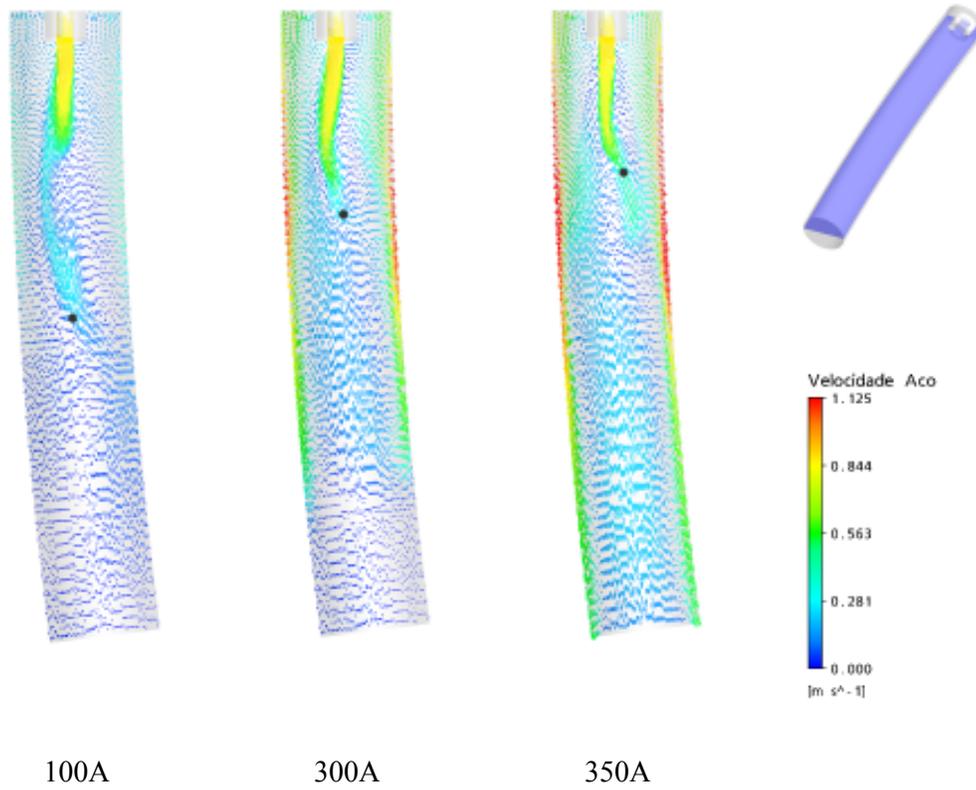


Figura 46: Profundidade de penetração do jato – Seção 230 mm.

É possível quantificar a profundidade de penetração do jato dentro do molde e confrontar os valores calculados com a corrente máxima que cada situação simulada apresenta através de um gráfico, que pode ser visto na Figura 47.

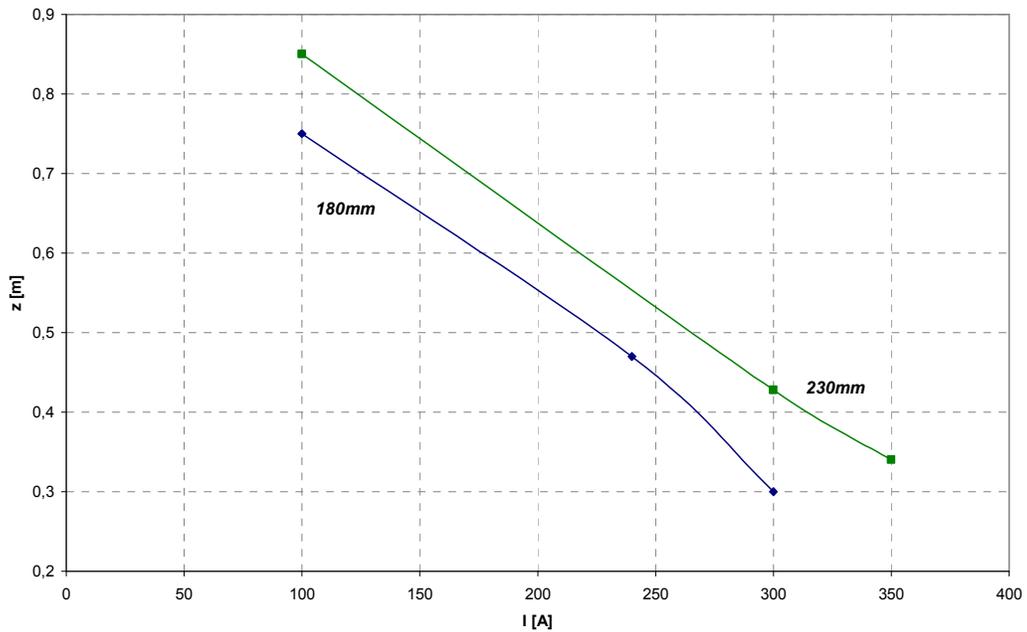


Figura 47: Relação profundidade de penetração *versus* corrente.

Análise da Interface Metal-Escória

A primeira análise que pode ser verificada é a distribuição de fração volumétrica de escória dentro do molde. A Figura 48 representa esta distribuição para cada um dos valores de corrente testados para a seção de 180 mm, assinaladas em um plano que secciona o molde longitudinalmente, conforme mostrado na mesma figura.

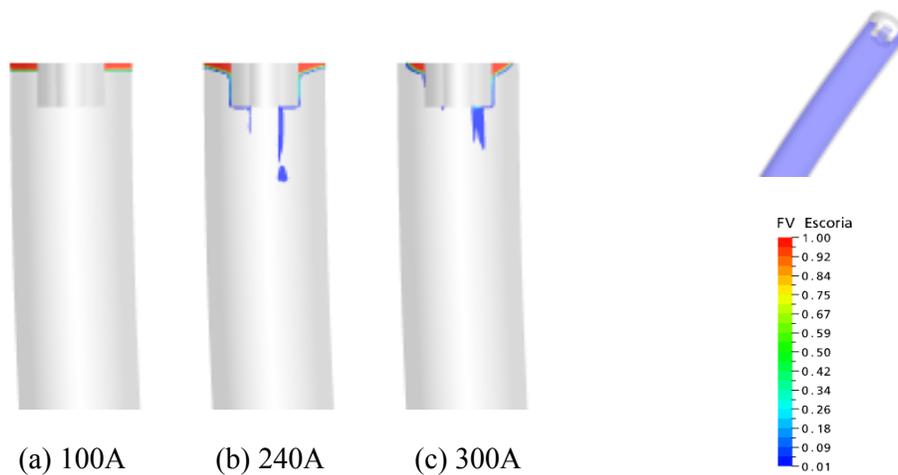


Figura 48: Distribuição de fração volumétrica de escória num plano longitudinal do molde – Seção 180 mm.

Estes resultados representam a simulação em regime estacionário. A Figura 49 mostra que para o caso com excitação elétrica de (a) 100A, a interface se mantém estável, praticamente inalterada com relação à condição inicial. Já para os casos com agitação maior, a camada de escória se desestabilizou e houve deslocamento de porções de escória pra regiões no interior do molde, o que pode ser indicativo de arraste.

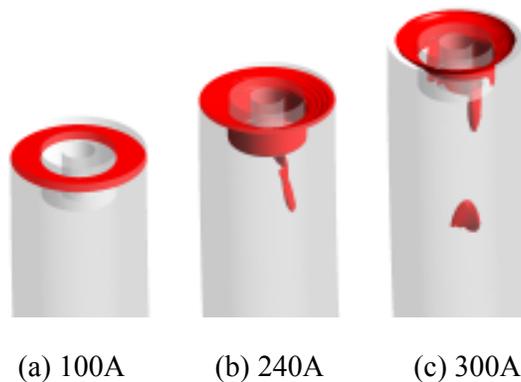


Figura 49: Interface metal – escória delimitada por um valor constante de fração volumétrica de escória (0,01).

Na Figura 49 verifica-se o mesmo comportamento na análise em 3 dimensões, feitas com base na iso-superfície de fração volumétrica de 0,01. Percebe-se que ao aumentar a excitação e, por conseguinte, o campo de forças que atua no escoamento, verifica-se a possibilidade de aparecimento de arraste no caso (b). Quando a excitação é baixa, é possível visualizar que a interface se mantém com a mesma configuração inicial da simulação, o que se verifica pela estabilidade do menisco. Como visto nos resultados anteriores a agitação baixa promove o movimento de giro, mas este não tem influencia na estabilidade da interface e, portanto, no arraste de escória.

Já nos casos (b) e (c), após a estabilidade ser interrompida houve um transporte de massa de escória para dentro do molde. Quando se aumenta a agitação promovida pelo equipamento, a velocidade próxima a interface também aumenta causando o início da instabilidade e propiciando a ocorrência do arraste.

Estes resultados nos permitem fazer um cálculo comparativo de forma a avaliar quanto, em percentual de volume, foi arrastado para regiões dentro do molde. Para este cálculo foi calculado o volume de escória dentro do aço ao final da simulação estacionária

(tempo tendendo ao infinito), e comparado com o volume inicial da fase escória dentro do molde, dando origem a Tabela 10.

Tabela 10: Volumes de escória calculados no interior do molde – seção 180 mm.

Volume de Escória [m ³]	180mm - 54,5mm PSV - 0,11Pa.s		
	100A	240A	300A
Inicial no molde	1,95E-04	1,95E-04	1,95E-04
Final no molde	1,95E-04	1,69E-04	1,05E-04
Abaixo da válvula	0,00	2,17E-06	6,33E-06
% acumulado no molde	100,00	86,64	53,99
% acumulado abaixo da válvula	0,00	1,29	6,01

Os dados da Tabela 10 demonstram que o aumento da intensidade de agitação aumenta a probabilidade de arraste de escória, e que para o caso com menor corrente de excitação (100A) não há perda de massa de escória.

As mesmas análises podem ser aplicadas para o caso com seção maior, que simula uma escória líquida mais viscosa. Obtém-se então a Figura 50, onde é possível verificar também que para a agitação promovida pela corrente de 100A, a interface se mantém praticamente inalterada. Nas demais situações ocorrem deformação da interface, porém sem indícios de arraste.

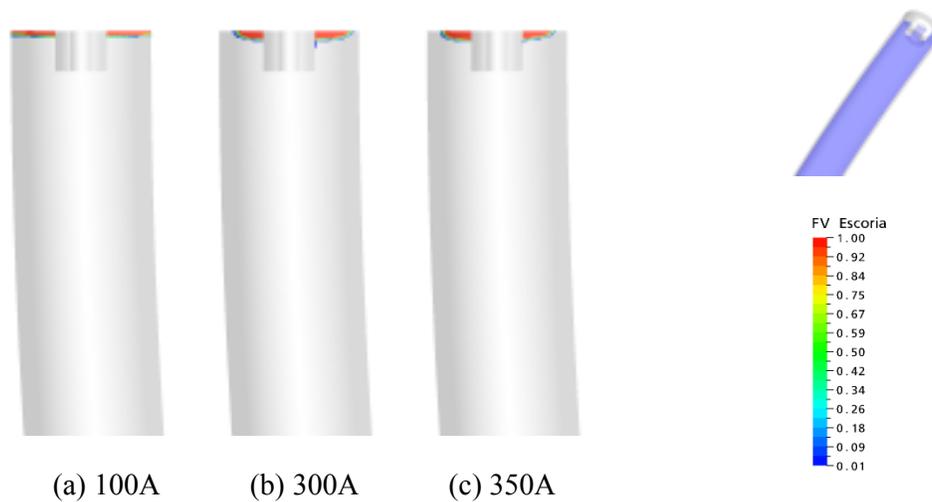


Figura 50: Distribuição de fração volumétrica de escória num plano longitudinal do molde – Seção 230 mm.

Através da Figura 51 é possível analisar o que acontece com a interface para caso que simulam um molde de 230 mm, com um pó fluxante gerador de escória líquida que apresenta um valor de 0,4 Pa.s de viscosidade.

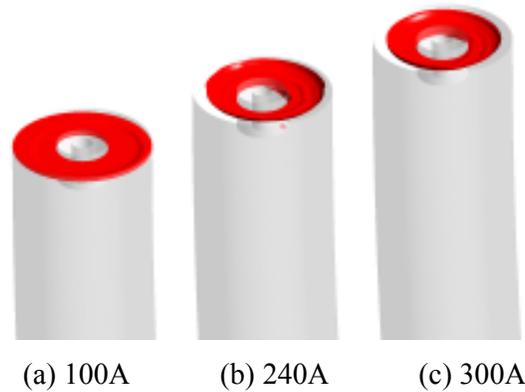


Figura 51: Interface metal – escória delimitada por um valor constante de fração volumétrica de escória (0,01).

Pelos resultados apresentados até agora para a seção de 230 mm, a interface parece sofrer alguma deformação, porém sem apresentar indicativos de escória sendo depositada na região abaixo da válvula. Estas conclusões foram feitas sobre uma análise qualitativa através da visualização dos mapas de FV e iso - superfícies. Usando o mesmo procedimento aplicado a seção de 180 mm, é possível fazer uma análise quantitativa por meio do cálculo dos volumes de escórias retidos dentro do molde, resultando a Tabela 11.

Tabela 11: Volumes de escória calculados no interior do molde – Seção 230 mm

Volume de Escória [m ³]	230mm - 58,5mm PSV - 0,4Pa.s		
	100A	300A	350A
Inicial no molde	2,33E-04	2,33E-04	2,33E-04
Final no molde	2,33E-04	2,13E-04	1,93E-04
Abaixo da válvula	0,00	4,68E-07	3,87E-07
% acumulado no molde	100,00	91,55	82,87
% acumulado abaixo da válvula	0,00	0,22	0,20

A Tabela 11 revela que realmente as perdas são bem reduzidas. Como esse resultado é estacionário, não é possível determinar se a diferença de volume de escória desde o

início até o final ocorre perda pela saída do molde. A única informação que se tem, é que houve perdas. Mesmo assim é possível verificar que as perdas são pequenas, e que a deposição abaixo da válvula é praticamente nula.

Analisando-se os dois grupos (Seção 180 mm e Seção 230 mm) é possível fazer uma análise mais geral, verificando que a probabilidade de arraste é maior no molde de seção menor. Isto pode ser decorrência do fato de que o tipo de escória analisada ser menos viscosa, e como visto anteriormente a baixa viscosidade aumenta as chances de arraste de uma interface instável.

Ainda existe um aspecto a ser levado em conta, é o aumento da velocidade nas regiões próximas a interface. Através de curvas de velocidades medidas ao longo do comprimento do molde é possível verificar como se comporta a velocidade próxima à camada de escória. Os gráficos apresentados nas figuras a seguir são perfis de velocidades medidos para as mesmas situações acima apresentadas, ou seja: na Figura 46, os gráficos representam os perfis de velocidade para as simulações de um molde com seção 180 mm quando se aplicam correntes de 100A e 300A de agitação. A linha de medição do perfil é paralela a parede interna do molde numa distância de 15 mm. Serão apresentados aqui apenas os casos de 100A e 300A, pois os perfis de velocidade gerados para o caso com corrente de excitação mais alto é bastante semelhante.

No gráfico da Figura 52, representando a seção 180mm, mostra que o perfil de velocidade realmente apresenta valores maiores para o caso de maior agitação (300A). O que também se verifica é que bem próximo à interface a velocidade de aço é praticamente nula para o caso com excitação de 100A, o que provavelmente justifica a estabilidade da camada de escória.

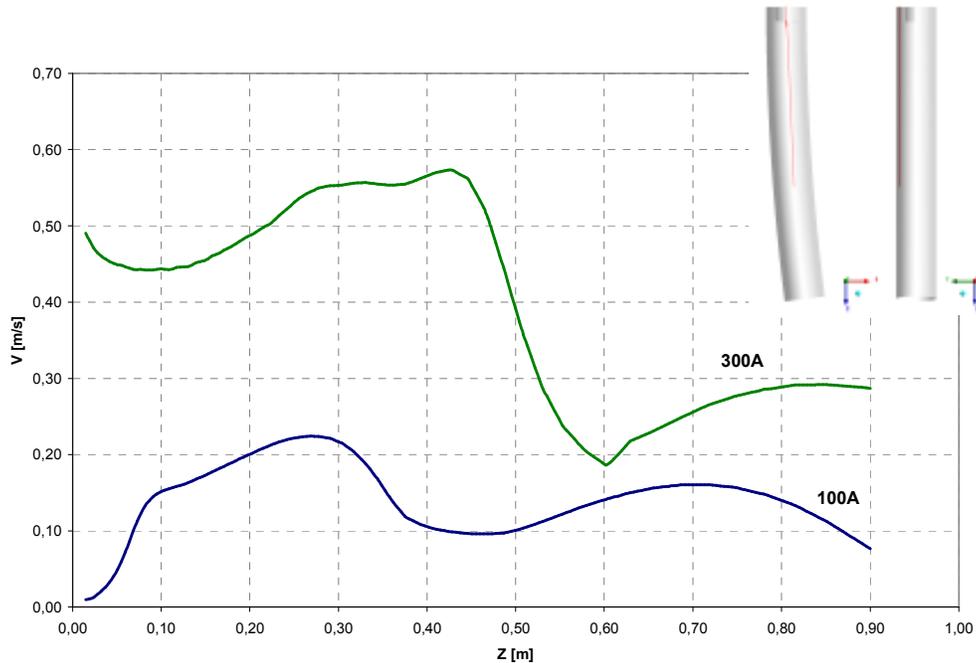


Figura 52: Perfis de velocidade ao longo do comprimento do molde – Seção 180 mm.

Pode ser interessante também se analisar o mapa de velocidade em uma região bem próxima a formação da interface metal – escória.

Os mapas de velocidade num plano localizado 25 mm abaixo do topo do molde revelam a distribuição da velocidade conforme se aumenta o nível de agitação eletromagnética, lembrando que a interface está a 10,5 mm do topo do molde. Esta região está localizada bem próxima à interface inicial, de forma que os campos de velocidade nela apresentados mostram a evolução para valores provavelmente críticos de velocidade que podem desestabilizar a interface metal – escória.

A Figura 53 mostra o mapa de velocidade nesse plano localizado 25 mm abaixo do topo para os casos de 100A e 300A de corrente num molde com 180 mm de seção. É fácil verificar que a velocidade do fluido aço é bem inferior para o caso com menor agitação (100A), o que reforça a afirmação de que o aumento na velocidade na interface provoque a desestabilização do menisco, aumentando assim a probabilidade de ocorrência de arraste de escória.

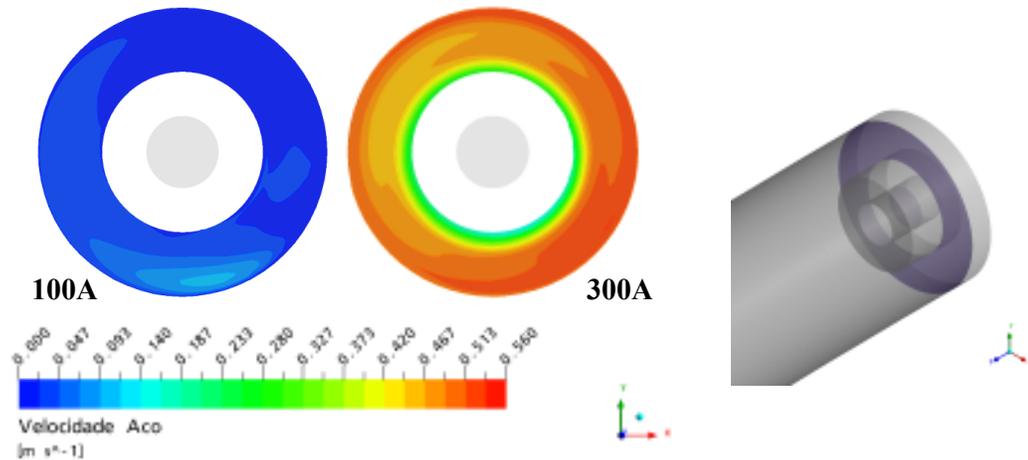


Figura 53: Mapas de velocidade na região próxima a camada de escória.

Pode-se fazer a mesma análise de perfis de velocidade ao longo do comprimento do molde e mapas na região próxima a camada de escória para a seção de 230 mm, conforme apresentado nas figuras a seguir. Cabe ressaltar aqui que a interface se localiza cerca de 6,5 mm abaixo do topo do molde. Também para a seção maior, o caso que simula agitação elevada (300A) apresenta o perfil com velocidade mais elevadas, conforme gráficos da Figura 54.

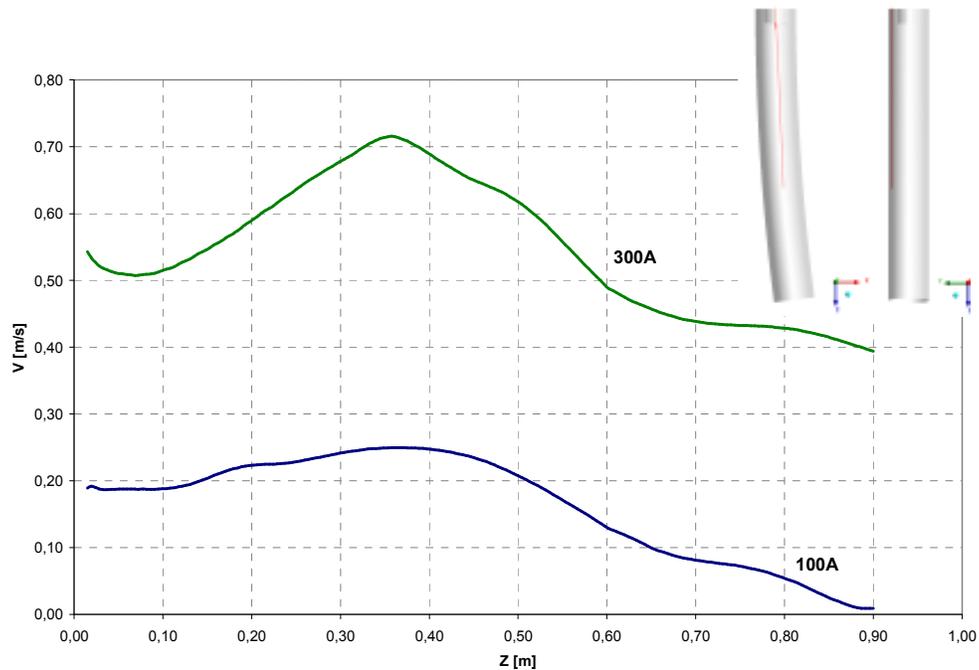


Figura 54: Perfis de velocidade ao longo do comprimento do molde – Seção 230 mm.

Os mapas de velocidade também mostram as mesmas características já apontadas anteriormente para a seção 180 mm. A Figura 55 abaixo mostra que a região próxima a interface e configuração com menor agitação também apresenta valores bem inferiores de velocidade.

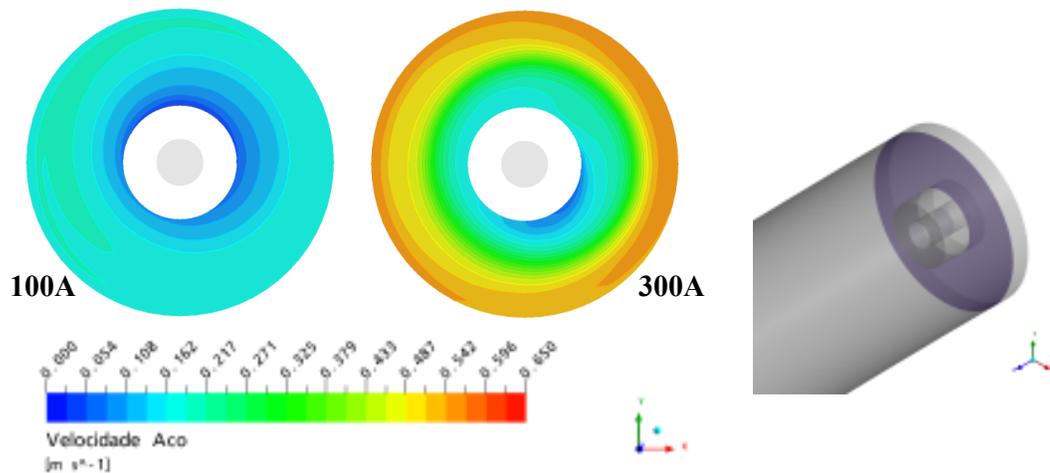


Figura 55: Mapas de velocidade na região próxima a camada de escória – 230 mm.

Os resultados de análise da velocidade no interior do molde mostram que o molde de seção maior apresenta valores de velocidade mais elevados, tanto ao longo do comprimento, quanto na região próxima a válvula no topo. Porém, os resultados anteriores mostraram que a probabilidade maior de arraste foi verificada na seção menor. No entanto aqui novamente deve se lembrar que uma variável importante – a viscosidade da escória líquida – é diferente nos dois grupos analisados.

5 CONCLUSÕES

Conclui-se com esse trabalho, que o objetivo geral por ele proposto, que foi verificar a possibilidade ou não de ocorrência de arraste de escória dentro do molde de lingotamento contínuo sob efeito de agitação eletromagnética, foi atingido.

Com relação aos resultados analisados pode-se concluir que:

- O uso de agitação excessiva, promovido por campos magnéticos de alta intensidade, pode provocar perda de estabilidade da interface, fazendo com que a camada de escória sobrenadante seja arrastada para dentro do molde;
- Obteve-se com o trabalho também uma validação de um modelo em elementos finitos do agitador eletromagnético. Através de medições de campos magnéticos, realizados em planta, foi possível validar o modelo do equipamento. Os dados mostram que o modelo é capaz de reproduzir as características do equipamento real, de forma que através de características de frequência e excitação de bobinas ele consiga prever o campo eletromagnético gerado e também o campo de forças de Lorentz. Com o campo de forças gerado pelo modelo eletromagnético, tornou-se possível o acoplamento ao modelo fluidodinâmico que simula o escoamento dentro do molde de lingotamento contínuo;
- Testados moldes circulares com seções de 180 mm e 230 mm de diâmetro, sob diferentes condições de operações de agitação e tipo de pó fluxante empregado, verificou-se que em, algumas situações, a probabilidade de ocorrência de arraste é maior. Isto se mostra dependente de características como:
 - Intensidade de agitação, que se reflete no campo de velocidades e na velocidade que os fluidos em estudo adquirem próximo a interface;
 - Valor da viscosidade cinemática do fluido escória, que se mostra importante no que diz respeito à estabilidade da interface, de modo que quanto maior for a viscosidade cinemática da escória mais dificilmente esta será arrastada.

Cabe salientar que, os fenômenos estudados neste trabalho são genuinamente transientes, isto é, são dependentes da variável tempo. Porém para efeitos de análise

inicial os resultados estacionários se mostram bastante satisfatórios, de forma que os resultados por ele obtidos servem como análise inicial do fenômeno.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Após as conclusões obtidas deste trabalho, surgem algumas sugestões que darão continuidade a este estudo:

- Estudar o efeito da profundidade de submersão da válvula, testando diferentes valores de profundidade e a relação que isto possa ter com o arraste de escória;
- Estudar o efeito da espessura de camada líquida de escória, verificando se camadas mais espessas de escória tem influência na possibilidade da ocorrência de arraste;
- Tentar definir com base nos resultados transientes se existe um valor crítico de velocidade de aço próximo a interface que potencialize ou defina a ocorrência ou não do arraste de escória.

7 REFERÊNCIAS

ANSYS CFX MANUAL. Solver Manual. Ansys Technology, Release CFX10.0. Canadá: Ansys Inc. Waterloo. Harwell, 2006.

ANSYS TECHNOLOGY, ANSYS/Multiphysics – EMAG, Solver Manual, Harwell, 2006.

FELDBAUER S.; CRAMB A. W. Insights into Slag in the Mold of a Continuous Caster, In: PTD CONFERENCE, 13., 1995, Nashvill, TN. **Proceedings...** Nashvill, 1995, p. 327-339

FREITAS, S. L. **Estudo do Escoamento e do Arraste de Escória no Molde de Lingotamento Contínuo,** Dissertação (mestrado), PPGEM-UFRGS, Porto Alegre, 2000.

HANAO, M. *et al.* Influence of Velocity of Molden Steel Flow near the Meniscus in a Continuous Casting Mold on Surface Quality of Slabs. In: Steelmaking Conference. **Proceedings...** 1999, p. 63-70.

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

HO, Y.; HWANG, W. The Analysis of Molten Steel Flow in Billet Continuous Casting Mold, **ISIJ International**, Tokyo, v. 36, n. 8, p. 1030-1035, 2000.

IGUCHI, M. *et al.* Model Study on the Entrapment of Mold Powder into Molten Steel, **ISIJ International**, Tokyo, v. 40, n. 7, p. 685-69, 2000.

MALISKA, C. R. **Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional**. 2. Ed. Rio de Janeiro : Editora LTC, 2004.

MIRANDA, R. *et al.* Experimental and Numerical Analysis of the Free Surface in a Water Model of a Slab Continuous Casting Mold, **ISIJ International**, Tokyo, v. 45, n. 11, p. 1626-1635, 2005.

NADALON, J. E. A. *et al.* Modelagem Matemática da Interface Metal-Escória sob efeito de Agitação Eletromagnética no Molde de Lingotamento Contínuo, In: Seminário de Aciaria Internacional, 37, 2006, Porto Alegre. **Anais...**, Porto Alegre : ABM, 2006.

NETO, A. S. **Curso de Turbulência nos Fluidos**. Minas Gerais: Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, 2003.

NETO, O. A. F. *et al.* Modelagem Numérica dos Agitadores Eletromagnéticos da Máquina de Lingotamento Contínuo da V&M do Brasil S.A, In: Seminário de Aciaria Internacional, 38, 2007, Belo Horizonte. **Anais...**, Belo Horizonte : ABM, 2007.

OETERS, F. **Metallurgy of Steelmaking**, Stahleisen, Alemanha, 1994.

PANARAS, G. A.; THEODORAKAKOS, A.; BERGELES, G. Numerical Investigation of the Free Surface in a Continuous Steel Casting Mold Model. **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v. 29B, p. 1117-1126, 1998.

RIZZO, E. M. S. **Introdução aos Processos de Lingotamento dos Aços**. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia, ABM, 2006.

SÁNCHEZ-PEREZ, R. *et al.* A Physical Model for the Two-phase Flow in a Continuous Casting Mold, **ISIJ International**, Tokyo, v. 43, n. 5, p. 637-646, 2003

SANKARANARAYANAN, R.; GUTHRIE, R. I. L. Slag Entraining Vortexing Funnel Formation During Ladle Teeming: Similarity Criteria and Scale-up Relationships, **Ironmaking and Steelmaking**, Tokyo, v. 29, n. 2, p.147-153, 2002.

SCHLINCHTING, H.; GERSTEN, K. **Boundary-Layer Teory**. 8th Rev. Ed. New York : Springer, 1999.

SZEKELY, J.; EVANS, J. W.; BRIMACOMBE, J. K. **The Mathematical and Physical Modeling of Primary Metals Processing Operations**. Chichester : A Wiley-Interscience publication, 1987.

TAKATANI, K.; TANIZAWA, Y.; MIZUKAMI, H.; NISHIMURA, K. Mathematical Model for Transient Fluid Flow in a Continuous Casting Mold. **ISIJ International**, Tokyo, v. 41, n.10, p. 1252-1261, 2001.

THOMAS, B. G.; ZHANG, L. Mathematical Modeling of Fluid Flow in Continuous Casting, **ISIJ International**, Tokyo, v. 41, n. 10, p. 1181-1193, 2001.

TORRÉ, J.; FLETCHER, D. F.; LASUYE, T.; XUEREBA, C. An Experimental and Computaional Study of the Vortex Shape in a Partially Baffled Agitated Vessel, **Chemical Engineering Science**, Oxford, v. 62, p. 1915-1926, 2007.

TRINDADE, L. B. **Modelo Matemático de um Agitador Eletromagnético**. 2002. Tese (doutorado) PPGEM, UFRGS, Porto Alegre, 2002.

UEDA, Y.; KIDA, T.; IGUCHI, M. Unsteady Pressure Coefficient around na Elliptical Immersion Nozzle, **ISIJ International**, Tokyo, v. 44, n. 8, p. 1403-1409, 2004.

VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. **An Introduction to Computational Fluid Dynamics: the finite volume method**. London : Longman Group Ltd, 1995.

WANG, S.; LOUHENKILPI, P. H.; VATANEN, J. Modeling of Flow Phenomena in Continuous Casting Mold and Industrial Applications. In: AISTech 2004. **Proceedings...**, v. 2, p. 361-374.

YAMASHITA, S.; IGUCHI, M. Mecanismo f Mold Powder Entrapment Caused by Large Argon Bubble in Continuous Casting Mold, **ISIJ International**, Tokyo, v. 41, n. 12, p. 1529-1531, 2001.

YOSHIDA, J.; OHMI, T.; IGUCHI, M. Cold Model tudy of the Effects of Density Difference and Blockage Factor on Mold Powder Entrainment, **ISIJ International**, Tokyo, v. 45, n. 8, p. 1160-1164, 2005.