



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**  
**Escola de Engenharia da UFMG**



**Programa de Pós-Graduação em Engenharia**  
**Metalúrgica, Materiais e de Minas**

**Dissertação de Mestrado**

**Influência da geometria da válvula submersa no escoamento do aço no molde de lingotamento contínuo e suas implicações na qualidade superficial de placas.**

**Autor:** Rodrigo Madrona Dias  
**Orientador:** Roberto Parreiras Tavares

Fevereiro/2019

Rodrigo Madrona Dias

**Influência da geometria da válvula submersa no escoamento do aço no molde de lingotamento contínuo e suas implicações na qualidade superficial de placas.**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas.  
Área de Concentração: Metalurgia Extrativa  
Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares.

Belo Horizonte  
Universidade Federal de Minas Gerais  
Escola de Engenharia  
2019

B813m Dias, Rodrigo Madrona.  
Influência da geometria da válvula submersa no escoamento do aço no molde de lingotamento contínuo e suas implicações na qualidade superficial de placas [manuscrito] / Rodrigo Madrona Dias. – 2019. xiv, 147 f., enc.: il.

Orientador: Roberto Parreiras Tavares.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 141-147.

1. Engenharia metalúrgica - Teses. 2. Fundição contínua - Teses. 3. Placas de ferro e aço - Teses. 4. Modelagem matemática – Teses. I. Tavares, Roberto Parreiras. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 669(043)

A Deus, aos meus familiares e amigos pelo  
apoio incondicional ao longo de toda a jornada.

## **Agradecimentos:**

Agradeço a Deus por ter me dado o suporte e força durante todas as etapas deste trabalho.

Agradeço a toda minha família, especialmente minha esposa Renata, meus filhos Sara e Gabriel, meus pais Barbosa e Ideilda e meus irmãos Diego e Daniele por terem me apoiado no decorrer de todo trabalho.

Ao professor e orientador Roberto Parreiras Tavares pelo grande apoio, orientações e sugestões.

Ao engenheiro André Afonso Nascimento que me deu grande apoio e ideias no início dos trabalhos.

Aos engenheiros pesquisadores Leonardo José e Rafael Fernandes pelo grande apoio, orientações e sugestões ao longo de todo trabalho.

Aos engenheiros Rodrigo Seara e Matheus Henrique e ao técnico de pesquisa Hélio que me ajudaram na realização dos ensaios de “nail board”.

A toda equipe de Aciaria que apoiou e deu suporte durante todo o trabalho.

Agradeço à Usiminas pelo apoio institucional e financeiro para tornar este sonho possível.

Agradeço à Universidade Federal de Minas Gerais pelo suporte.

## SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS .....</b>	<b>VII</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>XIII</b>
<b>RESUMO.....</b>	<b>XIV</b>
<b>ABSTRACT.....</b>	<b>XV</b>
<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>2 OBJETIVOS .....</b>	<b>4</b>
2.1 Objetivo Geral.....	4
2.2 Objetivos específicos.....	4
<b>3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>5</b>
3.1 Processo de Lingotamento Contínuo.....	5
3.2 Molde de Lingotamento Contínuo de Placas .....	7
<b>3.3 Escoamento no Molde .....</b>	<b>10</b>
3.3.1 Fatores que influenciam o escoamento do aço no molde.....	13
3.3.1.1 “Clogging” na válvula submersa .....	13
3.3.1.2 Velocidade de lingotamento .....	16
3.3.1.3 Dimensões do molde.....	19
3.3.1.4 Injeção de argônio.....	21
3.3.1.5 Profundidade da válvula submersa .....	23
3.3.1.6 Geometria da válvula submersa.....	25
3.3.2 Influências da condição de escoamento na qualidade superficial e interna de placa .....	32
3.3.2.1 Aprisionamento de bolhas e inclusões .....	33
3.3.2.2 Arraste de escória de pó fluxante .....	36
3.3.2.3 Trinca longitudinal.....	41
3.3.3 Técnicas de Simulação.....	43
3.3.3.1 Modelamento físico .....	44
3.3.3.2 Modelamento matemático.....	50
3.3.3.3 Fator F .....	59
3.3.4 Técnicas de determinação do perfil de velocidades do aço no molde.....	64
3.3.4.1 “Karman vortex probe” .....	65
3.3.4.2 MFC (“Mass Flow Control”) .....	66
3.3.4.3 Método da inclinação .....	68
3.3.4.4 SVC (“Sub-Meniscus velocity control”).....	69
3.3.4.5 “Nail Board” .....	72

<b>4</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS .....</b>	<b>82</b>
4.1	Técnica Experimental de "Nail Board" .....	83
4.2	Modelamento Físico.....	88
4.3	Modelamento Matemático .....	92
4.3.1	Criação da geometria .....	93
4.3.2	Elaboração e análise de independência de malha .....	94
4.3.3	Definição de propriedades e condições de contorno.....	96
4.3.4	Estimativa do Fator F.....	101
4.4	Avaliação da qualidade superficial .....	105
<b>5</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO .....</b>	<b>107</b>
5.1	Técnica experimental de "Nail Board" .....	107
5.2	Modelamento Físico.....	114
5.3	Modelamento matemático .....	121
5.3.1	Análise de independência de malha .....	121
5.3.2	Análise dos perfis de velocidade para as diferentes configurações de válvulas submersas .....	124
5.3.3	Variação no fator F para as diferentes válvulas submersas .....	129
5.4	Comparação dos resultados da técnica de "nail board" e das modelagens física e matemática 132	
5.5	Resultados de Qualidade .....	133
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>138</b>
<b>7</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>140</b>
<b>8</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>141</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 3. 1 - Evolução da produção mundial de aço bruto e da taxa de crescimento médio por ano (WORLD STEEL ASSOCIATION, 2017). .....	5
Figura 3.2 - Conjunto de reatores e equipamentos utilizados no processo de lingotamento contínuo (HUANG e THOMAS, apud LIU, 2014). .....	6
Figura 3.3 - Visão esquemática dos mecanismos de controle de fluxo do distribuidor para o molde (LIU, 2014). .....	7
Figura 3.4 - Visão esquemática das fases presentes no molde e interações (LEE et al., 2012). .....	8
Figura 3.5 - Visão esquemática das camadas formadas no topo do molde (MILLS et al., 2014). .....	9
Figura 3.6 - Visão esquemática do molde de lingotamento contínuo (THOMAS e NAJJAR, apud THOMAS et al., 2006). .....	10
Figura 3.7 - Tipos de padrão de escoamento no molde DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN (2017). .....	11
Figura 3.8 - Diferentes padrões de fluxo (“Single Roll” – SR, “Double Roll” – DR, “Unstable” – U) para uma mesma vazão de aço (4,4ton/min) (KUNSTREICH e DAUBY, apud DAUBY, 2012). .....	12
Figura 3.9 - Vista externa de uma válvula submersa com “clogging” (CRAMB, RASTOGGI e MADDALENA, 2003). .....	14
Figura 3.10 - Geometrias de válvulas utilizadas para simulação numérica (DOMGIN et al., 2005). .....	15
Figura 3.11 - Efeito da presença de “clogging” e velocidade de lingotamento no padrão de escoamento no molde (DOMGIN et al., 2005). .....	15
Figura 3.12 - Modelamento físico, simulando condições de escoamento ao aumentar velocidade: (a) Vazão de água – 2,0m <sup>3</sup> /h; (b) Vazão de água – 6,6m <sup>3</sup> /h (ZHANG et al., 2007). .....	16
Figura 3.13 - Simulações de padrão de escoamento para diferentes velocidades de lingotamento (LIU et al., 2014). .....	17
Figura 3.14 - Efeito da variação de velocidade de lingotamento na velocidade superficial na região do menisco (LIU et al., 2011). .....	17
Figura 3.15 - Alteração do perfil de superfície ao alterar velocidade de lingotamento: (a) 0,9 m/s e (b) 1,8 m/s, de forma abrupta (WANG e ZHANG, 2010). .....	18
Figura 3.16 - Efeito da largura do molde na velocidade superficial. (LIU et al., 2011). .....	19
Figura 3.17 - Simulação de flutuações de velocidade superficial em dois pontos no molde para diferentes espessuras e largura de placa de 1.540mm (DOMGIN et al., 2005). .....	20
Figura 3.18 - Visão esquemática da injeção de argônio na válvula interna do distribuidor (LIU, THOMAS, SENGUPTA, 2012). .....	21



Figura 3.19 - Efeito da injeção de argônio no padrão de escoamento, (a) fração de gás = 11%, (b) fração de gás = 15%. (ASSAR, DAUBY e LAWSON apud THOMAS, 2003). .....	22
Figura 3.20 - Efeito da profundidade da válvula submersa na formação de trincas longitudinais (HOFFKEN, LAX e PIETZKO apud THOMAS, 2003).....	23
Figura 3.21 - Efeito da profundidade de válvula submersa no fluxo. (ZHANG et al., 2007).....	24
Figura 3.22 - Representação esquemática da válvula submersa com apontamento de variáveis relevantes que contemplam a geometria da mesma (NAJJAR, THOMAS e HERSHEY, 1995).....	25
Figura 3.23 - Efeito do diâmetro interno da válvula submersa no fluxo. (ZHANG et al., 2007).....	26
Figura 3.24 - Efeito do ângulo da porta de saída da válvula submersa nas flutuações de nível (ZHANG et al., 2007). ....	28
Figura 3.25 - Padrões de fluxo no plano de seção transversal, 10 mm abaixo da superfície, com ângulo da porta de saída da válvula submersa de (a) +15° e (b) – 15° (CHO et al., 2017).....	29
Figura 3.26 - Energia cinética turbulenta do escoamento no molde com ângulo da porta de saída da válvula submersa de (a) +15° e (b) – 15° (CHO et al., 2017).....	29
Figura 3.27 - Desenho das válvulas testadas (a) Porta de saída quadrada, (b) Porta de saída circular (CALDERÓN RAMOS, MORALES e SALAZAR CAMPOY, 2015). ..	31
Figura 3.28 - Defeito causado por bolha. (a) Defeito em placa, (b) Defeito em laminado (CARVALHO, 2013). ....	33
Figura 3.29 - Exemplo de defeito causado por inclusão proveniente de reoxidação. (a) Foto do defeito no produto laminado, (b) Imagem do defeito no MEV, (c) Espectro dos elementos presentes no defeito (NASCIMENTO, 2017). ....	34
Figura 3.30 - Balanço de força de uma partícula próximo à frente de solidificação dendrítica, sendo $F_D$ – Força de arraste, $F_G$ – Empuxo, $F_{lub}$ – Força de lubrificação (THOMAS et al., 2014).....	36
Figura 3.31 - Produto laminado com a presença de defeito associado à inclusão de pó fluxante (OLIVEIRA, 2013).....	36
Figura 3.32 - Entrada de pó fluxante no fluxo devido a condições de escoamento assimétrico. (a) Formação de vórtice (HERBERTSON et al., apud THOMAS, 2003); (b) Condições de escoamento assimétrico (HONEYANDS e HERBERTSON, apud THOMAS, 2003).....	37
Figura 3.33 - Passos da passagem de escória para o fluxo devido à elevada velocidade superficial na região do menisco. (THOMAS, 2003). ....	38
Figura 3.34 - Arraste por flutuação de nível no menisco (HIBBELER e THOMAS, 2013).....	39
Figura 3.35 - Arraste por formação de vórtice (HIBBELER e THOMAS, 2013).....	39

Figura 3.36 - Arraste por penetração da bolha na camada de escória (HIBBELER e THOMAS, 2013).....	40
Figura 3.37 - Arraste por formação de “balding” na superfície (HIBBELER e THOMAS, 2013).....	40
Figura 3.38 - Trinca Longitudinal em placa (OLIVEIRA, 2015).....	41
Figura 3.39 - Distribuição da velocidade em uma região de 38,5 mm abaixo do menisco, mostrando formação de vórtices próximo à válvula submersa (ZHAO et al. apud THOMAS et al., 2006). ....	42
Figura 3.40 - Localização do transdutor ultrassônico, no interior do molde (CALDERÓN RAMOS et al., 2014).....	47
Figura 3.41 - Vista esquemática da simulação física utilizando PIV (CALDERÓN RAMOS et al., 2014).....	48
Figura 3.42 - Resultados provenientes de modelamento físico com utilização de (a) PIV e (b) UV (CALDERÓN RAMOS et al., 2014).....	48
Figura 3.43 - Posicionamento dos sensores de corrente eletromagnética para medição de velocidade superficial (CHO et al., 2017). ....	49
Figura 3.44 - Visualização do padrão de fluxo para diferentes configurações, (a) porta de saída quadrado, baixa profundidade de imersão; (b) porta de saída circular, baixa profundidade de imersão; (c) porta de saída quadrado, elevada profundidade de imersão; (d) porta de saída circular, elevada profundidade de imersão (CALDERÓN RAMOS, MORALES e SALAZAR CAMPOY, 2015).....	50
Figura 3.45 - Divisão das classes de modelos de turbulência (ESSS, 2009).....	53
Figura 3.46 – Comparação entre modelos de simulação (SODJA, 2007).....	54
Figura 3.47 - Comparação de campos de velocidade (tempo médio) entre métodos do modelo matemático com modelo físico (THOMAS et al., 2001).....	56
Figura 3.48 - Validação do modelo matemático com o modelo físico (CRAIG et al., 2005).....	57
Figura 3.49 - Comparação de padrão de escoamento entre o modelo físico e matemático, (a) Porta de saída da válvula - +15° e (b) Porta de saída da válvula de -15° (CHO et al., 2017).....	58
Figura 3.50 – Variação do diâmetro da bolha com o diâmetro do orifício e número de Reynolds, sendo $d_o$ o diâmetro do orifício de injeção de gás (SZEKELY e THEMELIS, 1971).....	59
Figura 3.51 - Visão esquemática da trajetória do aço líquido saindo da válvula e colidindo com a pele de aço (TESHIMA et al. apud SENGUPTA, DILLON e DIXON, 2010).....	60
Figura 3.52 - Correlação entre velocidade superficial e fator F (KOLLBERG et al. apud CARVALHO, 2013). ....	61
Figura 3.53 - Velocidade superficial para máquina industrial empregando válvula de corpo padrão com geometria da porta de saída em formato ovalado de 15° e 25° sem	

injeção de Hélio nas larguras de 960mm (modelo) e 1200mm (modelo) (CARVALHO, 2013).....	62
Figura 3.54 - Correlação de geração de “Slivers” para diferentes valores de Fator F e consequentemente diferentes velocidades superficiais, mantendo dimensão do molde e profundidade de válvula submersa constante (SENGUPTA, DILLON e DIXON, 2010). .....	63
Figura 3.55 - Esquema do método de “Karman vortex probe” (IGUCHI et al., 1994)...	66
Figura 3.56 - Localização dos sensores eletromagnéticos (THOMAS et al., 2001).....	67
Figura 3.57 - Variação da velocidade medida por MFC versus variação da velocidade de lingotamento (THOMAS et al., 2001).....	67
Figura 3.58 - Método da inclinação (VISSER et al. apud SINGH e DAS, 2016). .....	68
Figura 3.59 - Visão esquemática e foto do dispositivo SVC utilizado na Arcelor Mittal para medição da velocidade no menisco (DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN, 2017). .....	69
Figura 3.60 - Medições realizadas com o método SVC em um sequencial da Arcelor Mittal (DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN, 2017).....	70
Figura 3.61 - Localização dos sensores MFM e SVC no molde (DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN, 2017). .....	71
Figura 3.62 - Correlação entre os métodos SVC e MFM (DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN, 2017). .....	71
Figura 3.63 - Pregos fixados em um apoio de aço (DAUBY, 2012). .....	72
Figura 3.64 - Passo a passo da medição por nail board (RIETOW e THOMAS, 2008).	73
Figura 3.65 - Visão esquemática da obtenção de $\Delta h$ (RIETOW e THOMAS, 2008).....	73
Figura 3.66 - Foto exemplificando medição de $\Delta h$ em um prego (RIETOW e THOMAS, 2008).....	74
Figura 3.67 - Relação entre $\Delta h$ e velocidade superficial (RIETOW e THOMAS, 2008). .....	75
Figura 3.68 - Curvas de conversão de $\Delta h$ em velocidade superficial (LIU et al., 2011).	76
Figura 3.69 - Frequência de defeitos x padrão de escoamento na LTV – Indiana Harbor (ASSAR, DAUBÝ e LAWSON apud DAUBY, 2012). .....	77
Figura 3.70 - Condições de escoamento para diferentes vazões de argônio, utilizando o método Nail board (Velocidade é proporcional ao comprimento da seta) (LEE et al., 2008).....	78
Figura 3.71 - Variações dos perfis de nível de aço e pó fluxante a partir de medições por “nail board” (CHO, KIM e THOMAS, 2014). .....	79
Figura 3.72 - (a) Posicionamento médio do nível. (b) Flutuações de nível (CHO, KIM e THOMAS, 2014).....	80
Figura 3.73 - Variações do perfil de velocidade obtido por medições de “nail board” (CHO, KIM e THOMAS, 2014). .....	80

Figura 3.74 - Perfil de velocidade médio (CHO, KIM e THOMAS, 2014).....	81
Figura 4.1 - Fluxograma da metodologia a ser adotada no presente trabalho. ....	82
Figura 4.2 – Disposição dos pregos em tábuas de madeira. ....	84
Figura 4.3 – Esquema e organização de cada “board”.....	85
Figura 4.4 – Figuras ilustrativas do passo a passo do ensaio “Nail board”, sendo: (a) posicionamento e centralização do dispositivo acima do menisco; (b) imersão do dispositivo no menisco e (c) retirada do dispositivo do menisco. ....	86
Figura 4.5 – Exemplo de um prego ensaiado e variáveis medidas. ....	87
Figura 4.6 - Fotografia do modelo em escala 1:3 do molde utilizado nas máquinas de lingotamento contínuo 1 e 2 (Fonte: USIMINAS).....	89
Figura 4.7 – Fluxograma de atividades utilizado para análise do escoamento no molde. ....	92
Figura 4.8 – Vista tridimensional do molde (a) e planos de simetria considerados (b). .	93
Figura 4.9 – Desenho das válvulas submersas utilizadas nas simulações. ....	94
Figura 4.10 – Desenho ilustrativo da malha utilizada e detalhe dos elementos na superfície e centro. ....	95
Figura 4.11 – Superfícies utilizadas para refinamento de elementos de volume.....	95
Figura 4.12 – Número de elementos de volume para cada malha elaborada. ....	96
Figura 4.13 – Tela do ANSYS de interação entre os fluidos e forças consideradas.....	98
Figura 4.14 – Telas de configuração dos fluidos do ANSYS.....	99
Figura 4.15 – Condições de contorno.....	100
Figura 4.16 – Metodologia de determinação do Fator F (TESHIMA et al., 1988).....	102
Figura 4.17 – Demonstração do ponto de impacto (ponto azul) afastado 10mm da parede. ....	103
Figura 4.18 – Exemplo de tela function calculator no ANSYS para determinação quantitativa de parâmetros.....	104
Figura 4.19 – Vetores de velocidade no plano de simetria YZ com destaque no vetor para determinação do ângulo de incidência.....	105
Figura 5.1 – Dispositivos de madeira com pregos após realização de ensaio. ....	107
Figura 5.2 – Velocidade média por tipo de aço e posição com respectivo desvio padrão. ....	108
Figura 5.3 - Direção e velocidade – Válvula com saída circular e ângulo de -25°, sendo (a) – Detalhamento de todos os “boards”; (b) – Média dos “boards”.....	110
Figura 5.4 - Direção e velocidade – Válvula com saída circular e ângulo de -15°, sendo (a) – Detalhamento de todos os “boards”; (b) – Média dos “boards”.....	111
Figura 5.5 - Direção e velocidade – Válvula com saída oval e ângulo de -15°, sendo (a) – Detalhamento de todos os “boards”; (b) – Média dos “boards”.....	112

Figura 5.6 - “Boards” que apresentaram pontos com tendência a formação de vórtices. .....	113
Figura 5.7 – Resultado da injeção de permanganato de potássio em modelo a frio do molde com e sem injeção de gás no início do teste.....	116
Figura 5.8 – Resultado da injeção de permanganato de potássio em modelo a frio do molde com e sem injeção de gás em diferentes instantes ao decorrer do teste.....	117
Figura 5.9 – Visualização do comportamento das bolhas próximo à saída da válvula submersa com injeção de gás de 2,5NL/min. ....	118
Figura 5.10 - Determinação do ponto de incidência ao menisco ou profundidade de colisão do jato. ....	119
Figura 5.11 - Comparação entre a dispersão do traçador sem e com injeção de gás após 2 segundos e vazão de 2,5NL/min. ....	120
Figura 5.12 – Trajetória do traçador 5 segundos após a sua injeção para situações sem e com injeção de gás a 2,5NL/min.....	121
Figura 5.13 – Efeito do número de elementos de volume nos principais parâmetros associados ao escoamento do aço no molde. ....	122
Figura 5.14 – Evolução do perfil de vetores de velocidade de acordo com as malhas propostas e respectivos ângulos de incidência.....	123
Figura 5.15 – Comparação dos padrões de escoamento indicados pelo modelo físico e previstos pelo modelo matemático.....	124
Figura 5.16 – Vetores de velocidade no plano de simetria YZ para as diferentes configurações de válvula submersa. (a) Válvula de saída circular e ângulo -15°; (b) Válvula de saída circular e ângulo -25°; (c) Válvula de saída oval e ângulo -25°. ....	126
Figura 5.17 – Vetores de velocidade no plano de simetria YZ, com enfoque na região do menisco e respectivos vetores na superfície livre. (a) Válvula de saída circular e ângulo de -15°; (b) Válvula de saída circular e ângulo de -25°; (c) Válvula de saída oval e ângulo de -15°.....	127
Figura 5.18 – Avaliação de velocidade máxima na região do menisco para diferentes configurações de válvula submersa.....	127
Figura 5.19 - Avaliação de velocidade máxima na região do menisco utilizando diferentes válvulas e duas configurações de largura de molde.....	129
Figura 5.20 – Efeito da geometria da válvula submersa no fator F. ....	130
Figura 5.21 - Avaliação do fator F utilizando diferentes válvulas e duas larguras de molde. ....	131
Figura 5.22 – Resultados de qualidade de chapas grossas para as três válvulas avaliadas, considerando duas profundidades de imersão (150 e 170mm).....	133
Figura 5.23 – Resultados de qualidade de chapas grossas para o defeito inclusão de pó em diferentes profundidades de imersão das válvulas submersas (150 e 170mm).....	134
Figura 5.24 – Resultados de qualidade de chapas grossas para o defeito trinca longitudinal em diferentes profundidades de imersão das válvulas submersas.....	135

## LISTA DE TABELAS

Tabela III.1 - Propriedades do aço e da água (NASCIMENTO, 2012). .....	44
Tabela III.2 - Números adimensionais e suas definições (NASCIMENTO, 2012).....	45
Tabela III.3 - Relações entre o modelo (m) e o protótipo (p) obtidas utilizando o número de Froude como critério de similaridade (NASCIMENTO, 2012).....	46
Tabela III.4 - Termos para adequação da equação geral, qualquer campo escalar $\emptyset$ (MALISKA, 1995). .....	52
Tabela IV.1 - Atividades e parâmetros testados em cada experimento.....	83
Tabela IV.2 – Variáveis operacionais dos testes realizados. ....	88
Tabela IV.3 - Dimensões do modelo físico em escala reduzida e do protótipo do distribuidor da máquina de lingotamento contínuo 1 e 2 (Fonte: USIMINAS). ....	90
Tabela IV. 4 – Comparativo das propriedades dos sistemas aço líquido/argônio e água/nitrogênio (NASCIMENTO, 2012). ....	97
Tabela V.1– Tempo total para homogeneização do permanganato de potássio. ....	118
Tabela V.2 – Parâmetros obtidos para as malhas utilizadas. ....	122
Tabela V.3 – Parâmetros obtidos para cada configuração de válvula e velocidades. ....	132

## RESUMO

Cientes das indústrias siderúrgicas buscam continuamente aços com elevado grau de limpidez e excelente qualidade superficial. Para atender tal demanda, faz-se necessário que o processo produtivo desenvolva controles que diminuam ou eliminem ocorrências de defeitos superficiais. Muitos defeitos podem ser originados na etapa de lingotamento contínuo, sendo que alguns destes defeitos podem ser diretamente atribuídos ao controle ineficiente das condições de escoamento do aço no interior do molde, principalmente na região do menisco.

O escoamento na região do menisco pode ser controlado por muitos parâmetros e condições operacionais. Uma das variáveis que afeta significativamente o controle do escoamento nesta região é a geometria da válvula submersa. Neste trabalho foram analisados os efeitos do formato e do ângulo da porta de saída da válvula submersa sobre o escoamento do aço no molde de lingotamento contínuo através de medições utilizando a técnica experimental de “nail board”, que traz informações de direção e velocidade do fluido na região do menisco, e através de modelagens matemática e física, para obtenção do fator  $F$  que traz um indicativo de turbulência no molde.

Mediante avaliações de qualidade do produto final, foi identificado que a válvula de saída oval e ângulo de  $-15^\circ$  apresentou menores índices de ocorrência dos defeitos inclusão de pó e trinca longitudinal. Medições da velocidade superficial através da técnica experimental de “nail board” e fator  $F$  também indicaram a válvula oval como melhor escoamento, uma vez que as velocidades superficiais e fator  $F$  para as demais válvulas foram muito baixos, com tendência à formação de vórtices. As válvulas de saídas circulares e ângulos de  $-15^\circ$  e  $-25^\circ$  apresentaram valores de velocidade superficial na ordem de 0,17 e 0,20m/s respectivamente e fator  $F$  na ordem de 1,0N/m. A válvula com melhor resultado de qualidade (Saída oval e ângulo de  $-15^\circ$ ) apresentaram valores de velocidade superficial na ordem de 0,27m/s e fator  $F$  na ordem de 3,8N/m respectivamente. Portanto, para as condições testadas, estes são valores ideais para a melhor condição de escoamento e menor formação de defeitos no produto final.

## ABSTRACT

Consumers of the steel industry are continuously looking for steels with a high degree of cleanliness and excellent surface quality. To meet this demand, it is necessary that the production process develops controls that reduce or eliminate occurrences of surface defects. Many defects can be originated in the continuous casting stage, and some of these defects can be directly attributed to the inefficient control of steel flow conditions the mold, especially in the meniscus region.

The flow at the meniscus region can be controlled by many parameters and operational conditions. One of the variables that significantly affect flow control in this region is the submerged entry nozzle geometry. In this work, the effects of shape and angle of the submerged entry nozzle outlet port on the steel flow in the continuous casting mold were measured using the experimental nail board, which provides information about direction and fluid velocity in the meniscus region, and through mathematical and physical modeling, to obtain the factor F, that brings an indicative of turbulence in the mold.

Through evaluations of quality of the final product, it was identified that the submerged entry nozzle with oval outlet and angle of  $-15^\circ$  presented lower indexes of occurrence of defects like powder inclusion and longitudinal crack. Surface velocity measurements using the experimental technique of nail board and factor F also indicated that the submerged entry nozzle with oval outlet presented the best flow, since the superficial velocities and factor F for the other nozzles were very low, with a tendency to vortex formation. Submerged entry nozzles with circular outlets and angles of  $-15^\circ$  and  $-25^\circ$  presented surface velocity values in the order of 0.17 and 0.20m/s respectively and factor F in the order of 1.0N/m. The valve with the best quality result (Oval outlet and angle of  $-15^\circ$ ) presented surface velocity values in the order of 0.27m/s and factor F in the order of 3.8N/m respectively. Therefore, for the conditions tested, these are ideal values for the best flow condition and less defect formation in the final product.



## 1 INTRODUÇÃO

A produção de aço via processo de lingotamento contínuo no mundo representa aproximadamente 96% da produção mundial (WORLD STEEL ASSOCIATION, 2016). Muitos defeitos provenientes deste processo de fabricação estão relacionados às condições de escoamento do aço na região do molde. Portanto, a necessidade de se compreender os fenômenos relacionados com o escoamento de fluidos no processo de lingotamento contínuo, com o intuito de se entender e adequar o padrão de escoamento no interior do molde, vem crescendo com o passar do tempo juntamente com as exigências da obtenção de placas com qualidade interna e superficial cada vez melhores.

A qualidade de placa é altamente afetada pelas condições de escoamento do aço no interior do molde, principalmente na região superior do menisco, onde a pele solidificada é muito fina. A fonte mais comum de defeitos superficiais é a captura de partículas na região do menisco. Tais partículas podem ser provenientes de diversas fontes, incluindo bolhas de argônio, inclusões de óxidos provenientes de processos anteriores e o arraste e aprisionamento de escória de pó fluxante, causando inclusões de pó fluxante. Outros problemas incluem marcas de oscilação profundas e depressões superficiais, que reduzem a transferência de calor local, causando uma elevação da temperatura da pele neste ponto, levando, conseqüentemente, a uma concentração de tensão e a formação de trincas. Trincas longitudinais são exemplos, geralmente se iniciam em pontos quentes na região do menisco. Todos estes defeitos são agravados por grandes flutuações de nível de aço no molde, que por sua vez depende do padrão de escoamento do aço na região do menisco.

O escoamento do aço na região do menisco pode ser controlado por muitos parâmetros e condições operacionais (dimensões do molde, velocidade de lingotamento, geometria da válvula submersa, injeção de argônio, dentre outros). THOMAS (2005) relata que uma das variáveis mais importantes, que altera significativamente o escoamento do aço na região do menisco, é a configuração da válvula submersa, tais como sua profundidade de imersão, ângulo, altura, espessura e formato da porta de saída.

Portanto, para uma dada situação de trabalho desejada (velocidade de lingotamento, largura e espessura do molde e vazão de argônio), a geometria da válvula submersa pode ser ajustada para definição do padrão de escoamento ideal na região do menisco.

O padrão de escoamento do aço no interior do molde não pode ser diretamente observado ou medido, devido à camada de escória de pó-fluxante presente na parte superior e à alta temperatura do aço no interior do molde. Um fator que afeta a condição de escoamento e, conseqüentemente, a qualidade final do produto é a velocidade superficial na região do menisco, sendo que esta variável pode ser medida. THOMAS et al. (2006) enfatizam que alta velocidade superficial eleva o nível de turbulência e, conseqüentemente, provoca instabilidade no fluxo, aumentando assim a possibilidade de arraste de escória, inclusões e bolhas. Por outro lado, velocidades superficiais muito reduzidas podem resultar em transferência de calor reduzida na região do menisco, o que leva à formação de ganchos subsuperficiais e marcas de oscilação mais profundas, gerando defeitos superficiais na placa. Portanto, é muito importante que se conheça, para cada condição de processo, a velocidade superficial na região do menisco.

Muitos métodos têm sido desenvolvidos para medir a velocidade do aço na região no menisco. RIETOW e THOMAS (2008) mostraram que a técnica de medição por “Nail Board” é um método simples e que fornece boa estimativa de velocidade superficial em diversos pontos na região do menisco. A utilização de simulações numéricas permite avaliar diferentes situações e seus efeitos no comportamento do fluxo do aço no molde. Com um modelo matemático validado para cálculo dos perfis de velocidade do aço no molde, a simulação numérica permite prever, por exemplo, qual configuração de válvula melhor se ajusta às condições operacionais. Para validação destes modelos, os resultados podem ser comparados com resultados de medições experimentais e também com medições realizadas em modelo físico. Neste trabalho foram realizadas simulações físicas utilizando água em um molde de escala reduzida de 1:3 referente às dimensões praticadas nas aciarias da Usiminas da Usina de Ipatinga. Na máquina industrial, a técnica experimental utilizada foi a de “Nail Board”. Também foi desenvolvido um modelo matemático para simular o escoamento no molde, sendo o mesmo validado com

resultados do modelo físico e comparados aos resultados obtidos na técnica experimental.

Em linhas gerais, a complexidade de se estimar e entender o escoamento do molde e a correlação dos padrões de escoamento com a qualidade superficial sugere que trabalhos devam ser realizados buscando a melhor condição fluidodinâmica no molde. Neste trabalho foi avaliada a influência direta da geometria da válvula submersa (formato e ângulo da porta de saída) no padrão de escoamento na região do menisco e na qualidade final de placas e produtos laminados, permitindo assim identificar qual é a melhor configuração de válvula para as condições testadas e/ou proposição de alternativas de atuação em outras variáveis do processo para ajuste do escoamento e velocidade superficial utilizando estas válvulas.

## **2 OBJETIVOS**

### **2.1 Objetivo Geral**

Correlacionar o escoamento do aço líquido na região do menisco com parâmetros geométricos da válvula submersa, buscando a melhoria da qualidade superficial de placas e produtos laminados.

### **2.2 Objetivos específicos**

Este estudo tem como objetivos específicos:

- Utilizar técnica experimental de “nail board” e simulações em modelo físico e matemático para conhecimento do padrão de escoamento na região do menisco para diferentes configurações de válvula submersa;
- Comparar resultados das simulações com o obtido na técnica experimental.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1 Processo de Lingotamento Contínuo

O lingotamento contínuo de aços é considerado como um dos principais desenvolvimentos tecnológicos para a obtenção de produtos siderúrgicos, em virtude da alta produtividade, excepcional rendimento, excelente qualidade superficial e interna do produto e da enorme capacidade e versatilidade para produzir uma gama imensa de categorias de aço.

A produção de aço bruto no mundo atingiu, na última década, patamar de aproximadamente 1,6 bilhões de toneladas a cada ano, apresentando pequena diminuição na taxa de crescimento nos últimos anos, conforme evidenciado na Figura 3.1.

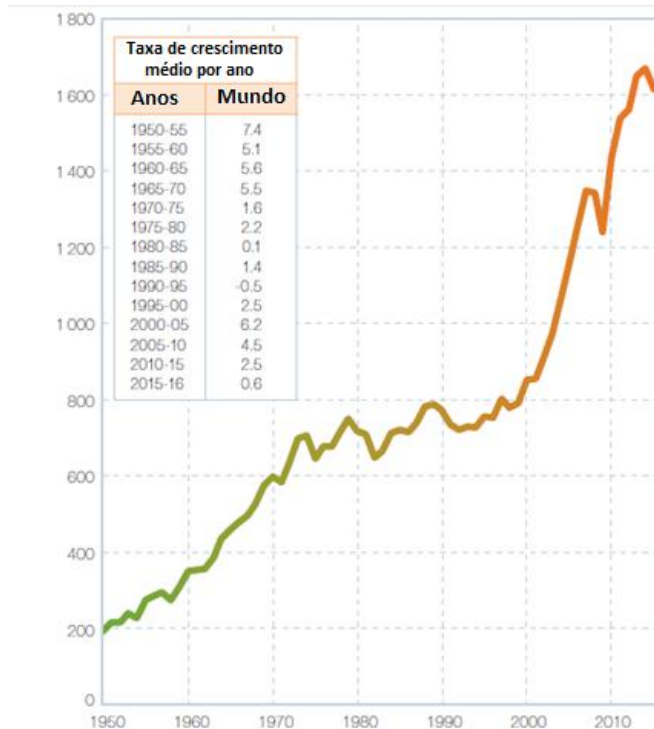


Figura 3. 1 - Evolução da produção mundial de aço bruto e da taxa de crescimento médio por ano (WORLD STEEL ASSOCIATION, 2017).

O lingotamento contínuo de aços consiste essencialmente na utilização de três reatores metalúrgicos: a panela, o distribuidor e o molde. Na figura 3.2 é apresentado um desenho esquemático do conjunto de reatores e equipamentos utilizados no lingotamento contínuo.

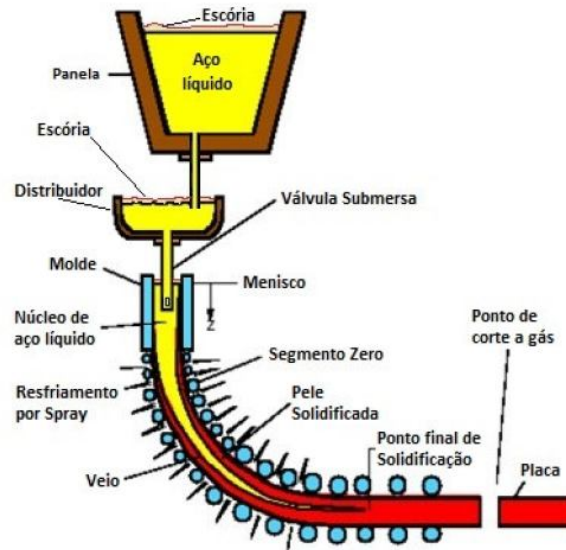


Figura 3.2 - Conjunto de reatores e equipamentos utilizados no processo de lingotamento contínuo (HUANG e THOMAS, apud LIU, 2014).

Conforme ilustrado na figura 3.2, o aço líquido passa da panela para o distribuidor através da válvula longa. A seguir, o aço sai do distribuidor em direção ao molde, passando pela válvula interna do distribuidor e pela válvula submersa. O fluxo de aço do distribuidor para o molde é ajustado por dispositivos de controle, podendo ser por tampão ou válvula gaveta, conforme ilustrado na figura 3.3. No caso do sistema com tampão, o aço flui através do espaço entre o tampão e a válvula interna do distribuidor. No caso de sistema de válvula gaveta, a posição das placas determina a abertura, controlando a vazão de aço. Em ambos os sistemas, esta taxa é controlada por meio do “feedback” de um sensor que monitora o nível de aço no molde, visando sempre manter o mínimo de variação possível.

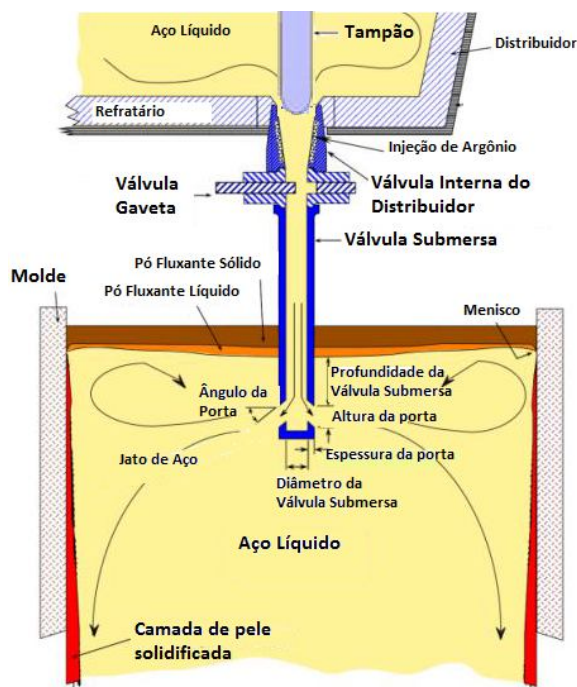


Figura 3.3 - Visão esquemática dos mecanismos de controle de fluxo do distribuidor para o molde (LIU, 2014).

Argônio pode ser injetado na válvula interna do distribuidor com o intuito de prevenir formação de “clogging” na válvula submersa e também reoxidação do aço. Este processo induz a formação de bolhas, afetando significativamente as condições de escoamento no molde.

Neste trabalho o foco será dado no escoamento do aço líquido no interior do molde de lingotamento contínuo, sendo assim faz-se necessário um melhor entendimento a respeito deste reator, como será abordado no próximo tópico.

### 3.2 Molde de Lingotamento Contínuo de Placas

No processo de lingotamento contínuo, o molde tem como principal função conter o aço líquido e promover a solidificação de uma primeira casca dando forma ao produto final da aciaria, que no caso de siderúrgicas produtoras de aços planos é a placa.

Com o intuito de isolar o jato de aço da atmosfera, ou seja, para evitar reoxidação e consequentemente formação de inclusões danosas ao aço, é utilizada a válvula submersa cuja geometria depende das dimensões do molde e do tipo de aço. O aço é vazado diretamente da válvula submersa para o molde, o qual é resfriado internamente com água. Com o intuito de proteger a parte superior (região do menisco) da atmosfera e ainda diminuir as forças de fricção com as superfícies do molde, é adicionado durante o processo um fluxante cujas características (composição química, temperatura de fusão, cristalização, etc.) dependem do tipo de aço. LEE et al. (2012) ressaltam que o contato do aço com o molde refrigerado a água, juntamente com a adição de pó fluxante, dá início à formação de uma pele solidificada. O rompimento desta pele deve ser evitado e, para isto, o molde oscila com determinada frequência e o pó fluxante é adicionado constantemente para lubrificação do contato desta pele com o molde. Na figura 3.4 é mostrado, de forma esquemática, o interior do molde de lingotamento contínuo com grande variedade de fases e complexas interações.

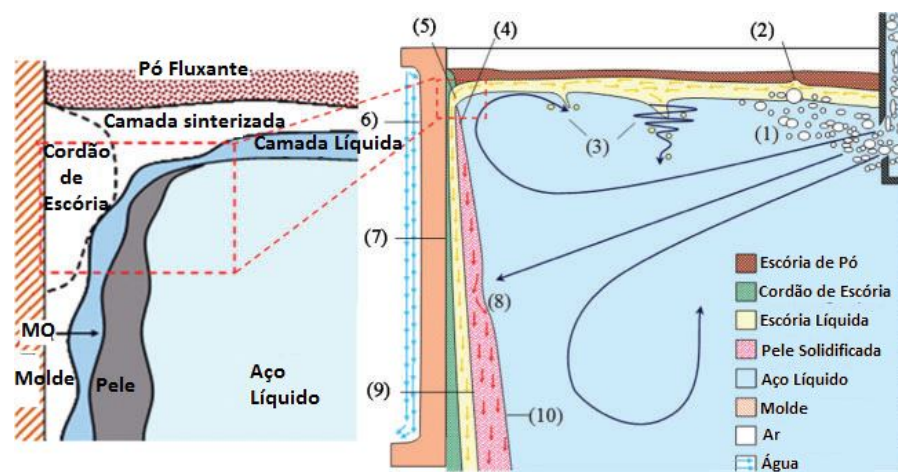


Figura 3.4 - Visão esquemática das fases presentes no molde e interações (LEE et al., 2012).

Na figura 3.4 pode-se observar: (1) influência do borbulhamento de argônio no fluxo; (2) bolhas de argônio na escória; (3) aprisionamento de escória na interface metal/escória; (4) pele inicial solidificada; (5) infiltração de escória líquida no “gap” pele-molde; (6) efeito da taxa de fluxo da água no resfriamento do molde; (7) transferência de calor entre filme de escória e o molde; (8) reaquecimento da pele no



ponto de impacto; (9) transferência de calor entre o filme de escória e a pele; (10) interação da pele solidificada e o aço líquido. MO: marca de oscilação.

O pó fluxante é adicionado no topo do molde e durante sua fusão forma uma camada sinterizada e uma camada líquida de escória, conforme mostra a figura 3.5. De acordo com MILLS (2003), a adição de pó fluxante, além de favorecer a lubrificação na interface placa–molde, promove o isolamento térmico no topo do molde, previne contra a reoxidação do aço no topo do molde e favorece a absorção de inclusões.

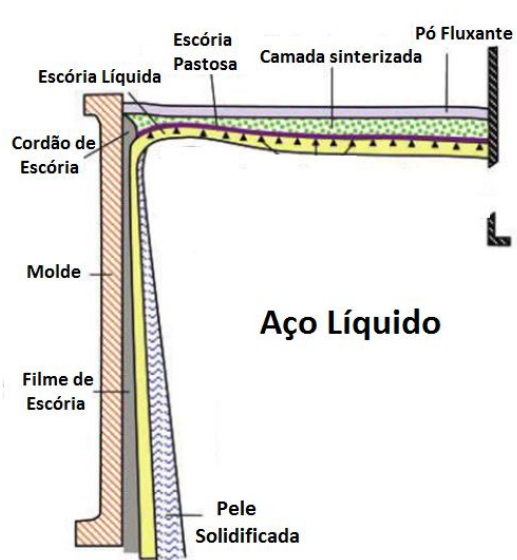


Figura 3.5 - Visão esquemática das camadas formadas no topo do molde (MILLS et al., 2014).

A falta de controle ou combinação de anomalias no molde de lingotamento contínuo pode levar a ocorrências de marcas de oscilação profundas, trincas e até mesmo o rompimento da pele, danificando o equipamento e gerando grande perda de produção. Além disto, as condições de fluxo do aço ao sair da válvula submersa devem ser controladas para que não ocorra passagem de escória ou aprisionamento de bolhas e inclusões. Portanto, são muitas variáveis que devem ser controladas no molde de lingotamento contínuo para obtenção de estabilidade operacional e qualidade do produto final. Neste trabalho, foi dado ênfase às variáveis que afetam a condição de

escoamento do aço no molde, principalmente na região do menisco e seus efeitos na qualidade superficial do produto final.

### 3.3 Escoamento no Molde

THOMAS (2003) enfatiza que a origem de muitos defeitos superficiais originados durante o lingotamento contínuo de placas pode ser atribuída a um controle ruim das condições de escoamento no molde. Um controle adequado do escoamento no molde implica que a região do menisco não apresente localmente zonas muito frias ou muito turbulentas. Além disto, o escoamento deve ser trabalhado para que seja evitado o aprisionamento de inclusões de pó fluxante, para que promova a remoção de inclusões, direcionando-as para a escória de pó fluxante e, por fim, para que possibilite uma solidificação mais uniforme. Na figura 3.6 é detalhado o interior do molde e algumas variáveis que estão relacionadas à condição de escoamento.

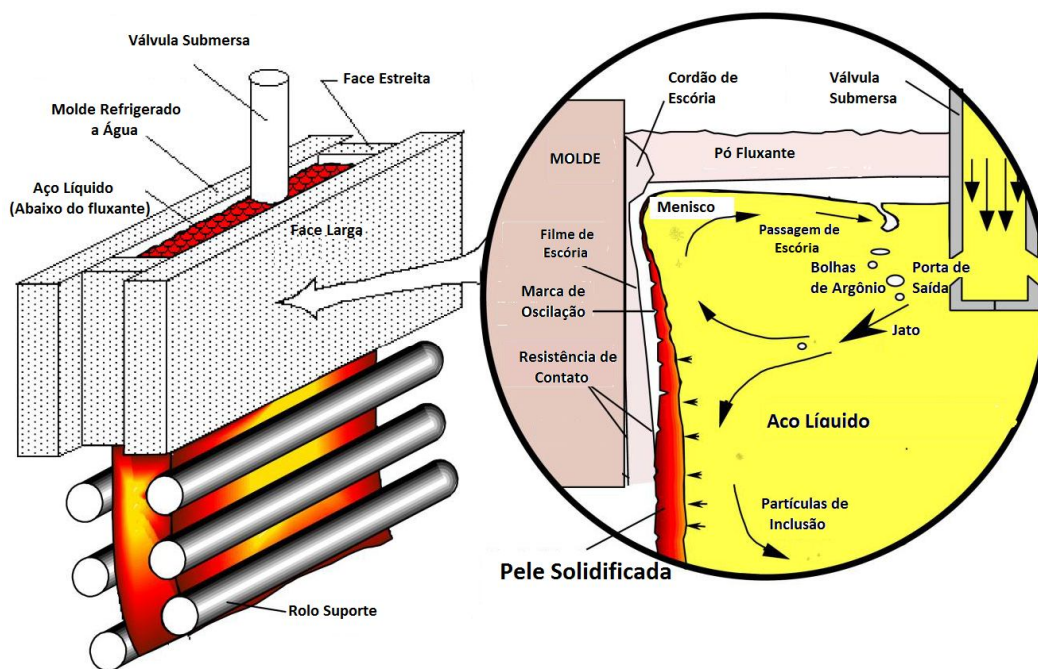


Figura 3.6 - Visão esquemática do molde de lingotamento contínuo (THOMAS e NAJJAR, apud THOMAS et al., 2006).

DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN (2017) ressaltam que os padrões de fluxo no molde podem variar de acordo com algumas variáveis, tais como vazão de aço na válvula submersa, projeto da válvula submersa e taxa de injeção de argônio na válvula para reduzir a formação de “clogging”. Na figura 3.7 são apresentados os diferentes padrões de escoamento no molde, sendo que estes padrões podem permanecer estáveis ou alternar ao longo do tempo de acordo com as condições de lingotamento.

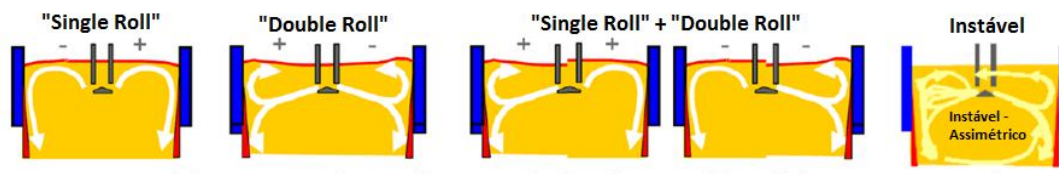


Figura 3.7 - Tipos de padrão de escoamento no molde DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN (2017).

DAUBY (2012) mostra que o padrão “Double Roll” (DR) é favorecido em larguras de molde reduzidas e elevada velocidade de lingotamento. Em contraste, o padrão “Single Roll” (SR) já é favorecido em larguras de molde mais elevadas e menor velocidade de lingotamento.

Para melhor performance da válvula submersa, muitas empresas possuem a prática de variar a sua profundidade, aumentando assim o seu tempo de duração. Tais variações alteram o padrão de escoamento no molde. DAUBY (2012) constatou que baixa profundidade aliada à baixa velocidade de lingotamento possui tendência de escoamento do tipo “Single Roll”. O mesmo ocorre quando a profundidade é baixa e a vazão de argônio introduzido na válvula interna é alta. Experimentos realizados por ZHANG et al. (2007) têm conclusões semelhantes, confirmando que o padrão “SR” é favorecido em condições de baixa velocidade de lingotamento, baixa profundidade de válvula e elevada vazão de argônio. Em contrapartida, o padrão “DR” seria favorecido por condições de elevada velocidade de lingotamento, profundidade de válvula submersa mais elevada e baixa injeção de argônio. Portanto, combinações de variáveis, tais como: largura do molde, velocidade de lingotamento, profundidade de válvula submersa, vazão de argônio e etc., definem o padrão de escoamento, sendo que tais

combinações podem levar a um padrão de escoamento indesejado no lingotamento, que é mais conhecido na literatura como “Unstable” (U), ou instável. O padrão instável leva a maiores flutuações no menisco, tendência a formação de vórtices, indicando maior probabilidade de ocorrência de defeitos na placa. DAUBY (2012) mostra um exemplo através da figura 3.8 que, para uma mesma vazão de aço (distribuidor/molde) o padrão de escoamento pode variar de “SR”, “DR” e “U”, dependendo das variações de processo e combinações entre elas. O autor afirma que o padrão de fluxo ideal para qualidade de placas é o padrão “Double Roll”, mas enfatiza que tal padrão de fluxo não pode ser nem muito intenso, nem muito fraco.

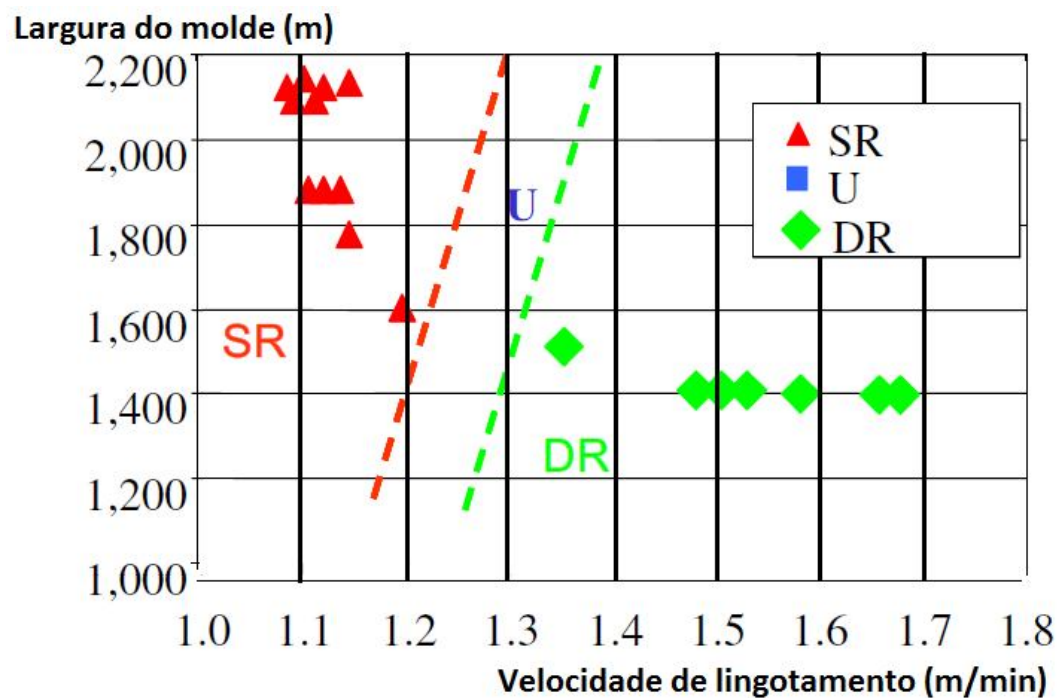


Figura 3.8 - Diferentes padrões de fluxo (“Single Roll” – SR, “Double Roll” – DR, “Unstable” – U) para uma mesma vazão de aço (4,4ton/min) (KUNSTREICH e DAUBY, apud DAUBY, 2012).

Portanto, percebe-se que o padrão de escoamento no molde pode ser alterado por diversos eventos e variáveis durante processo de lingotamento contínuo e que tais alterações podem ser muito danosas à qualidade do produto final. Nos próximos tópicos

são abordados com mais detalhes as diversas variáveis que podem afetar o fluxo do molde e qual a contribuição de cada uma delas.

### **3.3.1 Fatores que influenciam o escoamento do aço no molde**

Conforme discutido, o padrão de escoamento do aço no molde influencia diretamente na qualidade do aço e precisa ser estudado e controlado. Cada empresa possui suas especificidades no lingotamento contínuo, sendo que cada uma precisa determinar qual a forma de trabalhar as variáveis para obtenção da melhor condição de escoamento.

THOMAS (2003) ressalta que as principais variáveis que afetam a condição de escoamento são:

- “Clogging” na válvula submersa;
- Velocidade de lingotamento;
- Dimensões do molde;
- Injeção de argônio;
- Profundidade da válvula submersa;
- Geometria da válvula submersa.

O autor enfatiza que todas estas variáveis, juntas, determinam a condição de fluxo e que todos estes parâmetros devem ser otimizados como um sistema. Nos próximos tópicos estes parâmetros e seus efeitos serão discutidos com mais detalhes.

#### **3.3.1.1 “Clogging” na válvula submersa**

Partículas de inclusão provenientes do aço podem se aglomerar nas paredes da válvula submersa, afetando as condições de escoamento. Tais partículas podem ser provenientes de reoxidação, passagem de escória (panela ou distribuidor) e processo de refino deficiente (aço muito oxidado e/ou sem tempo para flotação de inclusões).

CRAMB, RASTOGGI e MADDALENA (2003) concluem que há dois tipos de “clogging”, térmico e por inclusão. Para o caso de “clogging” por inclusão, há dois mecanismos de formação: aglomeração de inclusões já presentes no aço ou precipitação por supersaturação na interface válvula/aço. MILLS (2003) ressalta que a presença de alumina e/ou partículas de outros óxidos na válvula submersa pode alterar o padrão de escoamento, podendo em alguns casos levar a um padrão de fluxo instável. Na figura 3.9 mostra-se uma vista externa de uma válvula com deposição de alumina.



Figura 3.9 - Vista externa de uma válvula submersa com “clogging” (CRAMB, RASTOGGI e MADDALENA, 2003).

DOMGIN et al. (2005) realizaram simulações numéricas com duas condições de válvula diferentes, sendo uma válvula limpa e a outra uma válvula com a presença de “clogging”, conforme mostrado na figura 3.10.

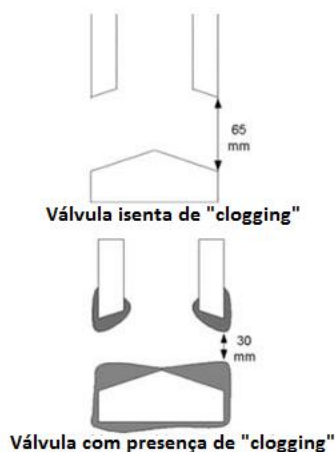


Figura 3.10 - Geometrias de válvulas utilizadas para simulação numérica (DOMGIN et al., 2005)

Os autores constataram que a presença de “clogging” na válvula, juntamente com o efeito da velocidade de lingotamento, têm grande impacto no padrão de escoamento, podendo passar, por exemplo, de “Double Roll” para “Single Roll”, conforme evidenciado na figura 3.11.



Figura 3.11 - Efeito da presença de “clogging” e velocidade de lingotamento no padrão de escoamento no molde (DOMGIN et al., 2005)

Muitas ações podem ser realizadas com o intuito de evitar ou diminuir a ocorrência de “clogging”. Dentre estas ações podem ser destacados o trabalho na metalurgia de panela (desoxidação e flotação), projeto de válvula submersa, injeção de argônio na válvula

interna do distribuidor e movimentos transientes no tampão (“Batida de tampão”). Modelos computacionais e medições foram realizados por LIU (2014), quando foi constatado que movimentos bruscos do tampão podem acarretar um acúmulo de “clogging” na válvula e incorporação destas partículas ao aço no molde. Consequentemente, a condição de escoamento é afetada fortemente, e este fluxo transiente pode levar à incorporação de escória de pó fluxante (além das partículas de alumina presentes), podendo ser capturadas pela frente de solidificação, levando a defeitos em produtos.

### 3.3.1.2 Velocidade de lingotamento

Alterações na velocidade de lingotamento levam a alterações nas condições de escoamento no molde. ZHANG et al. (2007) mostram que há uma mudança de padrão de escoamento “Single Roll” para “Double Roll” aumentando-se a velocidade e mantendo demais variáveis de lingotamento constantes. Na figura 3.12 são mostrados exemplos de condições de escoamento com diferentes velocidades.

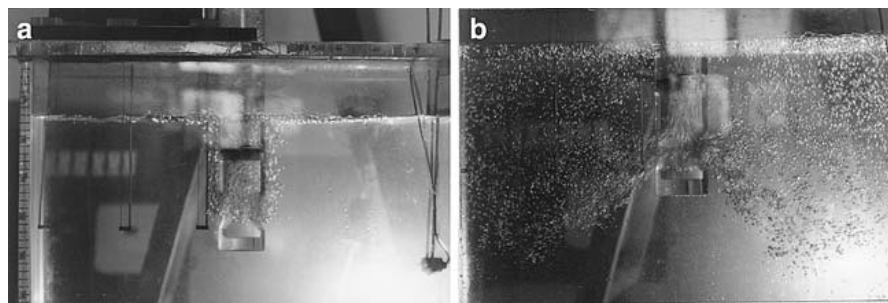


Figura 3.12 - Modelamento físico, simulando condições de escoamento ao aumentar velocidade: (a) Vazão de água –  $2,0\text{m}^3/\text{h}$ ; (b) Vazão de água –  $6,6\text{m}^3/\text{h}$  (ZHANG et al., 2007).

LIU et al. (2014) relatam que, em condições de dimensões do molde e taxa de injeção de gás constantes, o aumento da velocidade de lingotamento tem dois efeitos: aumento da velocidade média do aço líquido na porta de saída da válvula e redução da fração de volume de gás. Ambos os efeitos levam a uma maior velocidade superficial na região do



menisco, com uma maior tendência a um padrão “Double Roll”, conforme visto na figura 3.13.

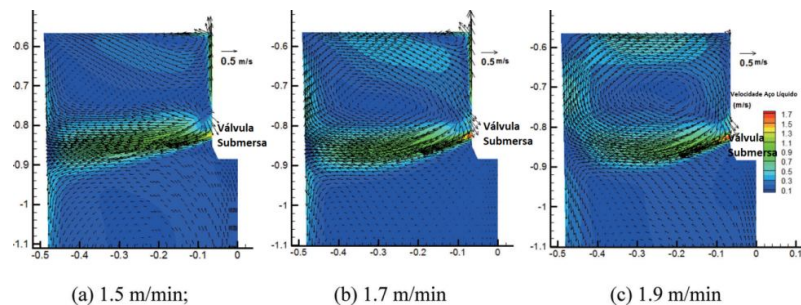


Figura 3.13 - Simulações de padrão de escoamento para diferentes velocidades de lingotamento (LIU et al., 2014).

Por meio de medições experimentais por “Nail Board” e “SVC” (Sub-Meniscus Velocity Control), cujas metodologias serão discutidas posteriormente, LIU et al. (2011) evidenciaram o efeito da velocidade de lingotamento na velocidade superficial na região do menisco, confirmando que o aumento de velocidade de lingotamento provoca um aumento da velocidade superficial na região do menisco, conforme mostrado na figura 3.14.

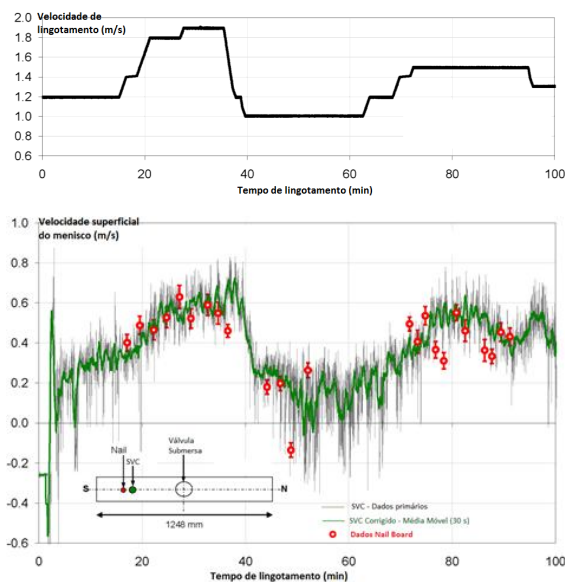


Figura 3.14 - Efeito da variação de velocidade de lingotamento na velocidade superficial na região do menisco (LIU et al., 2011).

WANG e ZHANG (2010) alertam quanto a variações de velocidade de lingotamento com taxas de aceleração ou desaceleração mais abruptas. Os autores comentam que taxas elevadas possuem tendência a apresentar grande variação de nível, o que pode acarretar em passagem de escória para o aço e conseqüentemente defeitos no produto final. Na figura 3.15 ilustra-se a condição do menisco ao alterar a velocidade de lingotamento de 0,9m/min para 1,8 m/min de forma abrupta.

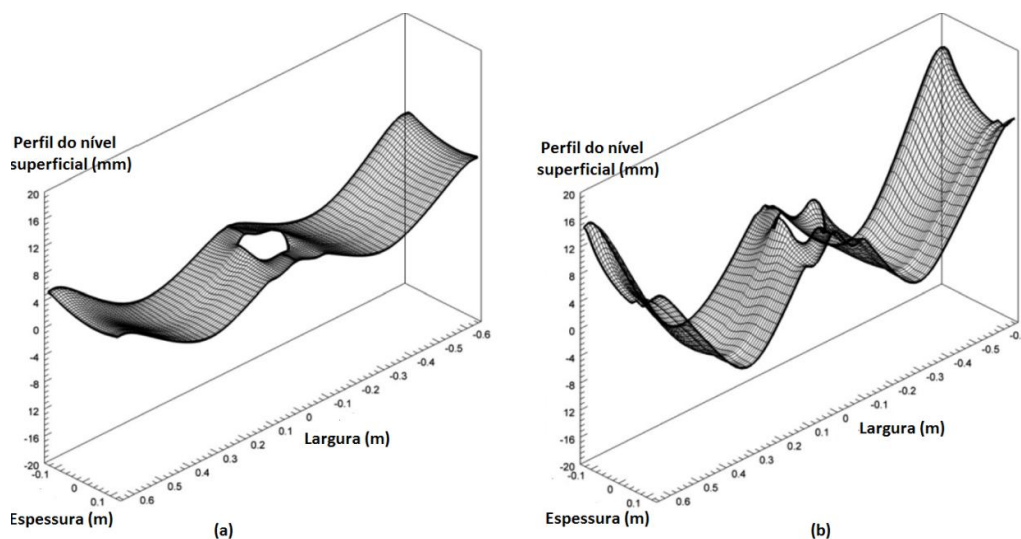


Figura 3.15 - Alteração do perfil de superfície ao alterar velocidade de lingotamento: (a) 0,9 m/s e (b) 1,8 m/s, de forma abrupta (WANG e ZHANG, 2010).

Portanto, sabe-se que a velocidade de lingotamento pode afetar de maneira significativa as condições de fluxo, ou seja, é muito importante conhecer os efeitos da velocidade de lingotamento para cada condição de lingotamento (dimensões do molde, vazão de argônio, tipo de aço, projeto de válvula submersa, etc.). No entanto, sabe-se que alterações de velocidade de lingotamento são inevitáveis, muitas vezes devido ao sincronismo (refino secundário x lingotamento), então muitas vezes há que se trabalhar outras variáveis (vazão de argônio, projeto de válvula submersa, profundidade de válvula submersa, agitador/freio eletromagnético no molde, etc.) para amenizar os efeitos da alteração de velocidade de lingotamento.

### 3.3.1.3 Dimensões do molde

Para atendimento às diversas demandas de clientes, muitas dimensões de placas são necessárias. Mediante tal fato, diversos ajustes de molde (largura) são necessários durante lingotamento. THOMAS (2003) explica que o aumento da largura tende a apresentar variações transientes no padrão de escoamento. LIU et al. (2011) relatam que o aumento da largura do molde leva a um aumento da vazão de aço, e conseqüentemente a um aumento da velocidade na porta de saída da válvula submersa. Por meio de experimentos, estes autores evidenciaram, para as larguras estudadas (983mm e 1248mm), que a velocidade superficial na região do menisco aumenta com o aumento da largura, considerando a mesma velocidade de lingotamento. Na figura 3.16 são mostrados estes resultados.

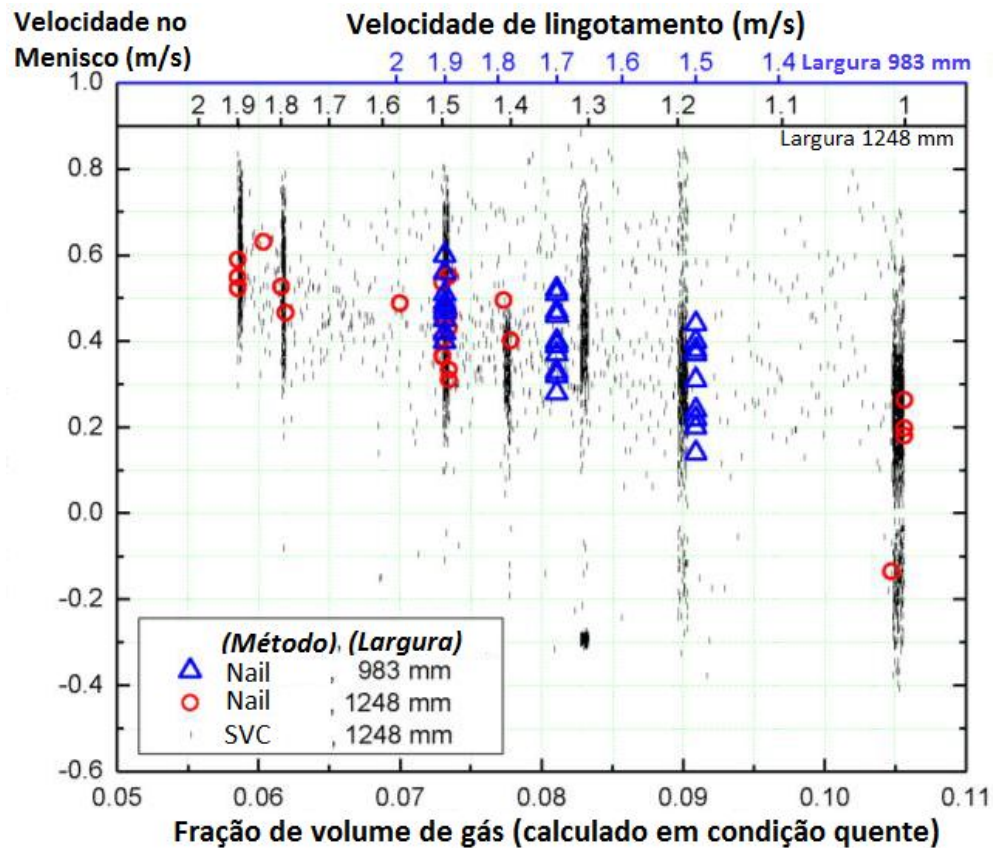


Figura 3.16 - Efeito da largura do molde na velocidade superficial. (LIU et al., 2011).

DAUBY (2012) evidenciou que para uma mesma velocidade de lingotamento, diferentes padrões de escoamento podem ser obtidos, dependendo das dimensões do molde (largura), conforme observado na figura 3.8, apresentada anteriormente.

Analisando a variável espessura do molde, DOMGIN et al. (2005) realizaram simulações com três espessuras de molde diferentes (190, 220 e 250mm), mantendo as demais variáveis constantes. Os experimentos mostraram que o aumento da espessura do molde leva a uma redução de flutuações de velocidade, conforme figura 3.17. Eles concluem que tal fato se deve à vazão ser mais elevada, levando a uma maior velocidade do jato na saída da válvula, sendo este jato mais estável.

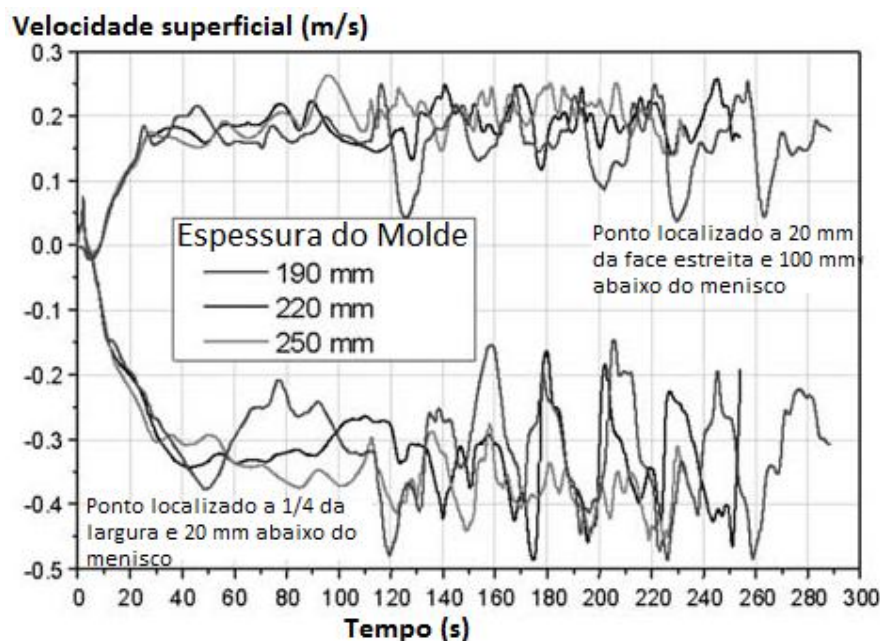


Figura 3.17 - Simulação de flutuações de velocidade superficial em dois pontos no molde para diferentes espessuras e largura de placa de 1.540mm (DOMGIN et al., 2005).

A largura do molde é outra variável que foge um pouco ao controle, pois a alteração da dimensão ao longo do processo de lingotamento é inevitável. Portanto há que se conhecer o padrão de escoamento para cada dimensão do molde e atuar nas demais variáveis (velocidade de lingotamento, vazão de argônio, profundidade de válvula,

geometria da válvula, etc.), para sempre buscar padrões de escoamento mais benéficos à estabilidade do processo e conseqüentemente à qualidade do produto.

Os autores aqui citados se limitaram a realizar os testes em larguras fixas ou inferiores a 1.300mm. Faz-se necessário conhecer melhor tais comportamentos em condições de molde com larguras mais elevadas ( $> 1.500\text{mm}$ ), visto que as empresas visam sempre produzir na maior largura possível para melhorar produtividade. Neste trabalho, o estudo e testes serão focados em larguras de molde superiores a 1.500mm.

#### 3.3.1.4 Injeção de argônio

Argônio é geralmente injetado na válvula interna do distribuidor através de uma parede porosa, conforme demonstrado na figura 3.18. As funções principais do argônio são prevenir formação de “clogging” e evitar reoxidação do aço. Além disto, ele pode auxiliar na flotação de inclusões no molde. A injeção deste gás afeta consideravelmente as condições de escoamento no molde, podendo causar problemas relacionados à qualidade do produto, dependendo do tamanho da bolha e/ou fração de volume de gás.

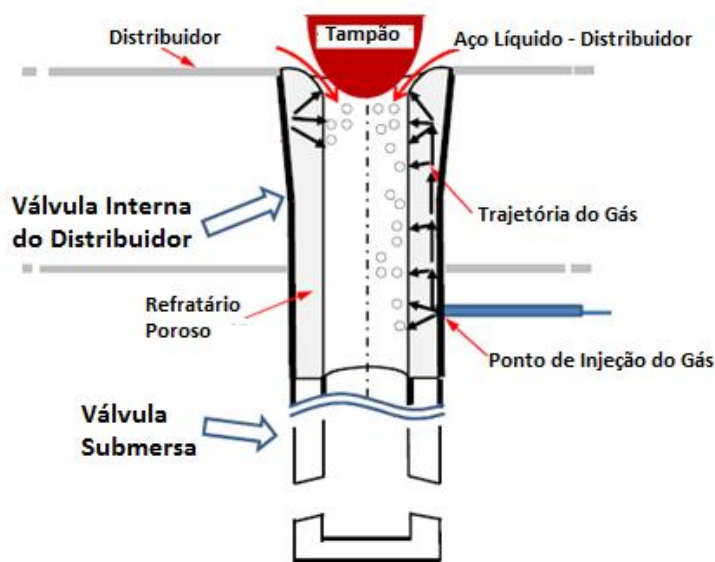


Figura 3.18 - Visão esquemática da injeção de argônio na válvula interna do distribuidor (LIU, THOMAS, SENGUPTA, 2012).

THOMAS (2003) relaciona a fração média de volume de gás na válvula ( $f_g$ ) à vazão de aço líquido através da equação 3.1:

$$f_g = \frac{\beta Q_g}{\beta Q_g + Q_f} \quad (3.1)$$

Sendo  $Q_g$  a taxa de injeção de gás a 25°C e 1 atm,  $Q_f$  é a vazão volumétrica do aço líquido (obtida multiplicando a velocidade de lingotamento pela seção transversal do veio) e  $\beta$  o fator de expansão do volume de gás.

BAI, apud THOMAS (2003), salienta que o gás expande a altas temperaturas, sendo necessário levar em consideração o fator de expansão  $\beta$ , pois a taxa de injeção de gás é algo em torno de 5 a 6 vezes maior no molde do que em condições de temperatura ambiente. (THOMAS, 2003) indica que o padrão é “Double Roll” com baixas frações de volume de gás e que o aumento desta fração tende a alternar o padrão para “Single Roll”, conforme mostrado na figura 3.19.

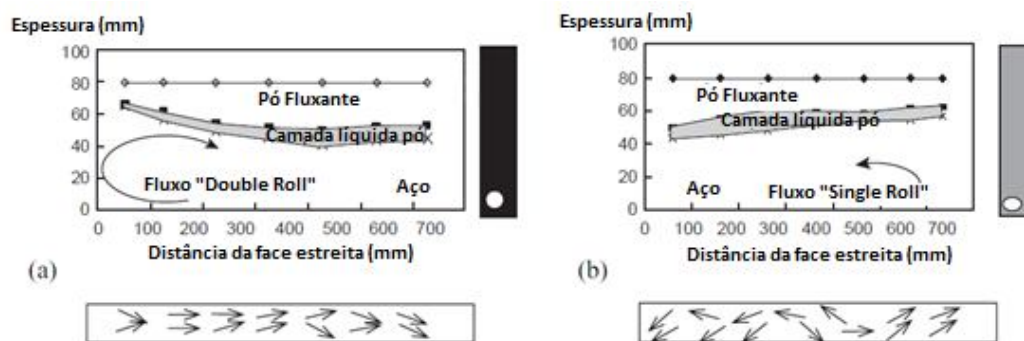


Figura 3.19 - Efeito da injeção de argônio no padrão de escoamento, (a) fração de gás = 11%, (b) fração de gás = 15%. (ASSAR, DAUBY e LAWSON apud THOMAS, 2003).

LIU et al. (2011) constataram que à medida que a fração de gás aumenta, a velocidade superficial na região do menisco diminui, conforme observado anteriormente na figura 3.16. Os autores concluem que a tendência do padrão em condições de valores reduzidos (0,06 a 0,08) de fração de volume de gás é “Double Roll”, e à medida que

esta fração vai aumentando, o padrão tende a se tornar “Single Roll” e até mesmo em padrões de escoamento instáveis.

Portanto, a alteração da vazão de argônio deve ser acompanhada de outras alterações no processo para que o fluxo não se altere a ponto de prejudicar a qualidade superficial do produto.

### 3.3.1.5 Profundidade da válvula submersa

A profundidade da válvula submersa, ou distância da porta de saída em relação ao menisco, é uma variável frequentemente alterada ao longo do lingotamento. Tal fato faz-se necessário para controle da erosão do refratário. No entanto, há que se levar em consideração o efeito desta variação nas condições de escoamento do aço no molde.

THOMAS (2003) sugere que ao aumentar a profundidade de válvula submersa, o padrão de escoamento tende a ser “Double Roll”, o que favorece uma melhoria na qualidade superficial do produto. No entanto, o autor alerta que profundidades excessivas podem acarretar em diminuição da transferência de calor na camada de escória e congelamento do menisco, aumentando assim a probabilidade de ocorrência de trincas longitudinais, conforme observado na figura 3.20.

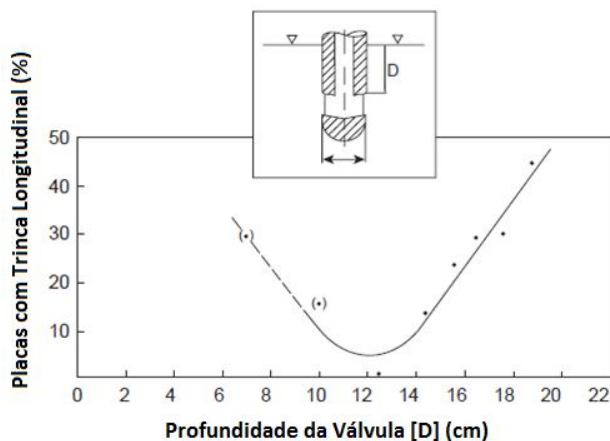


Figura 3.20 - Efeito da profundidade da válvula submersa na formação de trincas longitudinais (HOFFKEN, LAX e PIETZKO apud THOMAS, 2003).

CALDERÓN RAMOS et al. (2014) realizaram simulações em modelos físico e matemático, variando a profundidade de válvula submersa (115 e 185 mm). Os autores concluíram que, para as condições testadas, a melhor situação seria utilizar a válvula com profundidade de imersão mais reduzida, pois identificaram que a condição de maior profundidade causa maior pressão hidrostática na porta de saída, o que representa uma resistência adicional ao fluxo. Para vencer tal resistência, os autores concluem que é necessária mais energia cinética turbulenta, gerando flutuações das velocidades horizontais e verticais, aumentando conseqüentemente a intensidade de turbulência na região, podendo contribuir negativamente para a qualidade do produto.

ZHANG et al. (2007) concluíram que as flutuações de nível tendem a diminuir com o aumento da profundidade da válvula. Porém identificaram que estas flutuações tendem a diminuir até determinado ponto de profundidade, e que a partir deste ponto o efeito já se torna inverso, ou seja, o aumento da profundidade tende a apresentar maiores flutuações de nível nas condições testadas, conforme visto na figura 3.21. Os autores afirmam que o fato de diminuir a flutuação de nível se deve à alteração de padrão “Single Roll” para “Double Roll”.

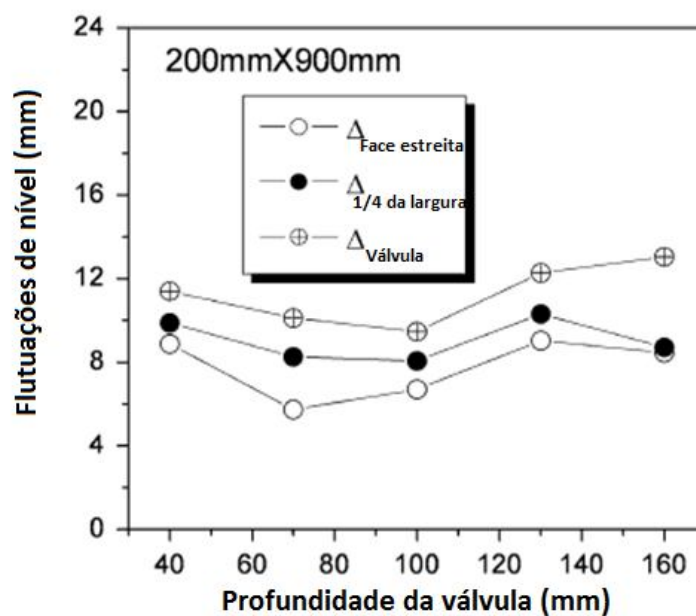


Figura 3.21 - Efeito da profundidade de válvula submersa no fluxo. (ZHANG et al., 2007).



Como a prática de variar a profundidade de válvula submersa é necessária para obtenção de melhor desempenho e produtividade, há que se conhecer a profundidade de válvula submersa ou uma faixa de trabalho ideal para obtenção de padrões de escoamento mais viáveis para a qualidade.

### 3.3.1.6 Geometria da válvula submersa

Uma das funções mais importantes da válvula submersa é promover um padrão de escoamento do fluido no molde ideal para as condições de operação. A geometria desta válvula é um parâmetro que tem grande impacto neste padrão de escoamento e consequentemente na qualidade final do produto. Trata-se de uma variável muito influente nas condições de escoamento no molde e que necessita de pouca utilização de recursos para ser projetada e testada com o intuito de se obter a melhor condição de escoamento. Dentre as variáveis que compõem esta geometria, pode-se destacar diâmetro da válvula, espessura da parede, formato e ângulo da porta de saída. Na figura 3.22 é mostrada, de forma esquemática, uma válvula submersa e algumas variáveis que compõem sua geometria.

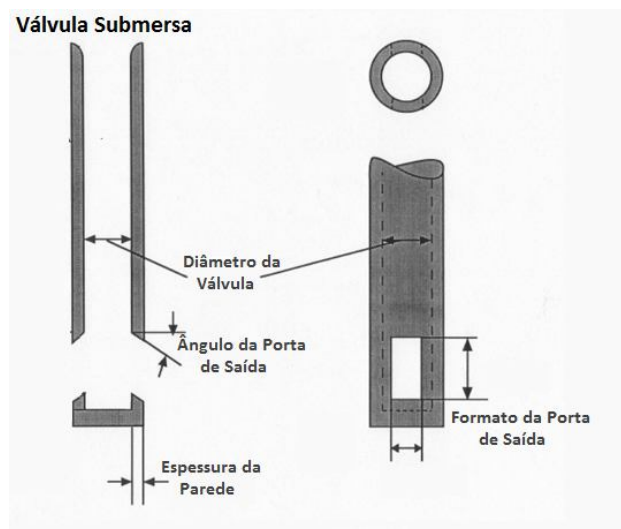


Figura 3.22 - Representação esquemática da válvula submersa com apontamento de variáveis relevantes que contemplam a geometria da mesma (NAJJAR, THOMAS e HERSHEY, 1995).

Com relação ao diâmetro da válvula submersa, THOMAS (2003) ressalta que a seção transversal da válvula deve ser grande o suficiente para acomodar o fluxo que atende a demanda de produtividade. O mesmo alerta quanto ao cuidado no dimensionamento destas válvulas, pois válvulas superdimensionadas ao mesmo tempo em que podem contribuir com a acomodação da alumina, podem agravar variações no fluxo e ter problemas com pressão negativa.

ZHANG et al. (2007) concluem, após simulações realizadas, que o aumento do diâmetro da válvula submersa tende a apresentar menores flutuações de nível de aço no menisco, conforme figura 3.23. Segundo os autores, isto se deve a uma menor velocidade do fluxo no interior da válvula, portanto o jato incide no molde com menor energia, diminuindo flutuações no nível.

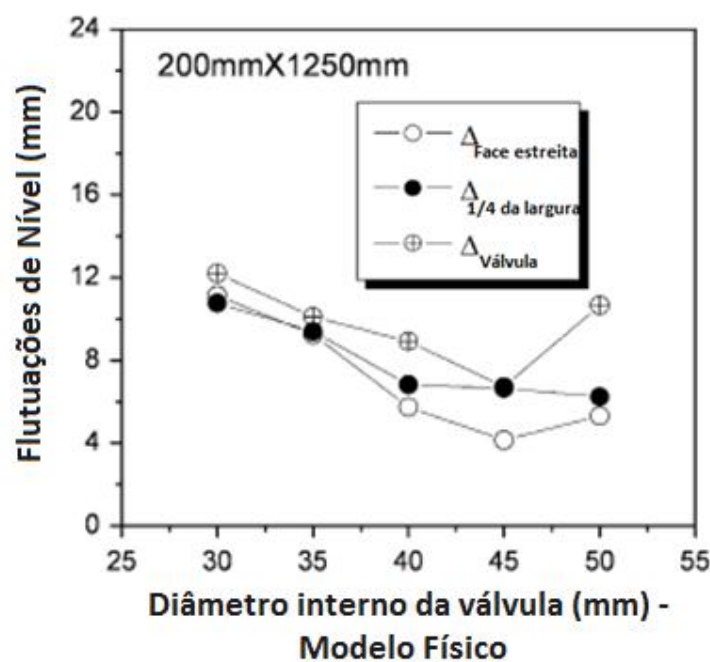


Figura 3.23 - Efeito do diâmetro interno da válvula submersa no fluxo. (ZHANG et al., 2007).

Com relação à espessura da parede, muito pouco é abordado na literatura sobre os efeitos desta variável nas condições de escoamento. NAJJAR, THOMAS e HERSHEY

(1995) enfatizam que quanto mais fina é a parede da válvula, mais íngreme é o ângulo do jato. THOMAS (2003) segue a mesma linha de raciocínio, pontuando que espessura de parede mais elevada tem tendência a apresentar um fluxo mais desejado na mesma direção do ângulo da porta de saída.

O ângulo da porta de saída é uma variável de suma importância para controle e direcionamento de fluxo no molde. Geralmente as válvulas são projetadas com ângulos direcionados para baixo (inclinação negativa) ou para cima (inclinação positiva). NAJJAR, THOMAS e HERSHEY (1995) ressaltam que a influência do ângulo é mais notável quando a área na porta de saída é inferior à área interna da válvula, pois o fluxo é forçado a se posicionar mais próximo à região compreendida às bordas da porta de saída, onde está formatado o ângulo direcionador da porta de saída. Os autores concluíram que ângulos com inclinações negativas são preferenciais aos ângulos com inclinações positivas, visto que o último tem tendência a gerar maior turbulência no menisco.

ZHANG et al. (2007), através de simulações físicas, matemáticas e medições industriais, concluem que a melhor faixa de trabalho para o ângulo da porta de saída da válvula submersa é de  $-5^\circ$  a  $-15^\circ$ , conforme figura 3.24. Os autores atribuem esta conclusão ao fato de que ao aumentar o ângulo (direcionando positivamente), o padrão de escoamento tende a ser do tipo “Single Roll”, o qual tende a possuir maior flutuação de nível, e ao aumentar o ângulo (direcionamento negativo), o padrão de escoamento tende a ficar instável, o que tende também a gerar maior flutuação de nível. Neste caso, os autores se limitam a avaliar somente o efeito na variação de nível, não avaliando por exemplo a velocidade superficial na região do menisco para cada condição estudada. Faz-se necessário, portanto, avaliar efeito na velocidade superficial, gerando tendência ou não a maior turbulência no menisco e conseqüentemente à formação de defeitos.

CARVALHO (2013) verificou através de simulações que quanto maior é o ângulo, menor é o nível de turbulência. Porém, o mesmo notou divergência em condições de maior largura. Neste caso, o autor testou somente ângulos com direcionamento positivo ( $+15^\circ$  e  $+25^\circ$ ), o que outros autores indicam como pior condição. Além disto, não foram

realizadas medições industriais para averiguação da velocidade na região do menisco para estas condições.

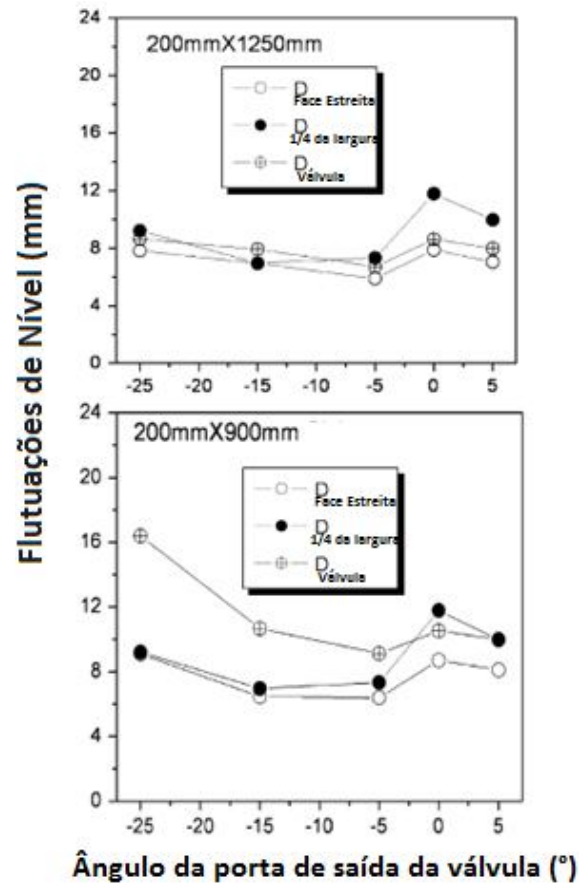


Figura 3.24 - Efeito do ângulo da porta de saída da válvula submersa nas flutuações de nível (ZHANG et al., 2007).

CHO et al. (2017), através de simulações físicas e matemáticas, testaram a influência do ângulo da porta de saída ( $-15^\circ$  x  $+15^\circ$ ), mantendo demais variáveis constantes. Os autores constataram que a porta de saída com ângulo de  $-15^\circ$  apresentou maior velocidade superficial, conforme figura 3.25.

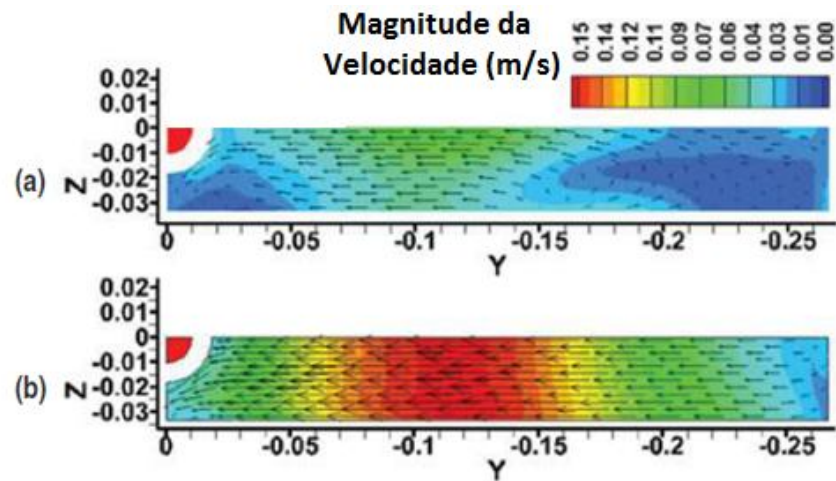


Figura 3.25 - Padrões de fluxo no plano de seção transversal, 10 mm abaixo da superfície, com ângulo da porta de saída da válvula submersa de (a)  $+15^\circ$  e (b)  $-15^\circ$  (CHO et al., 2017).

Estes autores atribuíram esta conclusão ao fato do ângulo de  $-15^\circ$  direcionar o jato primeiramente para a face estreita do molde, o que não acontece com ângulo de  $+15^\circ$ , o mesmo tem tendência a escoar em direção à face larga do molde, diminuindo assim a velocidade superficial. Outro fator observado pelos autores é que o ângulo com direcionamento positivo tem tendência a apresentar mais vórtices na superfície e maior energia cinética turbulenta, conforme figura 3.26.

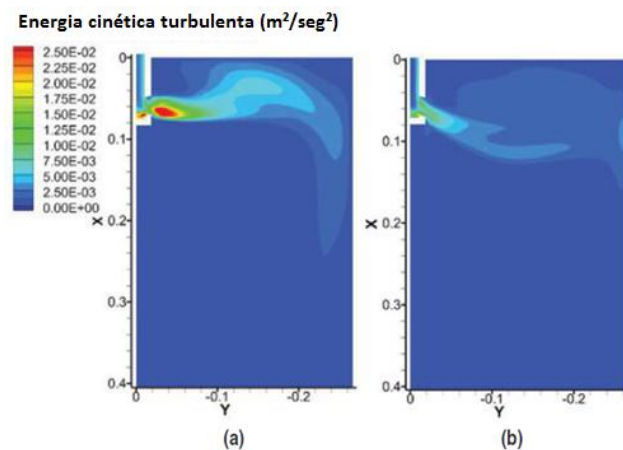


Figura 3.26 - Energia cinética turbulenta do escoamento no molde com ângulo da porta de saída da válvula submersa de (a)  $+15^\circ$  e (b)  $-15^\circ$  (CHO et al., 2017).

CHO et al. (2017) afirmam que tal configuração pode induzir a incidir o jato primeiramente na superfície, causando instabilidade no menisco, ou seja, padrão de escoamento instável. Conforme mencionado anteriormente, padrão de escoamento instável possui maior tendência a formação de defeitos no produto (trincas, passagem de escória de pó fluxante, etc.). Neste trabalho, os autores se limitaram a avaliar efeito de ângulo com direcionamento positivo e negativo. Através desta avaliação, foi possível verificar que a melhor condição seria o ângulo com direcionamento negativo, porém não se sabe se tal benefício é diretamente proporcional ao aumento do direcionamento negativo deste ângulo, ou seja, faz-se necessário avaliar efeito de outros ângulos com direcionamento negativo para verificar qual configuração se ajusta ao melhor padrão de escoamento. Além disto, medições experimentais podem ser realizadas para corroborar e validar os resultados simulados.

Com relação ao formato da porta de saída, diversos projetos podem ser simulados e estudados afim de se obter uma melhor condição de escoamento no molde. CALDERÓN RAMOS et al. (2014) ressaltam que formatos circulares possuem maior tendência à geração de vórtices que formatos retangulares, além de maior espalhamento do jato.

CALDERÓN RAMOS, MORALES e SALAZAR CAMPOY (2015) afirmam que os formatos de porta de saída mais utilizados são circular e quadrado. Os autores realizaram simulações físicas e matemáticas, testando estes dois formatos de porta de saída e duas profundidades de válvula. Na figura 3.27 apresenta-se o projeto das válvulas testadas.

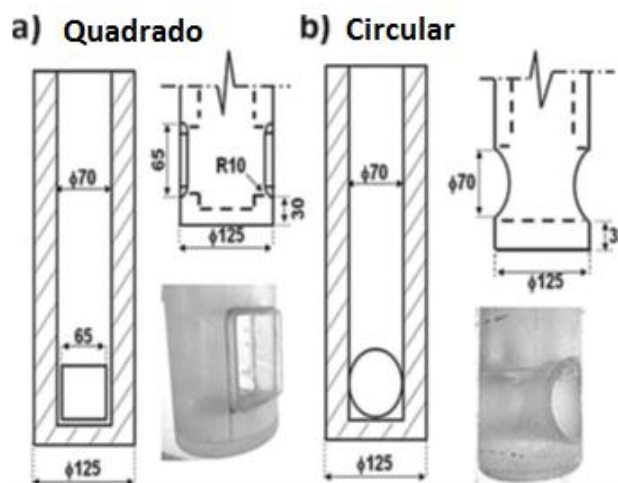


Figura 3.27 - Desenho das válvulas testadas (a) Porta de saída quadrada, (b) Porta de saída circular (CALDERÓN RAMOS, MORALES e SALAZAR CAMPOY, 2015).

Dentre as conclusões dos autores neste trabalho, pode-se destacar que para ambos os formatos, baixa profundidade (115mm) tem tendência a padrão de escoamento do tipo “Single Roll” e alta profundidade (185mm) tem tendência a padrão de escoamento do tipo “Double Roll”. Porém as válvulas têm suas particularidades para cada imersão. Quando a imersão é reduzida, a válvula de formato circular possui maior nível de turbulência no menisco, ao passo que em imersões mais elevadas, a tendência é oposta, ou seja, é de que a válvula de formato quadrado possua maior nível de turbulência no menisco. Portanto, para cada profundidade de válvula, um formato da porta de saída é mais aplicável que o outro.

LU et al. apud CALDERÓN RAMOS et al. (2014) afirmam que o formato da porta de saída é menos importante que o tamanho e o ângulo da porta de saída para controle de fluxo. CALDERÓN RAMOS et al. (2014) discordam e abordam que este fato não foi corroborado com estudos e utilizações de ferramentas mais modernas. Portanto, há que se explorar mais a influência do formato da porta de saída no escoamento do molde, utilizando simulações através de modelos físicos e computacionais validando com medições experimentais e resultados de qualidade no produto final.

### **3.3.2 Influências da condição de escoamento na qualidade superficial e interna de placa**

Conforme citado no presente trabalho, o escoamento no molde é um fator de suma importância cujo descontrole pode gerar diversos defeitos na placa e, conseqüentemente, no produto final. Dentre os diversos problemas que podem ocorrer, pode-se destacar: aprisionamento de bolhas de argônio; aprisionamento de inclusões (pó fluxante e/ou alumina); passagem de escória de pó fluxante; trincas longitudinais, dentre outros. Para cada um deles há um mecanismo diferente e formas de evitá-los ou minimizar os impactos.

A captura de partículas pela pele solidificada é a principal fonte de defeitos superficiais na placa. Tais partículas podem ser de bolhas e/ou inclusões provenientes da escória de pó fluxante, da reoxidação do aço ou de processos/reactores anteriores ao molde. Devido a estes problemas, muitos defeitos podem ser formados na superfície da placa, sendo necessário retrabalhar ou recusar a placa ou o produto final. A condição de escoamento pode gerar também problemas internos na placa, uma vez em que as partículas podem não ser arrastadas e capturadas pela escória de pó fluxante no menisco, ou seja, tais partículas podem seguir as linhas de fluxo até serem aprisionadas pela pele solidificada, sendo que este aprisionamento pode ocorrer muito abaixo do menisco ou até mesmo abaixo do molde, onde a pele solidificada é mais espessa.

A velocidade superficial na região do menisco é uma variável de suma importância, pois através dela é possível saber se há tendência de formação de defeitos na placa. THOMAS (2005) afirma que velocidades superficiais muito elevadas podem fazer com que gotículas de escória de pó fluxante líquida entrem nas linhas de fluxo e conseqüentemente sejam arrastadas para o aço líquido, causando posteriormente defeitos na placa e laminado. Por outro lado, o autor salienta que, para velocidades superficiais reduzidas, pode ocorrer congelamento parcial do menisco, formando assim marcas de oscilação profundas e ganchos. Estes ganchos podem capturar inclusões e também causar defeitos no produto.



Portanto, faz-se necessário conhecer e atuar nas condições de escoamento no molde para que a ocorrência de defeitos seja evitada. Os mecanismos de formação de defeitos causados por estas condições de escoamento no molde serão discutidos nos tópicos a seguir.

### 3.3.2.1 Aprisionamento de bolhas e inclusões

Conforme abordado anteriormente, muitos defeitos em placas e/ou produtos laminados são provenientes do aprisionamento de bolhas e/ou inclusões. As bolhas são provenientes da adição de argônio utilizado para evitar formação de “clogging” na válvula submersa e/ou reoxidação do aço. Tais bolhas podem formar defeitos no produto laminado, tal como gota fria (“Blister” ou “Pencil Pipe”), conforme exemplo da figura 3.28.

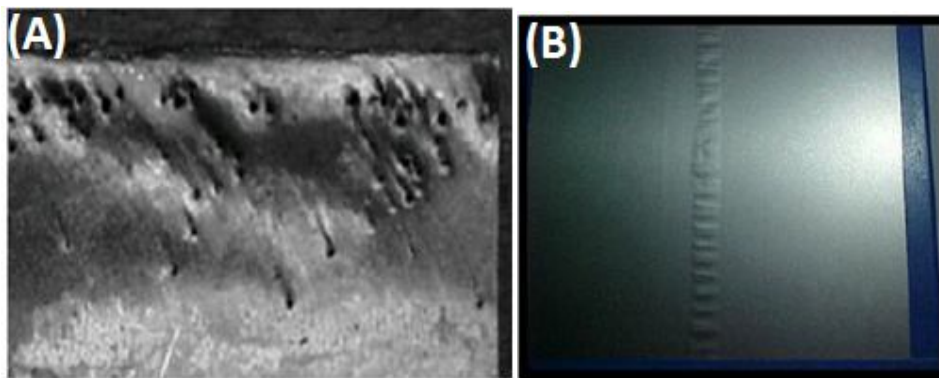


Figura 3.28 - Defeito causado por bolha. (a) Defeito em placa, (b) Defeito em laminado (CARVALHO, 2013).

As inclusões podem ser provenientes da escória de pó fluxante presente no menisco ou de inclusões que já estavam presentes no aço nos processos anteriores e que não foi possível flotá-las ou de inclusões formadas devido ao contato do aço com o ar, ou seja, devido à reoxidação. Condições de escoamento no molde podem induzir ao aprisionamento destas partículas, portanto tais condições devem ser trabalhadas e otimizadas.

Abordando primeiramente as inclusões provenientes da reoxidação, sabe-se que atualmente muitas indústrias utilizam a válvula submersa com presença de selagem de argônio. Geralmente esta adição de argônio é realizada na válvula interna do distribuidor, conforme figura 3.18. Esta adição de argônio é necessária para evitar a obstrução da válvula por “clogging”, mas também se faz necessária para evitar reoxidação e “pick-up” de nitrogênio. THOMAS (2003) ressalta que é importante trabalhar no projeto de válvula submersa para permitir um fluxo mais suave no interior da válvula com o mínimo de recirculação, minimizando assim a queda de pressão, a qual pode induzir à ocorrência de reoxidação. Geralmente, inclusões provenientes de reoxidação são de tamanhos pequenos e formadas principalmente por alumina. Na figura 3.29 é mostrado um exemplo de um produto que apresentou o defeito esfoliamento (“Sliver”), e no interior do mesmo havia a presença de alumina, proveniente do processo de reoxidação.

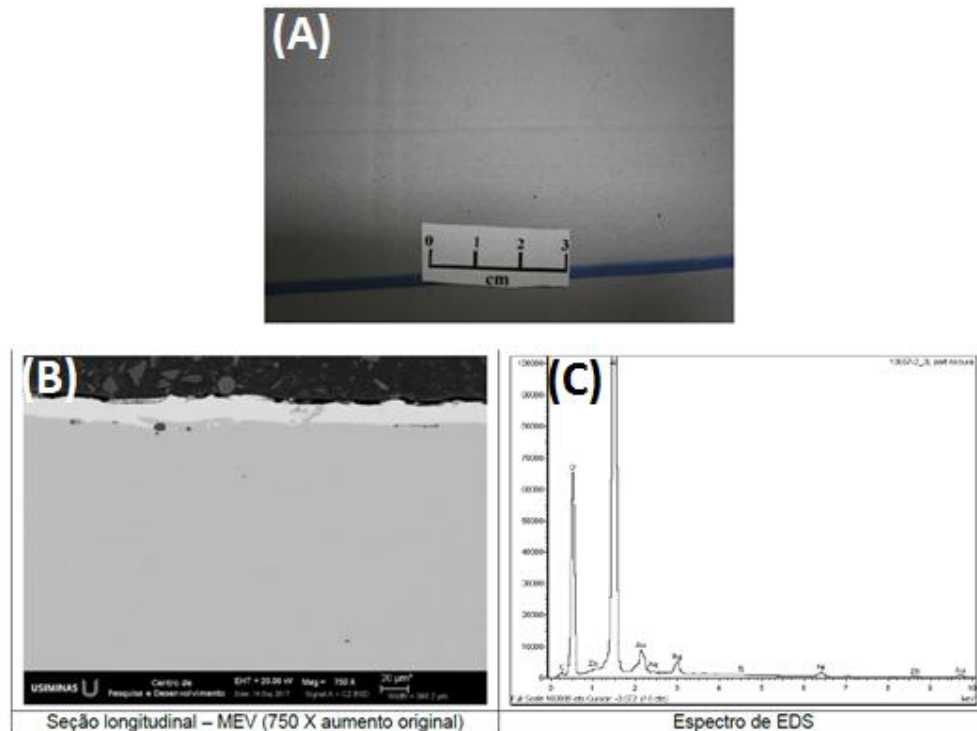


Figura 3.29 - Exemplo de defeito causado por inclusão proveniente de reoxidação. (a) Foto do defeito no produto laminado, (b) Imagem do defeito no MEV, (c) Espectro dos elementos presentes no defeito (NASCIMENTO, 2017).

Além da geração de inclusões pela reoxidação, há outra fonte de geração no processo de refino secundário. Trata-se do processo de desoxidação e/ou aquecimento do aço, onde normalmente são geradas muitas inclusões ao adicionar alumínio e/ou realizar sopro de oxigênio. Considerando este fato, faz-se necessário que estas inclusões sejam levadas para a escória, ou seja, é importante que estas inclusões sejam eliminadas pelo processo de flotação, realizado na panela ou até mesmo no distribuidor. Entretanto, devido aos diversos problemas que podem ocorrer durante a fabricação, algumas vezes não é possível realizar este processo e o aço chega com baixo nível de limpidez para ser lingotado. Portanto, com a possibilidade de se obter aços com baixo nível de limpidez, deve-se trabalhar nas condições de geometria de válvula submersa para evitar a formação de “clogging” e também nas condições de escoamento para evitar que estas inclusões sejam aprisionadas pela pele solidificada. Os defeitos provocados por estas inclusões no produto laminado são semelhantes ao evidenciado na figura 3.29, porém geralmente de tamanho superior.

THOMAS et al. (2014) ressaltam que partículas aprisionadas próximo ao menisco provocam a formação de defeitos superficiais, ao passo que partículas aprisionadas mais abaixo levam a defeitos internos no produto final. Através de simulações, os autores concluíram que o aprisionamento de partículas depende de algumas variáveis, tais como tamanho e densidade da partícula, espaçamento entre braços de dendrita, etc. Com relação ao espaçamento entre braços de dendrita, os autores relatam que partículas menores que o espaçamento são naturalmente aprisionadas. No entanto, partículas maiores são normalmente “empurradas” pelos braços dendríticos na direção da solidificação, mediante combinação de forças até chegar um ponto em que estas forças não são mais suficientes e a partícula acaba sendo aprisionada. Na figura 3.30 ilustra-se o caso de uma partícula de tamanho superior ao espaçamento entre braços de dendrita.

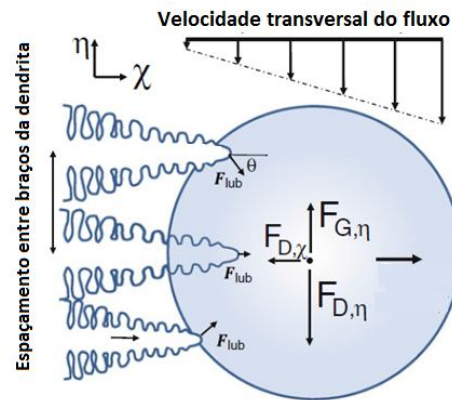


Figura 3.30 - Balanço de força de uma partícula próximo à frente de solidificação dendrítica, sendo  $F_D$  – Força de arraste,  $F_G$  – Empuxo,  $F_{lub}$  – Força de lubrificação (THOMAS et al., 2014).

### 3.3.2.2 Arraste de escória de pó fluxante

Outra fonte de inclusão a ser aprisionada pode ser a escória de pó fluxante. THOMAS (2003) explica que o aprisionamento de inclusões deste tipo pode estar relacionado ao arraste de pó fluxante devido a: formação de vórtices, altas velocidades ou turbulência na região do menisco. A captura destas inclusões pela pele solidificada leva obviamente a defeitos como esfoliamento (“Sliver”) ou inclusão de pó nos produtos laminados. Na figura 3.31 é mostrado um exemplo de um produto laminado com a presença de defeito superficial proveniente de inclusão de pó fluxante.

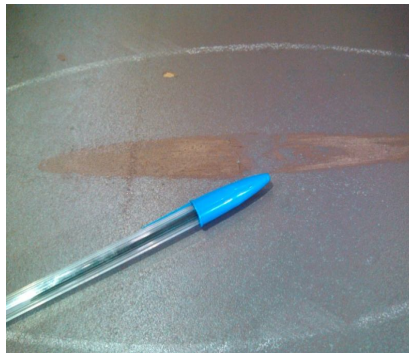


Figura 3.31 - Produto laminado com a presença de defeito associado à inclusão de pó fluxante (OLIVEIRA, 2013).

A formação do vórtice geralmente ocorre em condições de escoamento instáveis ou assimétricas, ocorrendo muitas vezes entre a válvula e o molde. Na figura 3.32 é mostrado um desenho esquemático da formação de vórtice próximo à válvula submersa e também exemplos de padrões de escoamento assimétricos, que podem levar à formação de vórtices.

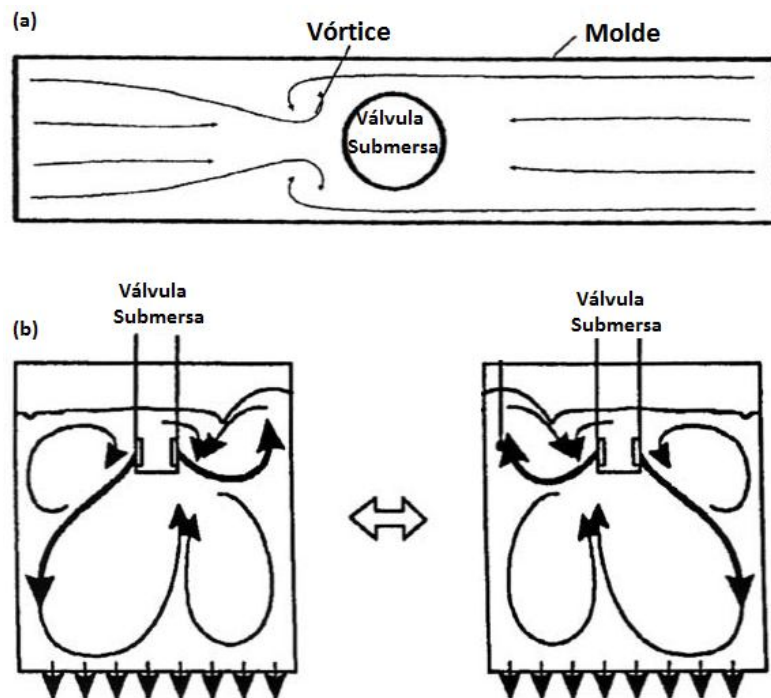


Figura 3.32 - Entrada de pó fluxante no fluxo devido a condições de escoamento assimétrico. (a) Formação de vórtice (HERBERTSON et al., apud THOMAS, 2003); (b) Condições de escoamento assimétrico (HONEYANDS e HERBERTSON, apud THOMAS, 2003).

Outro fator que pode gerar a entrada de pó fluxante no fluxo e posterior aprisionamento da inclusão é a velocidade superficial na região do menisco. Velocidades superficiais muito elevadas, segundo THOMAS (2003), podem ser suficientes para arrastar o pó para dentro do aço, conforme ilustrado na figura 3.33. Uma vez que o pó fluxante tenha sido quebrado em partículas e disperso no fluxo, muitas destas partículas serão aprisionadas pela frente de solidificação e tornarão defeitos internos ou superficiais do produto. Mediante tal constatação, é muito importante conhecer, para cada condição de

processo, qual é a velocidade superficial atualmente praticada, e ainda mais importante, conhecer qual a faixa de trabalho ideal para que não ocorram defeitos nos produtos.

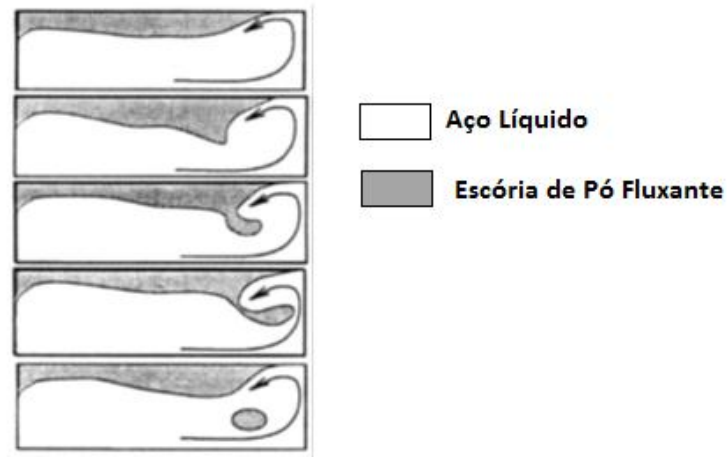


Figura 3.33 - Passos da passagem de escória para o fluxo devido à elevada velocidade superficial na região do menisco. (THOMAS, 2003).

HIBBELER e THOMAS (2013) já vão um pouco mais além e ressaltam que os mecanismos relatados na literatura com relação ao fenômeno de passagem de escória estão geralmente divididos em nove diferentes famílias: flutuações de nível na superfície, congelamento do menisco, formação de vórtices, instabilidade da camada limite (aço/escória), incidência do escoamento na superfície, interações com bolhas de argônio, arraste de escória próximo à válvula submersa, instabilidade na superfície e “balding” (abertura de olho) na superfície. Cada mecanismo sugere uma condição crítica de arraste de escória e o conhecimento de cada mecanismo auxilia na definição de uma condição ideal de processo.

As flutuações de nível e formação de vórtices estão geralmente associadas à turbulência no menisco, ou seja, à condição de escoamento no molde. Conforme visto anteriormente, diversas variáveis afetam a condição de escoamento no molde, tais como: geometria da válvula submersa, profundidade de imersão, injeção de argônio, dimensões do molde, etc. Na figura 3.34 é mostrado um esquema exemplificando o mecanismo de arraste de escória por flutuação de nível no menisco. A figura 3.35,

semelhante à figura 3.32, mostra um esquema exemplificando o mecanismo de arraste por formação de vórtice.

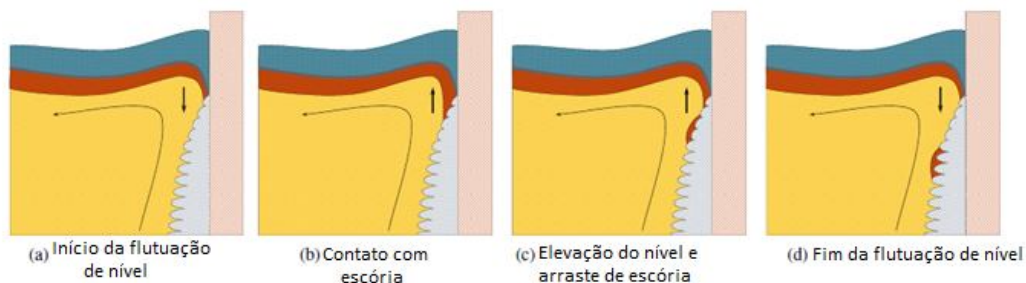


Figura 3.34 - Arraste por flutuação de nível no menisco (HIBBELER e THOMAS, 2013).

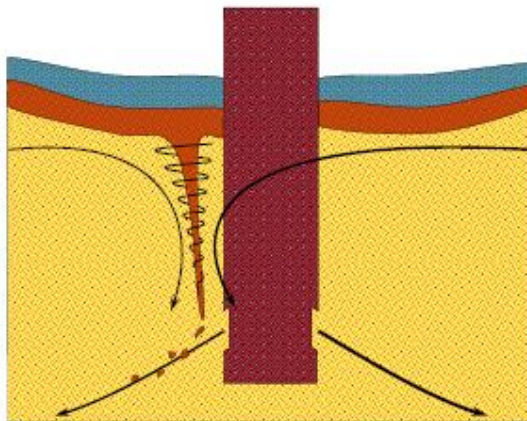


Figura 3.35 - Arraste por formação de vórtice (HIBBELER e THOMAS, 2013).

Os mecanismos de instabilidade da camada limite, incidência do escoamento na superfície, arraste de escória próximo à válvula submersa e instabilidades na superfície, estão ligados a instabilidades no padrão de escoamento e velocidade superficial na região do menisco, cujos parâmetros que os afetam já foram discutidos.

Os mecanismos de interações com bolhas de argônio e formação de “balding” na superfície estão ligados principalmente à vazão de argônio ou à fração de volume de gás. Na figura 3.36 mostra-se um esquema exemplificando o mecanismo de arraste por

interação com bolhas de argônio. A figura 3.37 apresenta um esquema de formação de “balding” ou “abertura de olho” na superfície devido à vazão excessiva de argônio.

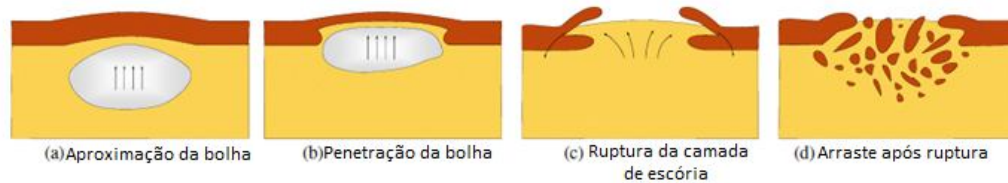


Figura 3.36 - Arraste por penetração da bolha na camada de escória (HIBBELER e THOMAS, 2013).

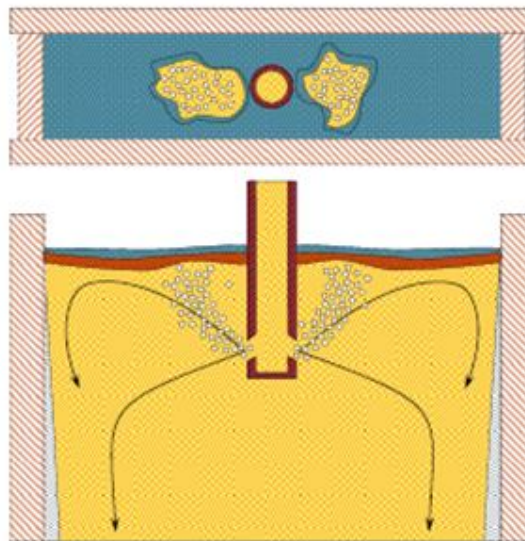


Figura 3.37 - Arraste por formação de “balding” na superfície (HIBBELER e THOMAS, 2013).

Conforme evidenciado pelos autores aqui citados, a presença de inclusões nos produtos, superficial ou interna, está ligada diretamente a condições de escoamento na região do molde. Portanto, as condições de escoamento para situações de processo mais críticas, ou mais utilizadas, devem ser estudadas com o intuito de se obter o padrão de escoamento que melhor contribui com a qualidade de produto, ou seja, que tenha menor presença de inclusões e/ou bolhas.



### 3.3.2.3 Trinca longitudinal

As trincas longitudinais em placas constituem um sério problema para o lingotamento contínuo dos aços. Estes defeitos se agravam na saída do molde de lingotamento, podendo causar sério acidente operacional, como o rompimento da pele solidificada no veio. Outras consequências são o acondicionamento (escarfagem) e/ou sucateamento da placa dependendo da gravidade da trinca. Na figura 3.38 é mostrado um exemplo de placa com a presença de uma trinca longitudinal grave.



Figura 3.38 - Trinca Longitudinal em placa (OLIVEIRA, 2015).

VALADARES (2010) indica que as principais causas de formação de trinca longitudinal em placas são:

- Extração irregular de calor no molde;
- Conicidade reduzida do molde;
- Defeitos na placa de cobre próximo ao menisco;
- Variação abrupta do nível do aço no molde;
- Oscilação irregular do molde;
- Resfriamento secundário intenso abaixo do molde;
- Tipo de pó fluxante utilizado;

- Menisco excessivamente frio;
- Turbulência ou fluxo assimétrico do aço líquido no molde.

Nota-se que as duas últimas causas abordadas pelo autor estão relacionadas à condição de escoamento no molde. THOMAS (2003) ressalta que defeitos superficiais nas placas podem ser causados por escoamento muito lento na superfície ou menisco muito frio. Situações em que não há renovação do menisco, ou seja, transferência de calor insuficiente pode gerar espessura de camada de escória líquida inadequada, provocando congelamento do menisco e/ou problemas de alimentação ao “gap” interfacial, podendo acarretar a formação de trincas longitudinais. O autor revela que situações como estas podem ocorrer quando a profundidade da válvula submersa está elevada, conforme evidenciado na figura 3.20.

THOMAS et al. (2006) relatam que durante lingotamento, pequenos vórtices ou redemoinhos podem ser formados em região crítica compreendida entre a válvula e a pele, sendo que tais condições podem aparecer e desaparecer ao longo do processo, conforme figura 3.39. Os autores revelam que tal condição pode ser fonte geradora de trinca longitudinal.

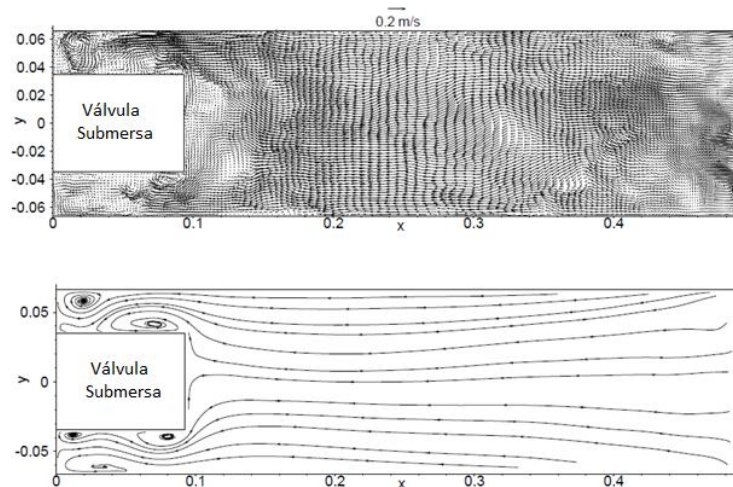


Figura 3.39 - Distribuição da velocidade em uma região de 38,5 mm abaixo do menisco, mostrando formação de vórtices próximo à válvula submersa (ZHAO et al. apud THOMAS et al., 2006).

OLIVEIRA (2015) ressalta que o escoamento no molde pode ter relação direta com a região do menisco podendo afetar o desempenho do pó fluxante. Trata-se de uma variável que pode afetar a capacidade de infiltração do insumo para a interface placa/molde.

CARVALHO (2013) relata que ocorrências de trincas longitudinais podem ser explicadas pela baixa velocidade superficial na região do menisco, pois neste caso é esperado que ocorram situações de menisco frio, tornando deficiente a capacidade de lubrificação do pó fluxante. O autor menciona algumas formas de evitar tal situação, tais como diminuir a profundidade da válvula submersa e aumentar a vazão de argônio. Porém sabe-se que tais modificações podem alterar condições de escoamento no molde e causar outros problemas, como arraste de pó fluxante e/ou aprisionamento de inclusões e bolhas.

Portanto, a ocorrência de trinca longitudinal pode também estar relacionada à condição de escoamento no molde. Porém há que se ter atenção quanto às variáveis a serem estudadas e alteradas, pois uma condição favorável para evitar a formação de trinca longitudinal pode ser favorável ao arraste de pó fluxante ou aprisionamento de bolhas e inclusões. Sendo assim, faz-se necessário mapear as condições atuais do menisco, realizar alterações (geometria de válvula submersa, vazão de argônio, dimensões do molde, etc.), mapear novamente e avaliar qual a condição mais favorável para não formação de defeitos. Como a condição do menisco é difícil de ser visualizada e mapeada, técnicas de medição e simulações têm sido propostas e testadas a fim de se obter um retrato da condição de escoamento do menisco. Tais simulações e propostas serão estudadas nos tópicos a seguir.

### **3.3.3 Técnicas de Simulação**

Considerando as inúmeras dificuldades acerca de medições a realizar no processo, principalmente na região do menisco, ao longo dos anos técnicas de simulações físicas e computacionais têm sido desenvolvidas, permitindo avaliar, com certo grau de acerto, as condições operacionais. Tais simulações, se validadas, permitem estudar diversas

modificações no processo, sem interferências. O modelamento físico, geralmente usando água para simular o aço líquido, permite, com certa significância, identificar o comportamento do escoamento em condições similares às que ocorrem no lingotamento contínuo. Com a constante evolução da computação, modelamentos matemáticos se tornaram uma importante ferramenta de entendimento dos fenômenos que ocorrem durante o processo.

### 3.3.3.1 Modelamento físico

Modelos em escala reduzida são comumente utilizados para simular o escoamento do aço líquido nos reatores utilizados nos processos de aciaria. Devido à similaridade dinâmica existente entre o aço líquido a 1.600°C e a água a 25°C, além da facilidade no manuseio e baixo risco de acidente, normalmente este fluido é utilizado nestes modelos para representar o aço líquido.

A tabela III.1 apresenta os valores das propriedades físicas do aço a 1.600°C e da água à 25°C.

Tabela III.1 - Propriedades do aço e da água (NASCIMENTO, 2012).

	Unidade	Símbolo	Aço	Água
Temperatura	°C	T	1.600	25
Massa Específica	kg/m <sup>3</sup>	ρ	7036	997
Viscosidade Dinâmica	Pa.s	μ	6,4 x 10 <sup>-3</sup>	1,0 x 10 <sup>-3</sup>
Viscosidade Cinemática	m <sup>2</sup> /s	ν	9,13 x 10 <sup>-7</sup>	1,00 x 10 <sup>-6</sup>
Tensão Superficial	N/m	σ	1,6000	0,0728

Atendidos os critérios dimensionais e apresentada a similaridade dinâmica da água com o aço líquido, é importante definir o critério de similaridade a ser adotado, para se adequar as condições de operação do modelo físico à prática operacional adotada na indústria. Para estabelecer as condições de similaridade, são utilizados números adimensionais, que têm como principal função tornar comparável dois sistemas com fluidos e/ou dimensões diferentes.

Para cada sistema em estudo, há números adimensionais mais adequados para estabelecer a similaridade. Estes números são normalmente determinados através da técnica de análise dimensional. Alguns destes números, bem como suas definições, são apresentados na tabela III.2

Tabela III.2 - Números adimensionais e suas definições (NASCIMENTO, 2012).

Número	Símbolo	Definição	Aplicação
<b>Reynolds</b>	$Re$	$\frac{\rho LV}{\mu}$	Escoamento de fluido
<b>Reynolds turbulento</b>	$Re_t$	$\frac{\rho LV}{\mu_{eff}}$	Escoamento turbulento de fluido
<b>Froude</b>	$Fr$	$\frac{V^2}{gL}$	Vazamento em jato, comportamento da superfície
<b>Froude modificado</b>	$Fr_m$	$\frac{\rho_g V^2}{(\rho_l - \rho_g)gL}$	Comportamento do sistema líquido/gás
<b>Peclet</b>	$Pe$	$\frac{LV}{\alpha} , \frac{LV}{D}$	Convecção forçada ou transferência de massa
<b>Weber</b>	$We$	$\frac{\rho LV^2}{\sigma_s}$	Formação de bolha, atomização de jatos
<b>Morton</b>	$Mo$	$\frac{g\mu L^4}{\rho L \sigma_s^3}$	Velocidade de bolhas em líquidos

Os números adimensionais que estabelecem a condição satisfatória de similaridade entre o modelo e o protótipo do distribuidor e do molde de lingotamento contínuo são os números de Froude e Reynolds. Como a força motriz para o escoamento do aço no

lingotamento é a gravidade, o número de Froude torna-se um parâmetro fundamental, pois este fornece a relação entre as forças de inércia e da gravidade. Logo, para o modelamento, deve-se manter a igualdade entre o número de Froude no modelo e no protótipo. Considerando-se ainda que no distribuidor e no molde de lingotamento contínuo predomine o escoamento turbulento, a similaridade expressa pelo número de Reynolds torna-se menos relevante.

BARBOSA (2002) sugere que adotando o número de Froude como critério de similaridade, os resultados do modelo físico apresentam melhor concordância com os do protótipo.

As relações das características do modelo e do protótipo, utilizando o número de Froude como critério de similaridade, são apresentadas na tabela III.3, sendo  $\lambda$  o fator de escala.

Tabela III.3 - Relações entre o modelo (m) e o protótipo (p) obtidas utilizando o número de Froude como critério de similaridade (NASCIMENTO, 2012).

<b>Equações</b>	
<b>Velocidade</b>	$\frac{v_m}{v_p} = \sqrt{\lambda}$
<b>Dimensões</b>	$\frac{L_m}{L_p} = \lambda$
<b>Áreas</b>	$\frac{A_m}{A_p} = \lambda^2$
<b>Volumes</b>	$\frac{V_m}{V_p} = \lambda^3$
<b>Vazões volumétricas</b>	$\frac{Q_m}{Q_p} = \lambda^{5/2}$
<b>Tempos</b>	$\frac{t_m}{t_p} = \sqrt{\lambda}$

DAUBY (2012) informa em seu trabalho que o modelamento físico com água tem sido o método de simulação preferido durante décadas, porém há pontos que precisam ser considerados, dentre eles pode-se citar: número limitado de dimensões de molde a ser simulado, o comprimento do modelo que pode afetar a condição de flotação de inclusões e o fato da dificuldade de simular a injeção de argônio corretamente (forma e tamanho de bolhas).

As análises realizadas mediante simulações físicas podem ser puramente por análise de imagem, verificando ponto e ângulo de incidência do jato e padrão de fluxo, como também pode ser utilizando dispositivos para determinação da velocidade de escoamento do fluido, tais como PIV (“Particle image velocimetry”) e UV (“Ultrasonic velocity”). CALDERÓN RAMOS et al. (2014) realizaram simulações em modelo físico e fizeram avaliações das condições de escoamento, alterando profundidade de válvula submersa, usando análise de PIV e UV. Na figura 3.40 é mostrada uma vista do experimento com a presença do transdutor ultrassônico.

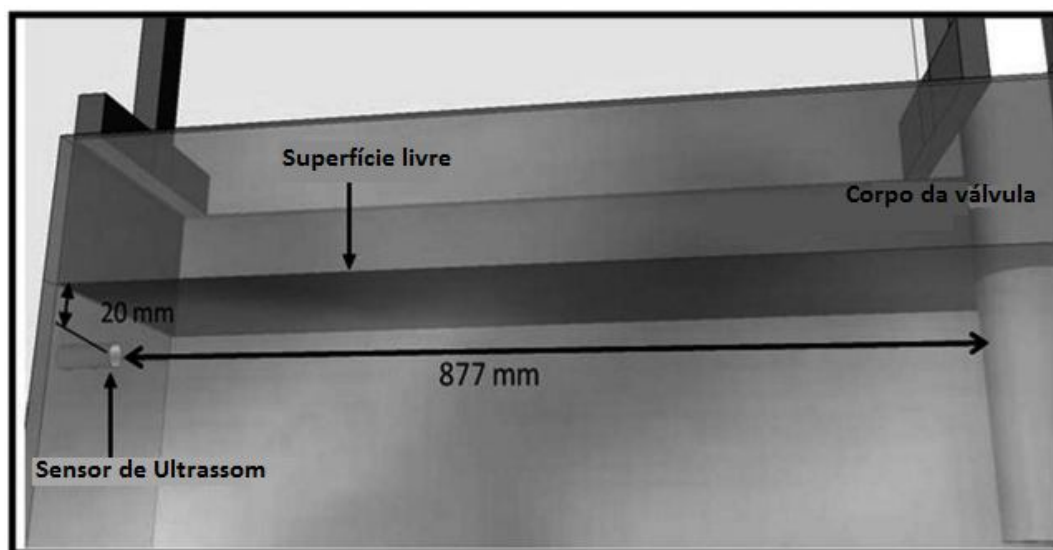


Figura 3.40 - Localização do transdutor ultrassônico, no interior do molde (CALDERÓN RAMOS et al., 2014).

Uma vista geral do esquema de simulação com a presença da medição via PIV utilizado pelos autores, pode ser visualizado na figura 3.41.

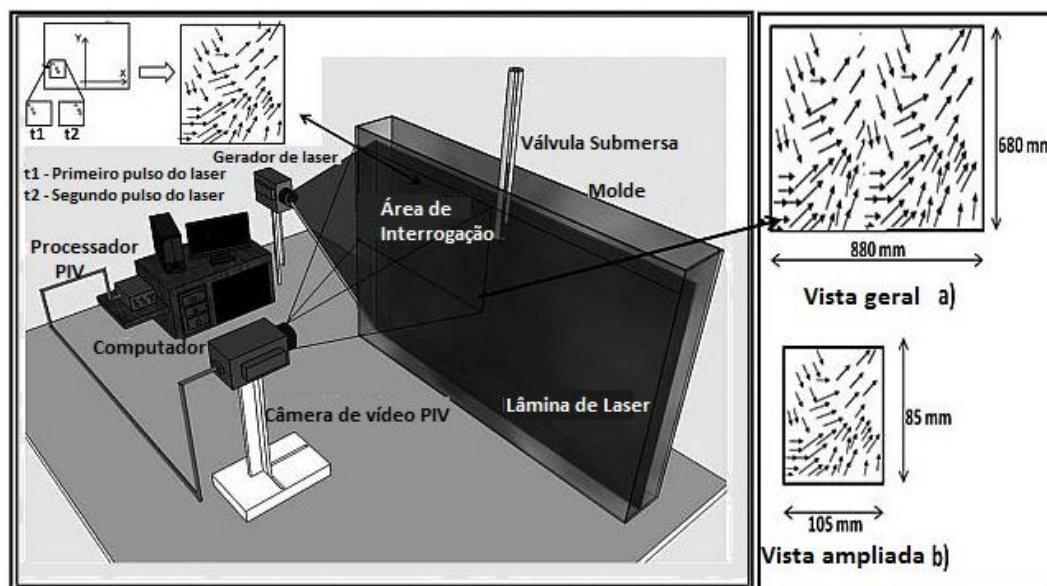


Figura 3.41 - Vista esquemática da simulação física utilizando PIV (CALDERÓN RAMOS et al., 2014).

Empregando estas técnicas, os autores conseguiram identificar condições de velocidade e padrão de escoamento na região do menisco. Na figura 3.42 são mostrados os resultados obtidos por PIV e por UV.

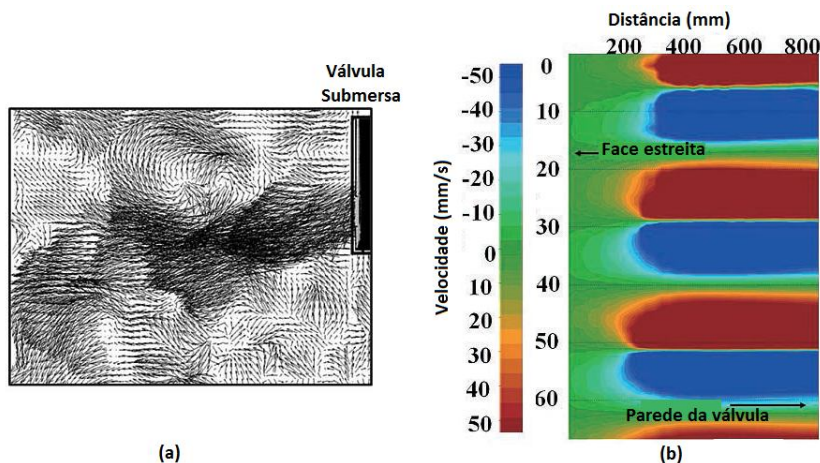


Figura 3.42 - Resultados provenientes de modelamento físico com utilização de (a) PIV e (b) UV (CALDERÓN RAMOS et al., 2014).



CHO et al. (2017) realizaram simulações em modelo físico utilizando sensores de corrente eletromagnética para medição de velocidades superficiais, variando ângulo da porta de saída da válvula submersa. Na figura 3.43 é mostrada uma vista da posição dos sensores no modelo.

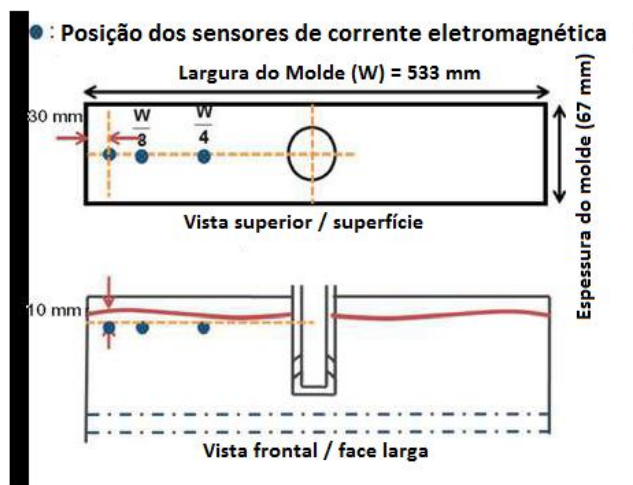


Figura 3.43 - Posicionamento dos sensores de corrente eletromagnética para medição de velocidade superficial (CHO et al., 2017).

Apesar de atualmente haver muitas técnicas para medir velocidade e, conseqüentemente, analisar as condições de escoamento no molde pelo modelamento físico, a simples visualização do padrão de escoamento e incidência do jato é capaz de trazer muitas informações. CALDERÓN RAMOS, MORALES e SALAZAR CAMPOY (2015) conseguiram analisar padrões de escoamento através de injeção de traçador no modelo, alterando o formato da porta de saída e a profundidade da válvula submersa. Na figura 3.44 mostra-se padrões de escoamento diferentes, para diferentes configurações.

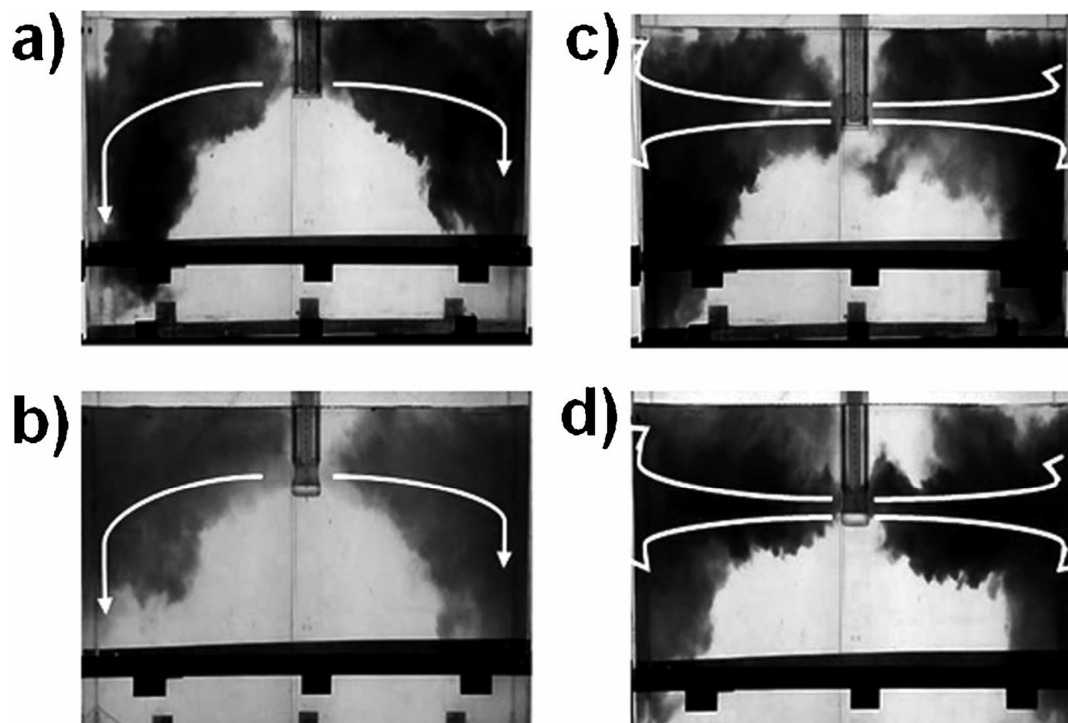


Figura 3.44 - Visualização do padrão de fluxo para diferentes configurações, (a) porta de saída quadrado, baixa profundidade de imersão; (b) porta de saída circular, baixa profundidade de imersão; (c) porta de saída quadrado, elevada profundidade de imersão; (d) porta de saída circular, elevada profundidade de imersão (CALDERÓN RAMOS, MORALES e SALAZAR CAMPOY, 2015).

Portanto, o modelamento físico, apesar de suas limitações, apresentam boas condições para realização de experimentos simulando o processo, com baixo custo e nenhum risco operacional. Além disto, o mesmo serve de subsídio para validação de modelos matemáticos, dando mais confiabilidade e segurança às análises.

### 3.3.3.2 Modelamento matemático

Conforme citado anteriormente, a modelagem matemática é capaz de simular inúmeras condições de processo. No entanto, modelar todas as condições de processo juntas é algo muito complexo. THOMAS (2003) destaca que é necessário que suposições razoáveis sejam realizadas, além de negligenciar fenômenos menos importantes.

A modelagem matemática do escoamento turbulento de fluidos envolve a solução das equações gerais de conservação global de massa (equação da continuidade), de quantidade de movimento nas três direções ortogonais, das grandezas de turbulência (dependem do modelo de turbulência sendo adotado) e de energia (se a transferência de calor também está sendo analisada). Todas estas equações de conservação podem ser colocadas na mesma forma geral apresentada na equação 3.2 (MALISKA, 1995).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u\phi) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v\phi) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w\phi) = \frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma^\phi \frac{\partial\phi}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\Gamma^\phi \frac{\partial\phi}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\Gamma^\phi \frac{\partial\phi}{\partial z}\right) + S^\phi \quad (3.2)$$

Esta equação representa a conservação de massa, quando  $S^\phi$  (Termo fonte) for igual a zero e  $\phi = 1$ . As equações do movimento nas três direções coordenadas são obtidas fazendo-se  $\phi$  igual a  $u$ ,  $v$  e  $w$  (velocidades nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ , respectivamente) com o apropriado termo fonte, que, neste caso inclui o gradiente de pressão. A equação de energia é obtida fazendo-se  $\phi = T$  (Temperatura), também com o termo fonte apropriado.  $\Gamma^\phi$  representa o coeficiente de difusão adequado ao princípio de conservação sendo considerado. Para as equações de Navier-Stokes (conservação de quantidade de movimento)  $\Gamma^\phi = \mu$  (viscosidade dinâmica do fluido) e para a equação da energia  $\Gamma^\phi = k/C_p$ , quando o escoamento é laminar, e é igual a  $\mu_{efetivo}$  e  $(k/C_p)_{efetivo}$ , quando o escoamento for turbulento, sendo  $k$  a condutividade térmica e  $C_p$  o calor específico. A tabela III.4 mostra os valores de  $S^\phi$  para as diversas variáveis.

Na equação 3.2 o primeiro termo do lado esquerdo é o termo de acúmulo, que está presente em simulações transientes. Fisicamente, ele representa a variação da grandeza  $\phi$  em função do tempo. Os outros termos, ainda do lado esquerdo da equação, representam o transporte convectivo da variável  $\phi$ . São, numericamente, os termos mais delicados para tratamento, devido às não-linearidades. Os primeiros três termos do lado direito representam o transporte por difusão, enquanto o termo fonte é responsável por acomodar todos os demais termos que não se encaixam na forma apresentada pela equação 3.2. O termo fonte contém o gradiente de pressão e a gravidade, quando  $\phi$  for as componentes do vetor de velocidade.

Tabela III.4 - Termos para adequação da equação geral, qualquer campo escalar  $\phi$  (MALISKA, 1995).

Equação de conservação	$\phi$	$\Gamma\phi$	$S\phi$
Massa global	1	0	0
Quantidade de movimento em x	$u$	$\mu$	$B_x + \frac{\partial}{\partial x} \left( \mu \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{2}{3} \mu \nabla \cdot \vec{V} \right) +$ $\frac{\partial}{\partial y} \left( \mu \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu \frac{\partial w}{\partial x} \right) - \frac{\partial P}{\partial x}$
Quantidade de movimento em y	$v$	$\mu$	$B_y + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{2}{3} \mu \nabla \cdot \vec{V} \right) +$ $\frac{\partial}{\partial x} \left( \mu \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu \frac{\partial w}{\partial y} \right) - \frac{\partial P}{\partial y}$ $B_z + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu \frac{\partial w}{\partial z} - \frac{2}{3} \mu \nabla \cdot \vec{V} \right) +$
Quantidade de movimento em z	$w$	$\mu$	$\frac{\partial}{\partial x} \left( \mu \frac{\partial u}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu \frac{\partial v}{\partial z} \right) - \frac{\partial P}{\partial z}$
Energia	T	$\frac{k}{C_p}$	$\frac{1}{C_p} \frac{DP}{Dt} + \frac{\mu}{C_p} \Phi$
Massa de uma espécie química	C	$\rho D$	0

Sendo  $B_x$ ,  $B_y$  e  $B_z$ , valores de força por unidade de volume nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ ,  $C$  é a concentração,  $D$  é a difusividade e  $P$  é a pressão.

Uma técnica muito utilizada na modelagem da turbulência é o emprego das equações de Navier-Stokes “filtradas”, usualmente denominadas *RANS* (*Reynolds-Averaged Navier-Stokes Equations*). Essa técnica trabalha com valores filtrados das velocidades dos fluidos, as quais variam com uma frequência elevada em escoamentos turbulentos. Na figura 3.45 é mostrado um quadro com algumas técnicas empregadas na modelagem da turbulência e os seus relativos custos computacionais.

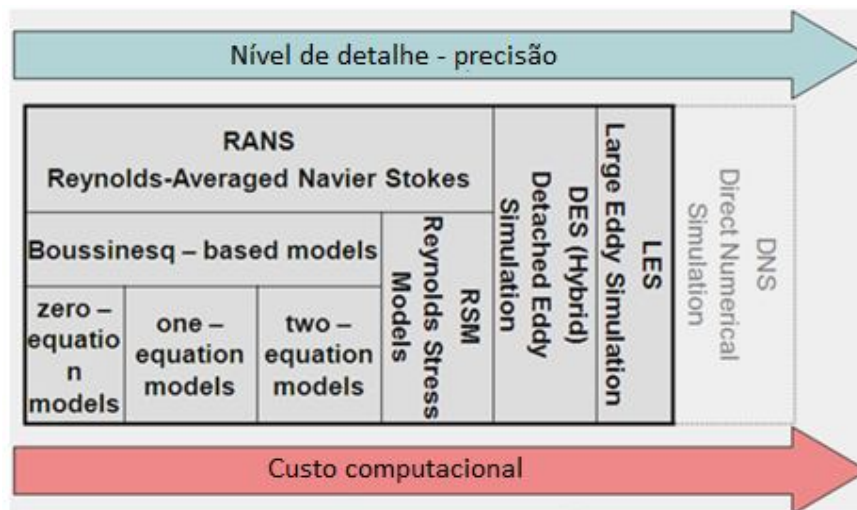


Figura 3.45 - Divisão das classes de modelos de turbulência (ESSS, 2009).

Os modelos situados mais a direita da figura possuem um maior nível de detalhes e também um maior custo computacional. *Boussinesq – based models* são os modelos baseados na hipótese de *Boussinesq*, e que se subdividem em modelos de zero equação (*zero-equation models*), uma equação (*one-equation models*) e duas equações (*two-equation models*). Dentro da técnica de RANS existe também os Modelos de Tensões de Reynolds (*Reynolds Stress Models*). Existem também outros modelos com maiores níveis de complexidade, como Simulação de Vórtices Separados (*Detached Eddy Simulation*), Simulação de Grandes Vórtices (*Large Eddy Simulation*) e Simulação Numérica Direta (*Direct Numerical Simulation*).

Modelos RANS são amplamente utilizados para simulações de escoamento nas indústrias, costumam fornecer resultados adequados aliados ao baixo custo computacional. Tomando-se a média das equações de Navier-Stokes surgem novos termos, conhecidos por tensões de Reynolds, definidos a partir das variáveis  $k$  (energia cinética turbulenta) e  $\varepsilon$  (taxa de dissipação turbulenta), por exemplo. O escoamento multifásico pode ser tratado pela abordagem Euleriana, em que cada fase possui seu próprio campo de velocidades, seus campos de  $k$  e  $\varepsilon$ , enquanto que o campo de pressão é o mesmo para as diferentes fases.

Buscando aperfeiçoamento cada vez maior, muitas simulações têm sido realizadas aprimorando, por exemplo, a simulação LES. ZHAO et al. (2017) realizaram simulações utilizando o método (FSLBM-LES) que é a união dos métodos FSLBM (*Free Surface Lattice Boltzmann*) e LES. O método FSLBM permite negligenciar a fase gasosa, além de aproximar as vantagens do modelo macro-contínuo e o método de dinâmica micro-molecular. Segundo os autores, a união deste método com o método LES melhora a capacidade e aplicabilidade no estudo de escoamento turbulento, com número de Reynolds elevado. Os autores comentam que os modelos mais utilizados atualmente são os modelos RANS ( $k-\epsilon$ ,  $k-\omega$  e RSM), porém salientam que estes tipos de modelo não são capazes de capturar características instantâneas de turbulência.

Em um trabalho apresentado por SODJA (2007), há algumas comparações entre simulações utilizando modelos RANS e LES. Na figura 3.46 são mostradas comparações entre resultados de velocidade em uma zona de fraca movimentação do fluido.

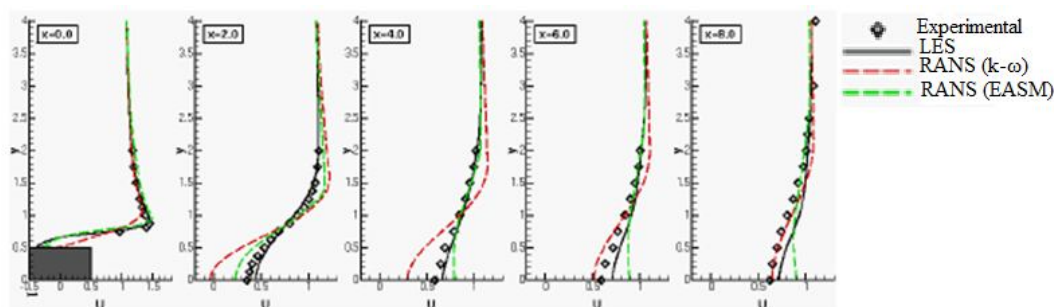


Figura 3.46 – Comparação entre modelos de simulação (SODJA, 2007).

O modelo RANS (EASM) é abordado pelo autor como um modelo RANS sofisticado. Nota-se que os modelos RANS, assim como LES, convergiram para resultados similares aos obtidos experimentalmente. Em sua conclusão, o autor aborda uma característica crucial dos modelos RANS, que é o baixo custo computacional.

Em modelamentos matemáticos, considerações de forças interfaciais devem ser realizadas. Segundo LIU et al. (2018) não existe consenso na literatura para a consideração de quais das forças interfaciais entre gás e líquido precisam ser consideradas. Estes autores em seus estudos dos modelos de turbulência para a simulação do escoamento do aço no molde levaram em conta: a força de arrasto (“drag force”), a força de sustentação (“lift force”), a força de massa virtual (“virtual mass force”) e a força de dispersão turbulenta (“turbulent dispersion force”). As forças interfaciais são determinadas por equações, sendo que para cada uma delas têm-se constantes associadas. A resultante de somatório destas forças implica na força de transferência de quantidade de movimento entre as fases (líquido e gás). Os autores basearam-se no modelo de Ishii e Zuber para avaliação do coeficiente de arrasto ( $C_d$ ) em função do número de Reynolds. O coeficiente da força de sustentação utilizado foi de 0,5, conforme indicado por DREW e LAHEY apud LIU et al. (2018). Além dessas, para a modelagem das forças de massa virtual associadas às bolhas esféricas, utilizaram também um coeficiente de 0,5.

NEVES e TAVARES (2017) e SILVEIRA (2011) realizaram a simulação matemática do escoamento bifásico do reator de refino secundário RH, considerando as forças de arrasto a partir do modelo de Grace com o coeficiente de 2.

NASCIMENTO (2014) também aplicou em simulações validadas o modelo de Grace com coeficiente igual a 2 para o escoamento do aço em modelo a frio do distribuidor da Máquina 4 da Aciaria 1 da Usiminas, determinando os volumes característicos (morto, mistura e pistonado) utilizados para avaliação do desempenho deste reator.

A modelagem da força de dispersão turbulenta foi aplicada por SILVEIRA (2011) valendo-se do modelo de Lopez de Bertodano com uma constante igual a 0,3. NEVES e TAVARES (2017) apontaram que essa constante varia inversamente de 0,1 a 1 em função da vazão de gás no reator RH.

O modelamento matemático necessita ser validado. Para isto, simulações físicas e/ou medições experimentais são necessárias. Conforme abordado anteriormente, há métodos de avaliação de velocidades próximos à região do menisco no modelo físico, as quais podem ser comparadas com as previstas pelo modelo matemático. Além disto, as próprias observações visuais das condições de escoamento no modelo físico e no matemático podem ser realizadas para observação de tendência e validação qualitativa.

THOMAS et al. (2001) realizaram diferentes simulações matemáticas, utilizando método convencional  $k-\varepsilon$  e LES, comparando-os com resultados de simulação física utilizando o PIV. Na figura 3.47 são demonstrados resultados obtidos destas comparações para análises de campo de velocidade (tempo médio). Observa-se por esta figura que mesmo o método convencional se assemelha muito ao resultado obtido no modelo físico.

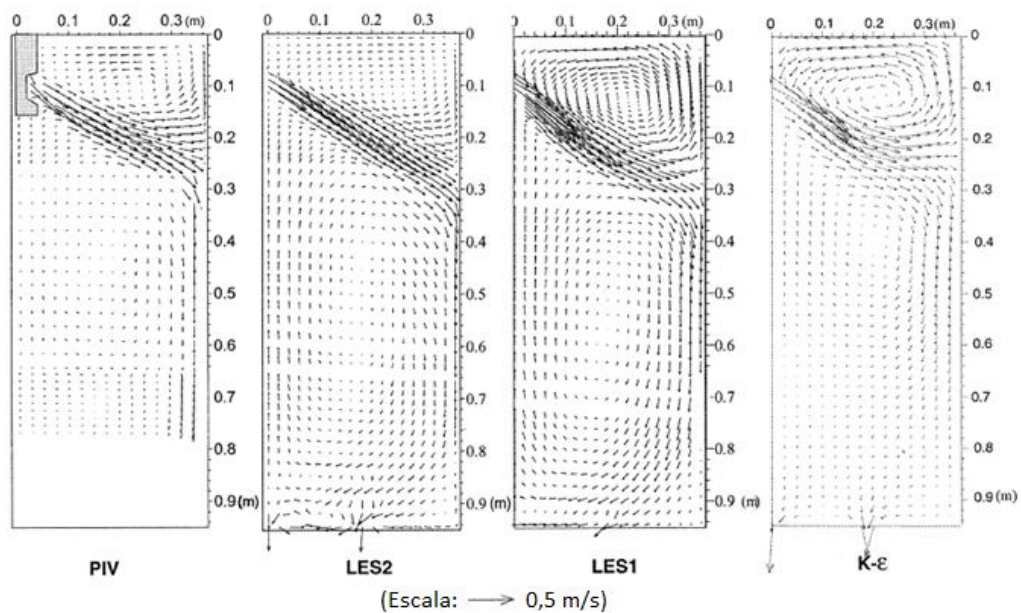


Figura 3.47 - Comparação de campos de velocidade (tempo médio) entre métodos do modelo matemático com modelo físico (THOMAS et al., 2001).

CRAIG et al. (2005) realizaram experimentos para determinação de melhor configuração de válvula submersa avaliando a energia cinética turbulenta no menisco. Um dos pontos abordados no trabalho foi a comparação entre os resultados dos



modelamentos matemático e físico. Os autores foram capazes de validar o modelo pela simples visualização do direcionamento do jato, conforme figura 3.48.

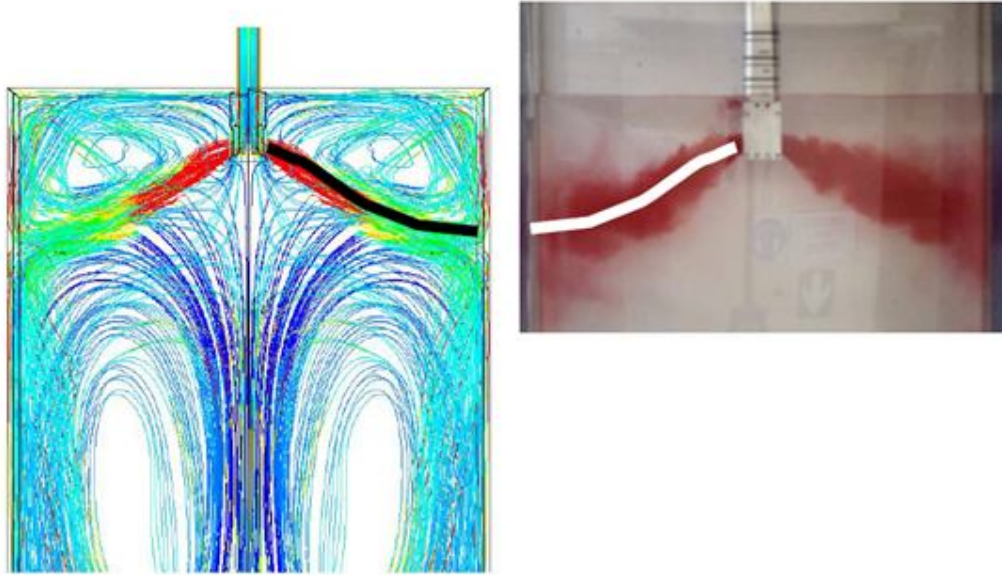


Figura 3.48 - Validação do modelo matemático com o modelo físico (CRAIG et al., 2005).

CHO et al. (2017) realizaram simulações físicas e matemáticas para avaliação do efeito do ângulo da porta de saída da válvula submersa. Dentre os resultados obtidos, os autores identificaram padrão de escoamento semelhante quando se compara os resultados obtidos via modelo físico e via modelo matemático, conforme figura 3.49.

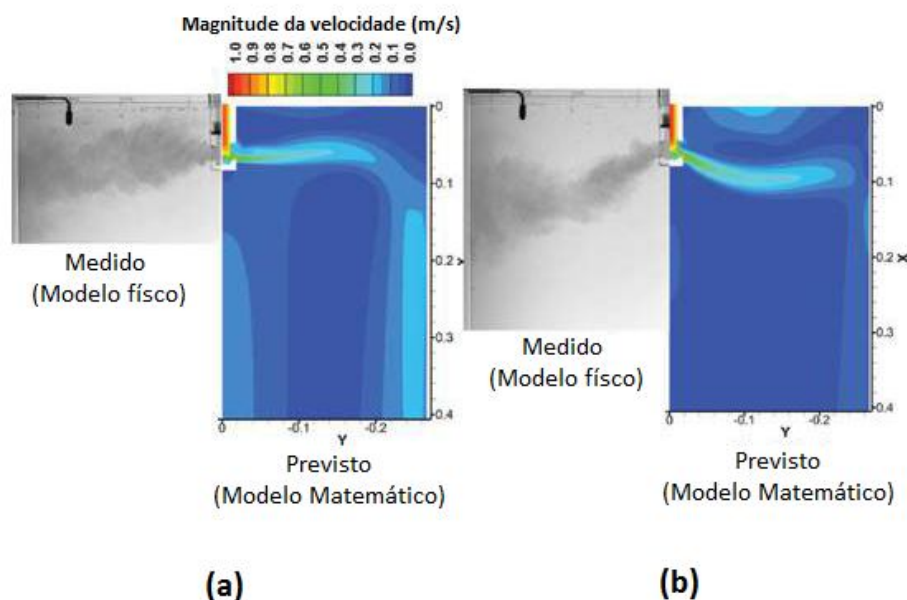


Figura 3.49 - Comparação de padrão de escoamento entre o modelo físico e matemático, (a) Porta de saída da válvula -  $+15^\circ$  e (b) Porta de saída da válvula de  $-15^\circ$  (CHO et al., 2017).

Para simulação de um sistema bifásico (líquido e gás), uma variável de grande importância a ser considerado é o tamanho da bolha. CHO, THOMAS e KIM (2018) estudaram o comportamento e distribuição do tamanho de bolhas inseridas no conjunto tampão, distribuidor e molde de lingotamento de placas para modelo a frio. Neste trabalho foram estudadas a formação, quebra e coalescência das bolhas, utilizando uma câmera de alta resolução para os cálculos das principais variáveis de interesse. Os autores concluíram em seus experimentos que o diâmetro médio é da ordem de 3 a 4 mm.

NEVES e TAVARES (2017) simularam diâmetro de bolha igual a 3mm, enquanto que MORALES (2008) considerou 5mm. SILVEIRA (2011) avaliou o efeito do diâmetro de bolha de 2 a 5 mm na taxa de circulação no reator de refino RH, concluindo que não houve correlação entre esses parâmetros. NASCIMENTO (2014) aplicou diâmetro de bolha igual a 1mm no distribuidor de modelo a frio.

De acordo com estudo de SZEKELY e THEMELIS (1971), para números de Reynolds elevados, a bolha tende a ser de aproximadamente 3,8mm, independente do diâmetro do orifício de injeção, conforme apresentado na figura 3.50.

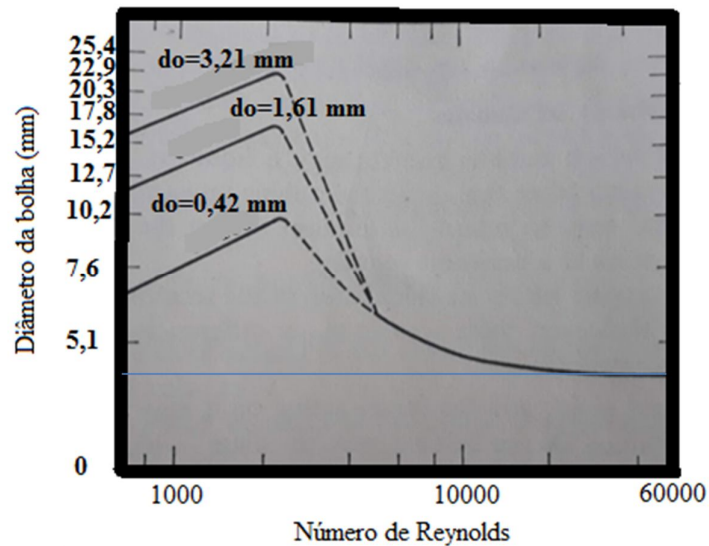


Figura 3.50 – Variação do diâmetro da bolha com o diâmetro do orifício e número de Reynolds, sendo  $d_o$  o diâmetro do orifício de injeção de gás (SZEKELY e THEMELIS, 1971).

Portanto, o modelo matemático é uma ferramenta extremamente útil para simular condições de escoamento, alterando e adicionando diversas variáveis para se aproximar o máximo possível do processo, sem correr riscos operacionais.

### 3.3.3.3 Fator F

Com o intuito de mensurar empiricamente a turbulência no menisco, TESHIMA et al. apud SENGUPTA, DILLON e DIXON (2010) propuseram o conceito do fator F e estabeleceram correlações de valores deste fator com flutuações de nível no molde.

O valor de fator F pode ser obtido mediante cálculos utilizando a distância do ponto de impingimento ao menisco ou profundidade de colisão (D), ângulo entre o vetor velocidade e o plano horizontal no ponto de impingimento ou ângulo de colisão ( $\theta$ ), velocidade de impacto junto à face estreita ou velocidade de colisão ( $V_e$ ), massa específica do líquido ( $\rho_L$ ) e vazão de entrada do líquido ( $Q_L$ ), conforme equação 3.3 e figura 3.51.

$$F = \frac{\rho_L \cdot Q_L \cdot V_e (1 - \sin \theta)}{4} \cdot \frac{1}{D} \quad (3.3)$$

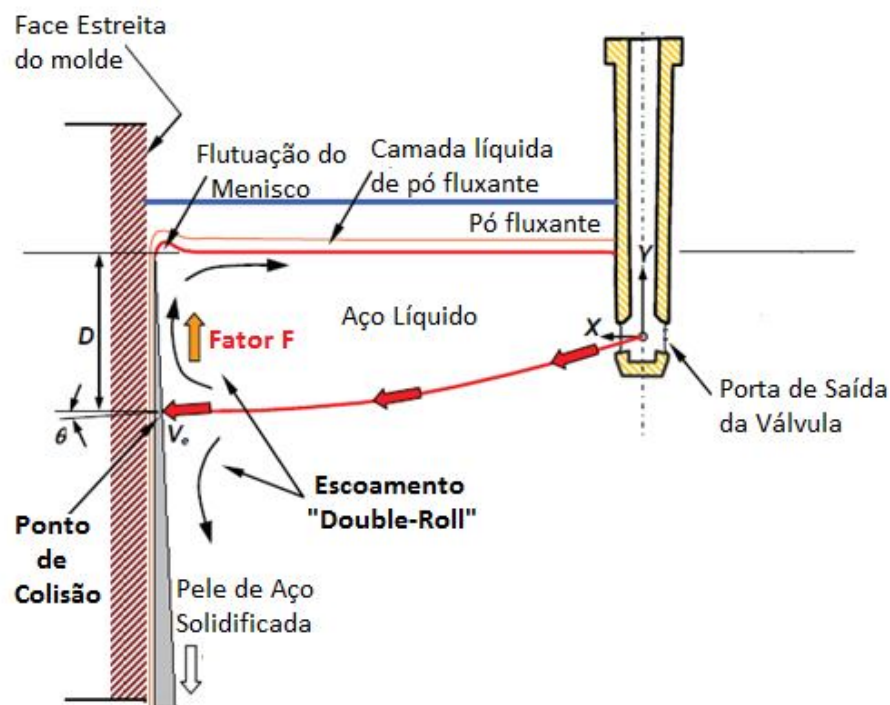


Figura 3.51 - Visão esquemática da trajetória do aço líquido saindo da válvula e colidindo com a pele de aço (TESHIMA et al. apud SENGUPTA, DILLON e DIXON, 2010).

Com o passar dos anos, experiências foram sendo realizadas e correlações obtidas, principalmente correlações entre fator F e ocorrência de defeitos superficiais. Em 1992, a NKK correlacionou o fator F com a ocorrência de esfoliação (“Slivers”) em bobinas e

recomendou uma faixa ótima de trabalho do fator F, que seria de 3 a 5 (NAKAMURA et al. apud SENGUPTA, DILLON e DIXON, (2010)).

KOLLBERG et al. apud CARVALHO (2013) relataram que há uma relação direta entre o valor do fator F com a velocidade superficial na região do menisco, conforme figura 3.51. Os autores constataram no trabalho que a velocidade superficial ideal para menor geração de defeitos no produto seria algo na faixa de 0,20 a 0,35m/s, o que segundo a correlação proposta na figura 3.52, forneceria valores do fator F na faixa de 3,0 a 4,5.

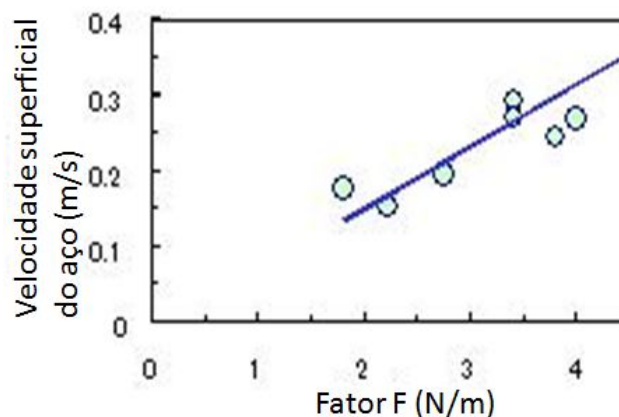


Figura 3.52 - Correlação entre velocidade superficial e fator F (KOLLBERG et al. apud CARVALHO, 2013).

CARVALHO (2013) validou em seu trabalho, através da técnica PIV, a correlação entre fator F e velocidade superficial. Mediante diversas simulações realizadas, o autor verificou, conforme figura 3.53, qual simulação apresentou valores de velocidade superficial fora do especificado na literatura como o ideal (0,20 a 0,35m/s).

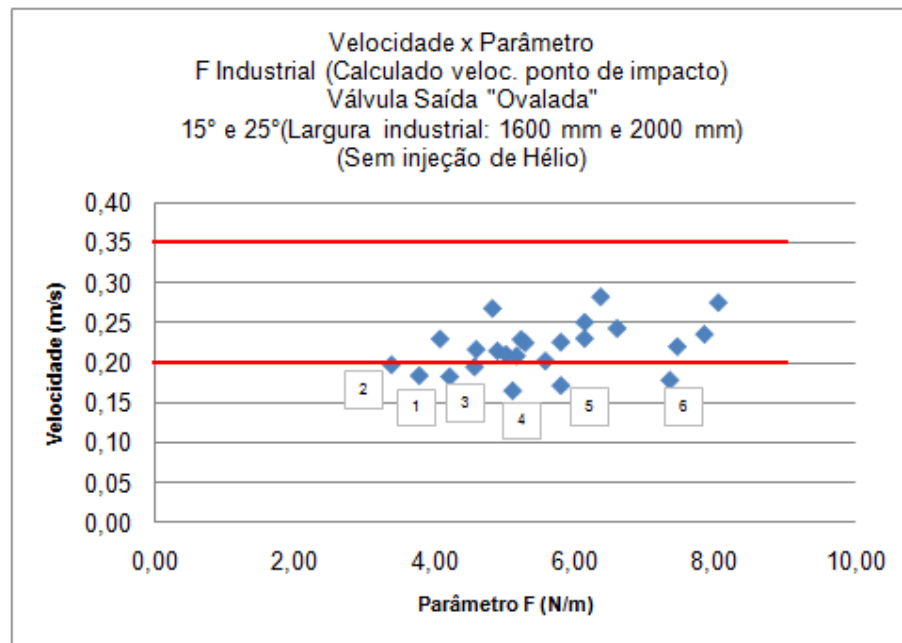


Figura 3.53 - Velocidade superficial para máquina industrial empregando válvula de corpo padrão com geometria da porta de saída em formato ovalado de 15° e 25° sem injeção de Hélio nas larguras de 960mm (modelo) e 1200mm (modelo) (CARVALHO, 2013).

Os pontos de 1 a 6 destacados pelo autor na figura referem-se a:

- 1- Molde com 1600mm de largura, válvula padrão, com saída “ovalada”, ângulo da porta de saída de 15°, imersão de 180mm e vazão de lingotamento de aproximadamente 4,21t/min;
- 2- Molde com 2000mm de largura, válvula padrão, com saída “ovalada”, ângulo da porta de saída de 15°, imersão de 180mm e vazão de lingotamento de aproximadamente 4,44t/min;
- 3- Molde com 2000mm de largura, válvula padrão, com saída “ovalada”, ângulo da porta de saída de 15°, imersão de 180mm e vazão de lingotamento de aproximadamente 4,8 t/min;
- 4- Molde com 2000mm de largura, válvula padrão, com saída “ovalada”, ângulo da porta de saída de 15°, imersão de 130mm e vazão de lingotamento de aproximadamente 4,44t/min;

- 5- Molde com 2000mm de largura, válvula padrão, com saída “ovalada”, ângulo da porta de saída de 15°, imersão de 130mm e vazão de lingotamento de aproximadamente 5,18t/min;
- 6- Molde com 2000mm de largura, válvula padrão, com saída “ovalada”, ângulo da porta de saída de 15°, imersão de 130mm e vazão de lingotamento de aproximadamente 5,18t/min.

O autor, com estes resultados, recomendou a alteração do ângulo de porta de saída para determinadas larguras de placa, reduzindo o fator F e otimizando a velocidade superficial. O mesmo autor correlacionou valores do fator F com ocorrência de defeitos, chegando à conclusão que a faixa de 5 a 7 do fator F deve ser evitada.

SENGUPTA, DILLON e DIXON, (2010) correlacionaram valores do fator F com o índice de ocorrência de defeito (“Sliver”) em material ultrabaixo carbono. Além de avaliações do fator F, os autores realizaram medições de velocidade superficial na região do menisco, abordando a influência de variações no processo (velocidade de lingotamento) no fator F, na velocidade superficial e na geração de defeitos, conforme figura 3.54.

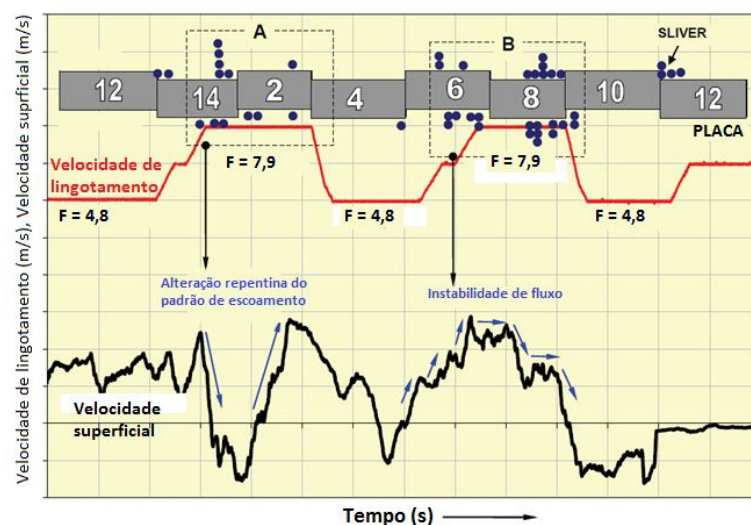


Figura 3.54 - Correlação de geração de “Slivers” para diferentes valores de Fator F e consequentemente diferentes velocidades superficiais, mantendo dimensão do molde e profundidade de válvula submersa constante (SENGUPTA, DILLON e DIXON, 2010).

Os autores concluíram que a formação de defeito é altamente afetada por alterações/ instabilidades das condições de escoamento ou por flutuações de velocidade superficial quando o fator  $F$  é superior a 5,0. A partir destes resultados, práticas operacionais foram ajustadas para melhoria de qualidade superficial de placas e produtos laminados.

Portanto, nota-se que a estimativa do fator  $F$  pode ser um importante recurso para quantificação da turbulência no menisco e, conseqüentemente, uma importante ferramenta para correlacionar com a ocorrência de defeitos superficiais. A realização de simulações em modelos físicos e/ou computacionais permite obter estes valores.

Sabe-se que há em qualquer simulação erros inerentes. O modelamento matemático, por exemplo, é utilizado para contornar a imprecisão inerente do modelamento físico com a utilização de água. No modelo matemático pode ser incluída a análise da transferência de calor e a presença de várias fases. Entretanto, há também várias limitações na modelagem matemática, associadas ao conhecimento das propriedades físicas dos materiais envolvidos e, particularmente, dos modelos de turbulência e de interação entre as diferentes fases presentes. Sendo assim, outra forma de validação é a validação com resultados experimentais obtidos mediante medições no processo, neste caso, durante o processo de lingotamento contínuo. Para o foco atual do trabalho, onde se deseja avaliar a condição de escoamento (padrão e perfil de velocidade), algumas técnicas serão utilizadas para obtenção destes resultados. As principais técnicas de medições no processo serão abordadas nos tópicos a seguir.

### **3.3.4 Técnicas de determinação do perfil de velocidades do aço no molde**

Uma das grandes dificuldades no processo de lingotamento contínuo é o conhecimento do padrão de escoamento do aço no molde, pois o mesmo não pode ser diretamente observado ou medido por métodos convencionais, uma vez que nesta região a temperatura está muito elevada e há uma camada de escória de pó fluxante na região do menisco, ou seja, uma região opaca que impede qualquer visualização abaixo da mesma. Uma forma de identificar o padrão de escoamento real nesta região é realizar medições de velocidade superficiais. Esta variável, conforme abordado anteriormente, é



um parâmetro crucial para se entender o escoamento no molde e, conseqüentemente, fator relevante para determinação da qualidade do produto. Sabe-se que velocidade superficial muito elevada ou muito reduzida pode levar a problemas de qualidade na placa, ou seja, faz-se necessário identificar qual a faixa de velocidade superficial ideal de trabalho. Portanto, a medição de velocidade superficial na região do menisco é importante para conhecer a situação real do processo, além de poder validar modelos de simulações.

Vários métodos de medições vêm sendo desenvolvidos ao longo dos anos. Dentre eles pode-se destacar:

- “Karman Vortex Probe”;
- MFC (“Mass Flow Control”);
- Método da inclinação;
- MFM (“Mould Flow Monitoring”);
- SVC (“Sub-Meniscus Velocity Control”);
- “Nail Board”.

Os tópicos a seguir abordarão com pouco mais detalhe cada um destes métodos.

#### **3.3.4.1 “Karman vortex probe”**

IGUCHI et al. (1994) desenvolveram uma técnica de medição de velocidade horizontal na região do menisco. Este método consiste em submergir uma sonda cilíndrica no molde e medir a frequência de vibração causada pelos vórtices, conforme esquema da figura 3.55.

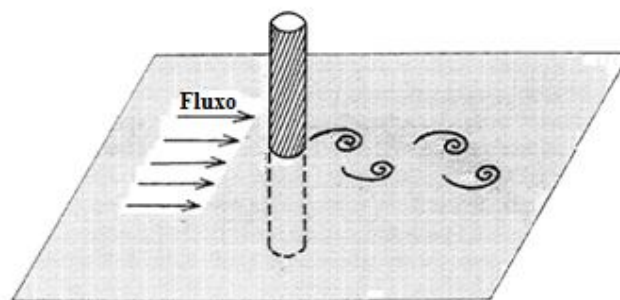


Figura 3.55 - Esquema do método de “Karman vortex probe” (IGUCHI et al., 1994).

Este equipamento requer um suporte muito rígido e filtro para os ruídos existentes no sinal. IGUCHI e TERAUCHI (2002) ressaltam que o método utilizando sonda cilíndrica é eficaz somente para velocidades superficiais entre 10 e 70cm/s. Os autores testaram outros formatos e chegaram à conclusão de que uma barra com formato triangular é capaz de medir velocidades de até 5cm/s.

Este método vem sendo muito pouco utilizado pela limitação em trabalhar apenas em condições de escoamento unidimensional, o que limita a sua similaridade com o processo. Outros métodos mais simples e com maior nível de detalhes têm sido mais utilizados ultimamente.

#### 3.3.4.2 MFC (“Mass Flow Control”)

Foi desenvolvido (AMEPA) um sistema de medição que permite medir a velocidade e direção do fluxo no molde durante o processo de produção. Cada sensor consiste de duas sondas localizadas próximas uma da outra, atrás da placa de cobre no molde. O campo magnético, gerado pelo fluxo de aço em cada sonda, induz um sinal elétrico e o tempo entre geração dos dois sinais indica o tempo que levou a passagem do fluxo entre as duas sondas. A velocidade média é obtida dividindo a distância entre as duas sondas pelo tempo entre a geração dos sinais elétricos (THOMAS et al., 2001).

THOMAS et al. (2001) realizaram comparações entre quatro métodos diferentes para medição de velocidade do fluxo no molde. As comparações foram realizadas entre dois

modelos matemáticos, um modelo físico e medições experimentais utilizando MFC. Na figura 3.56 mostra-se a localização dos sensores no molde e na figura 3.57 os resultados de velocidade obtidos para diferentes velocidades de lingotamento.

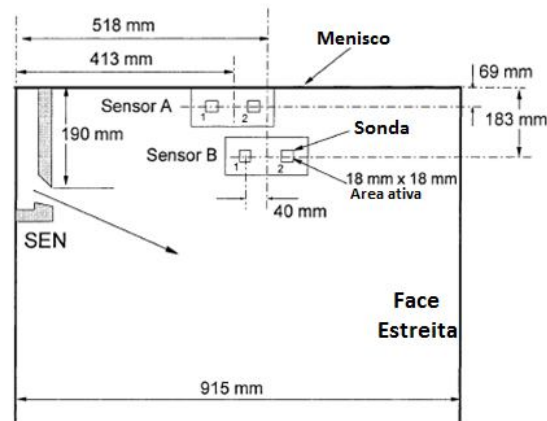


Figura 3.56 - Localização dos sensores eletromagnéticos (THOMAS et al., 2001).

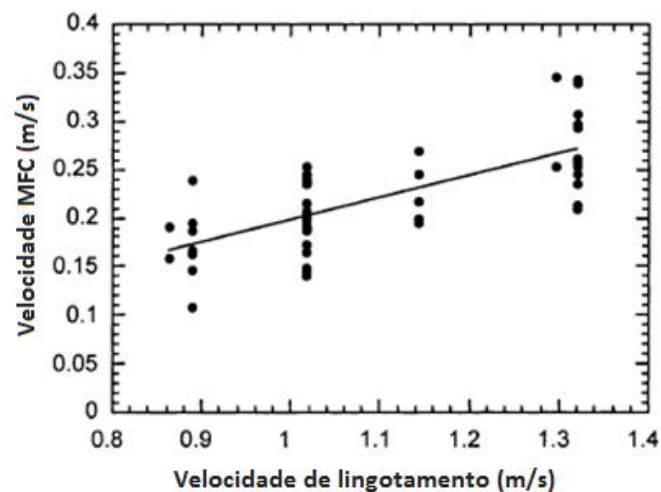


Figura 3.57 - Variação da velocidade medida por MFC versus variação da velocidade de lingotamento (THOMAS et al., 2001).

Os autores concluíram no trabalho que os valores obtidos experimentalmente se aproximaram muito dos valores obtidos via simulações. No entanto, os autores destacam desvantagens deste método. Relatam que os valores são confiáveis quando os

sensores estão localizados em região de escoamento estável. Sensores posicionados em regiões de recirculação, de fluxo normalmente transiente, não produzem valores confiáveis. Além disto, o gasto com a implantação e utilização destes sensores é elevado.

### 3.3.4.3 Método da inclinação

O método da inclinação usa um dispositivo para medir o ângulo de inclinação de um tubo refratário imerso no banho até certa profundidade. A força do escoamento do aço abaixo do menisco provoca o desvio do tubo criando um ângulo de inclinação com a posição vertical, conforme figura 3.58. Além disto, a direção da inclinação indica a direção do escoamento (SINGH e DAS, 2016).

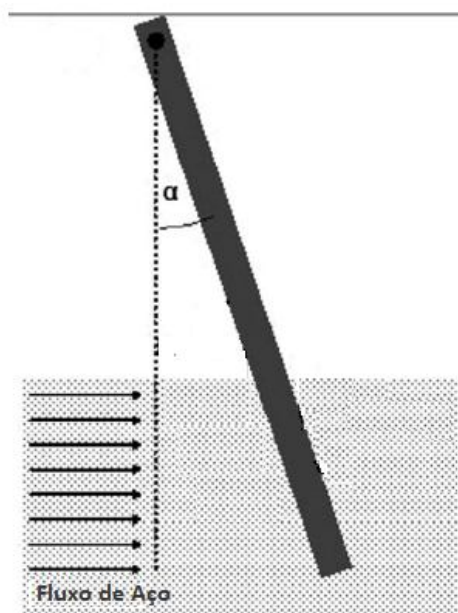


Figura 3.58 - Método da inclinação (VISSER et al. apud SINGH e DAS, 2016).

A velocidade pode ser obtida pela medição do ângulo, conforme equação 3.4, proveniente do balanço de quantidade de movimento, gravidade, flutuação e forças de fricção.

$$\begin{aligned} \sum_{i=\text{aço,escória}} (m_i \cdot l_i) \cdot g \cdot \sin \alpha = \\ \sum_{x=\text{aço,escória}} (V \cdot \rho \cdot l_x) \cdot g \cdot \sin \alpha + 0,5 \cdot C_D \cdot A_{\text{transv,aço}} \cdot \rho_{\text{aço}} \cdot v^2 \cdot l_{\text{aço}} \cdot \cos \alpha \end{aligned} \quad (3.4)$$

Onde:

$m$  = massa dos diferentes componentes do tubo cerâmico;

$l$  = braço do componente ou parte imersa;

$\alpha$  = ângulo da inclinação do tubo com a posição vertical;

$V$  = volume da parte imersa do tubo;

$\rho$  = densidade do líquido;

$C_D$  = coeficiente de arraste;

$A_{\text{transv,aço}}$  = área da seção transversal da parte imersa do tubo;

$v$  = velocidade de escoamento do aço.

KUBOTA et al. (2001) realizaram medições de velocidade de escoamento utilizando o método da inclinação, com atuação ou não de forças eletromagnéticas no molde, sendo capaz de identificar qual a melhor opção para menor geração de defeitos na placa.

#### 3.3.4.4 SVC (“Sub-Meniscus velocity control”)

O método SVC é um dispositivo similar, porém mais evoluído que o método da inclinação. O dispositivo consiste de um sensor de torque conectado a uma sonda refratária, conforme figura 3.59.

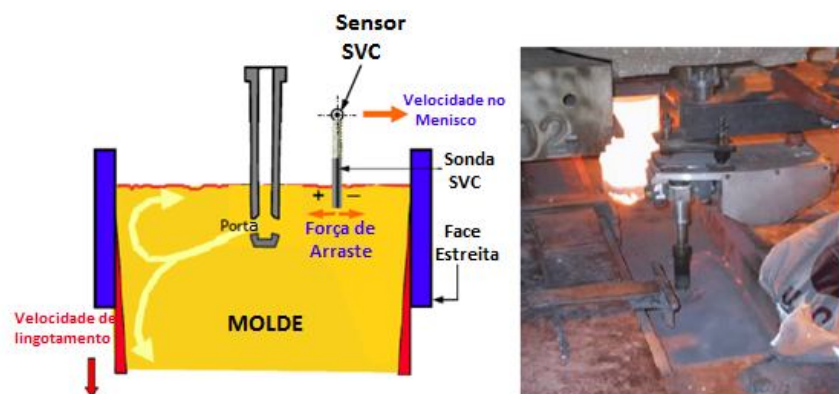


Figura 3.59 - Visão esquemática e foto do dispositivo SVC utilizado na Arcelor Mittal para medição da velocidade no menisco (DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN, 2017).

O escoamento do aço no interior do molde cria uma força de arraste na sonda imersa no banho. O sensor coleta estes dados e os transforma em velocidades superficiais, usando relações desenvolvidas por uma técnica de calibração (DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN, 2017).

DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN (2017) ressaltam que este dispositivo é capaz de obter dados contínuos, por um longo período de tempo, sem oferecer riscos à segurança. Como os dados são obtidos continuamente, é possível observar o efeito de variações no processo sobre a velocidade superficial. Na figura 3.60 está ilustrada uma medição realizada na Arcelor Mittal durante um sequencial, nos dois lados da válvula (curvas azul e vermelha). Neste sequencial monitorado, houve variações de largura, velocidade de lingotamento, profundidade de válvula submersa e vazão de argônio.

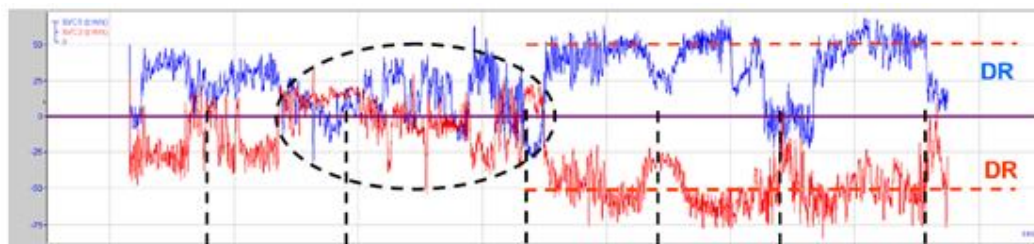


Figura 3.60 - Medições realizadas com o método SVC em um sequencial da Arcelor Mittal (DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN, 2017).

Os autores ainda realizaram medições utilizando o método MFM (“Mould Flow Monitoring”), semelhante ao método MFC, juntamente com o método SVC, sendo os dispositivos posicionados conforme figura 3.61. A partir desta monitoração, foi possível constatar que os dois métodos se assemelham muito em termos de resultados, conforme visto na figura 3.62.

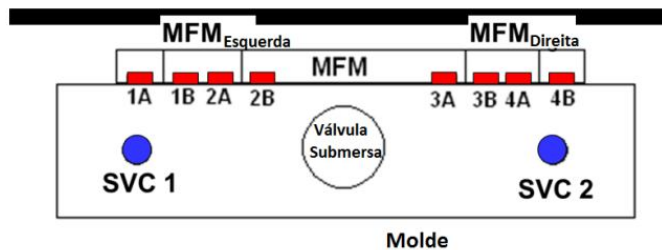


Figura 3.61 - Localização dos sensores MFM e SVC no molde (DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN, 2017).

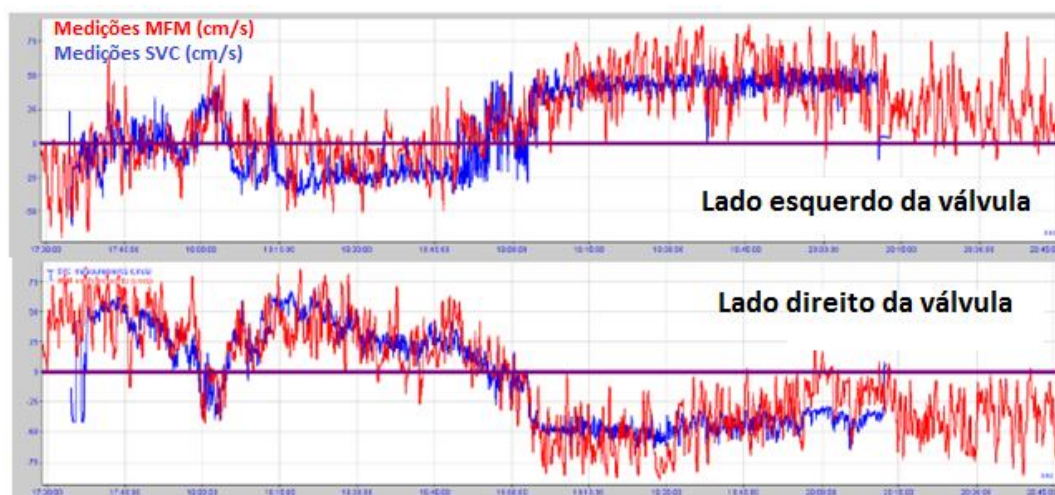


Figura 3.62 - Correlação entre os métodos SVC e MFM (DOMGIN, DJUREN e ASSELBORN, 2017).

Conforme visto na figura 3.53, já discutida neste trabalho, SENGUPTA, DILLON e DIXON (2010) realizaram medições utilizando o método SVC, comparando com valores de fator F, correlacionando com indicações de defeitos nos produtos laminados. Os autores perceberam que a maior quantidade de defeitos se deu em regiões de instabilidade, característicos de variações repentinas de velocidade no menisco, percebido por resultados da medição por SVC.

SINGH e DAS (2016) destacam a limitação deste método, que é trazer informações de apenas um ponto no interior do molde, correspondendo à velocidade média para a profundidade imersa da sonda. Os mesmos ressaltam que deve-se ter cuidado ao

recalibrar os dados de velocidade baseado na profundidade atual da sonda, pois a escória de pó fluxante pode causar desgaste significativo na mesma, alterando esta profundidade e conseqüentemente os resultados.

#### 3.3.4.5 “Nail Board”

O método de medição por “Nail Board” foi primeiramente abordado por Dauby et al. na LTV Steel (DAUBY et al. apud RIETOW e THOMAS, 2008). Trata-se de uma ferramenta que vem sendo muito utilizada nas indústrias dada a sua simplicidade e ao mesmo tempo precisão de informações acerca das condições de escoamento no molde.

O teste consiste em inserir normalmente duas fileiras de pregos de aço fixados em uma base de madeira ou aço, conforme visto na figura 3.63. Algumas empresas utilizam também arames de alumínio juntamente com os pregos de aço para medir a camada de escória líquida. Os pregos são imersos no banho ao lado da válvula submersa, entre as faces largas, durante aproximadamente 3 segundos, para formação de uma camada solidificada no prego. Na figura 3.64 demonstra-se os passos realizados para o ensaio. RIETOW e THOMAS (2008) abordam que tempo de imersão em excesso pode causar fusão dessa camada solidificada formada no prego ou causar solidificação da superfície do aço no molde. Em moldes onde são usados dispositivos eletromagnéticos, é necessário que os pregos sejam de aço inoxidável, evitando assim que forças eletromagnéticas tenham interferência nos resultados.



Figura 3.63 - Pregos fixados em um apoio de aço (DAUBY, 2012).



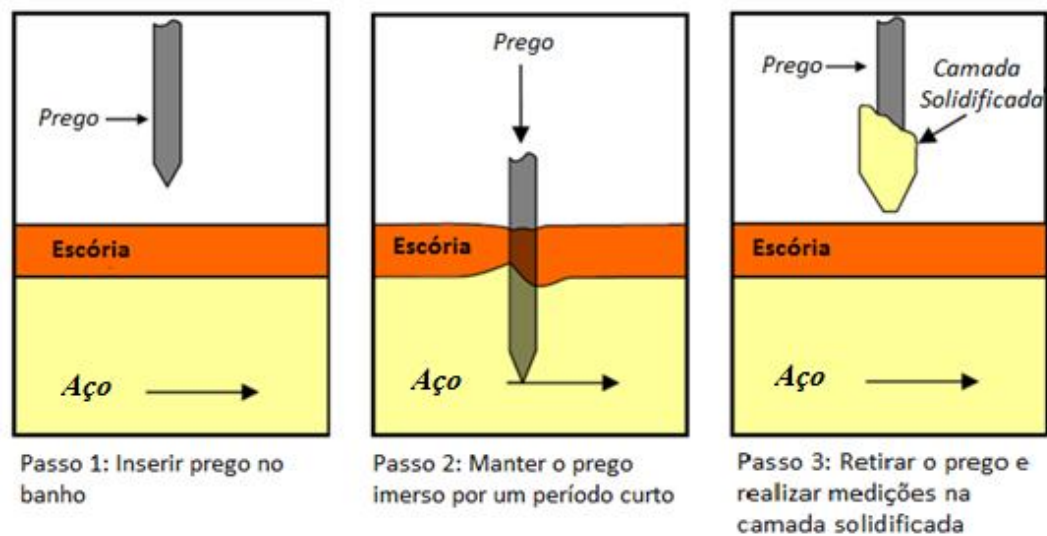


Figura 3.64 - Passo a passo da medição por “nail board” (RIETOW e THOMAS, 2008).

O formato da camada solidificada em cada prego traz informações importantes para entendimento do padrão de escoamento e velocidade superficial. O ângulo indicado pela protuberância (“knob”) formada no prego indica a direção do escoamento naquele instante e a diferença entre a maior e menor altura desta protuberância ( $\Delta h$ ), assim como o diâmetro desta camada solidificada, traz a informação essencial para cálculo da velocidade superficial. As figuras 3.65 e 3.66 mostram como são observados e medidos estes valores de  $\Delta h$ .

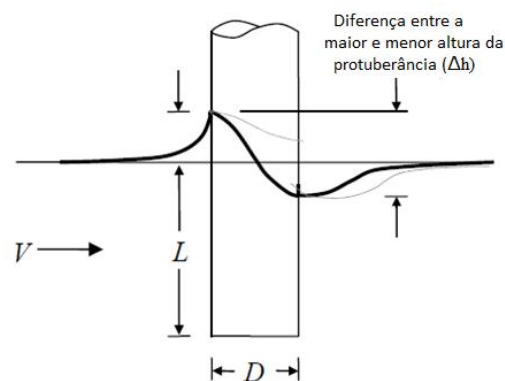


Figura 3.65 - Visão esquemática da obtenção de  $\Delta h$  (RIETOW e THOMAS, 2008).

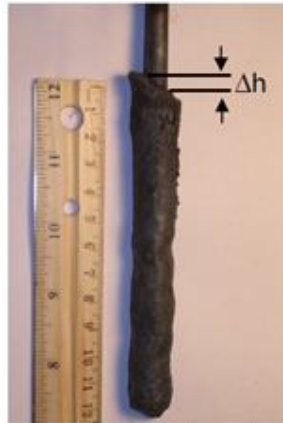


Figura 3.66 - Foto exemplificando medição de  $\Delta h$  em um prego (RIETOW e THOMAS, 2008).

RIETOW e THOMAS (2008) realizaram simulações em modelo de escoamento multifásico tridimensional com superfície livre, sendo este modelo validado com simulações e medições experimentais em uma planta de lingotamento contínuo. Os autores constatam que a velocidade superficial é função da diferença entre a maior e menor altura da protuberância da camada solidificada no prego e do diâmetro desta camada solidificada no prego.

Os autores abordam no trabalho outra forma de obtenção deste  $\Delta h$  a partir da equação de Bernoulli, baseado em um balanço de energia, convertendo a energia cinética em energia potencial, conforme equação 3.5. Este cálculo também foi utilizado no trabalho para efeito de comparação e validação do modelo.

$$p + \frac{1}{2}\rho V^2 + \rho gh = C; \text{Portanto: } \Delta h = \frac{V^2}{2g} \quad (3.5)$$

Após validações, foi observado que  $\Delta h$  cresce quase que linearmente com a velocidade, quando a mesma está situada entre 0,2 e 0,5m/s. Dentro desta região, conhecendo o diâmetro do prego com a camada solidificada, o valor de  $\Delta h$  pode ser utilizado para determinar a velocidade superficial com precisão, conforme o modelo proposto, apresentado na figura 3.67. Os autores ressaltam que valores de  $\Delta h$  muito baixos (<

2mm) indicam velocidades superficiais muito baixas e valores de  $\Delta h$  muito elevados (dependendo do diâmetro do prego) indicam velocidades muito elevadas. Sendo assim, os autores consideraram que o ideal é que este valor de  $\Delta h$  esteja dentro de uma faixa intermediária, nas quais correspondem à velocidade compreendida entre 0,2 e 0,5m/s, que segundo os autores, é a faixa ótima para qualidade no lingotamento contínuo.

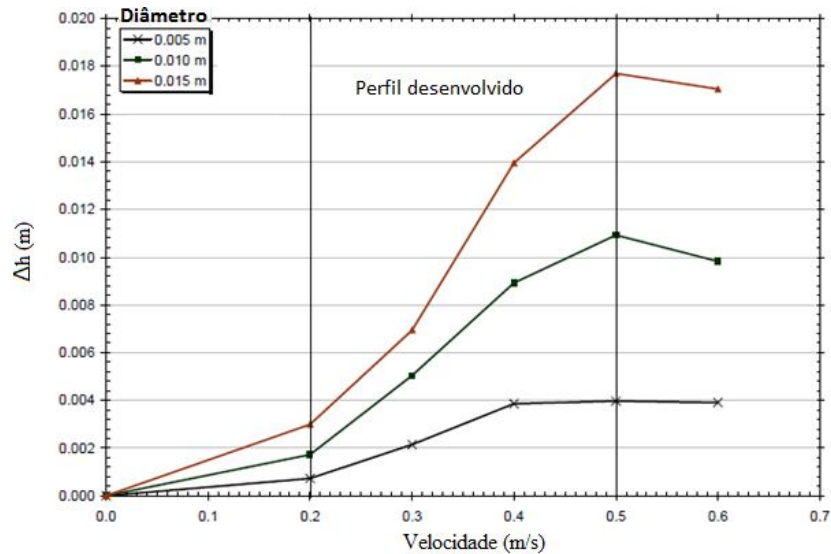


Figura 3.67 - Relação entre  $\Delta h$  e velocidade superficial (RIETOW e THOMAS, 2008).

LIU et al. (2011) realizaram medições de velocidade superficial durante lingotamento contínuo utilizando os métodos de “nail board” e SVC. Para medição da velocidade utilizando “nail board”, foi feito um ajuste da curva proposta por RIETOW e THOMAS (2008), conforme equação 3.6 e figura 3.68.

$$V_m = 0,624 \cdot \phi_{cam.solidif}^{-0,696} \cdot \Delta h^{0,567} \quad (3.6)$$

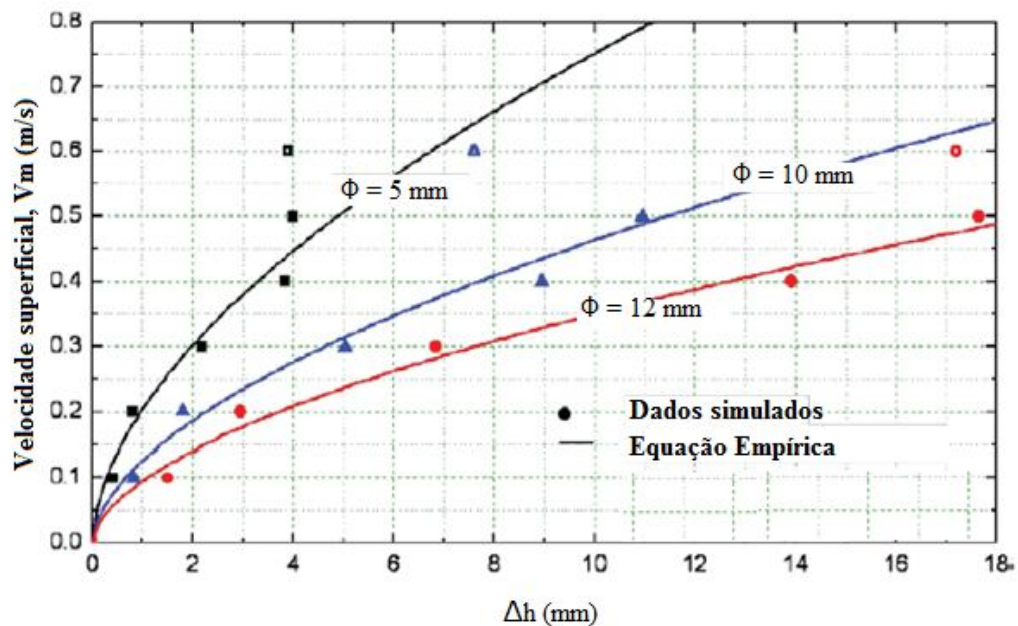


Figura 3.68 - Curvas de conversão de  $\Delta h$  em velocidade superficial (LIU et al., 2011).

Os resultados das medições e comparações entre os dois métodos (SVC e “nail board”) podem ser visualizados na figura 3.14, já apresentada anteriormente. Nota-se grande coerência entre os resultados dos dois métodos. LIU et al. (2011) concluem em seu trabalho que o método de “nail board” é um método muito simples e ao mesmo tempo muito confiável, tornando-se uma ferramenta poderosa de medição de velocidade superficial e conhecimento do padrão de escoamento no molde.

DAUBY (2012) ressalta em seu trabalho que a forma da protuberância formada no prego é determinada pela direção do escoamento do aço líquido no menisco, ou seja, além da informação da velocidade na região do menisco, a informação do padrão de escoamento (“Single Roll”, “Double Roll”) também pode ser interpretada pelos resultados obtidos por este método. O autor comenta que a técnica pode ser facilmente utilizada pelos operadores de veio para auxiliar no conhecimento do que está acontecendo no menisco naquele instante. Apesar de não parecer muito científico, o autor ressalta que o método já foi reconhecido por diversas universidades e centros de pesquisas, além de ser atrativo em diversas empresas.

Dauby (2012) cita um exemplo de uma empresa, que no ano 2000 converteu uma das máquinas de lingotamento, passando de concepção curva para vertical-curva, e se surpreendeu ao verificar, após conversão, ocorrências de defeitos nos produtos laminados. Utilizaram então a técnica de “nail board” para averiguação do padrão de escoamento na região do menisco. Após análises, verificaram que as ocorrências de defeito se concentravam em condições de escoamento “Single Roll”, conforme mostra a figura 3.69.

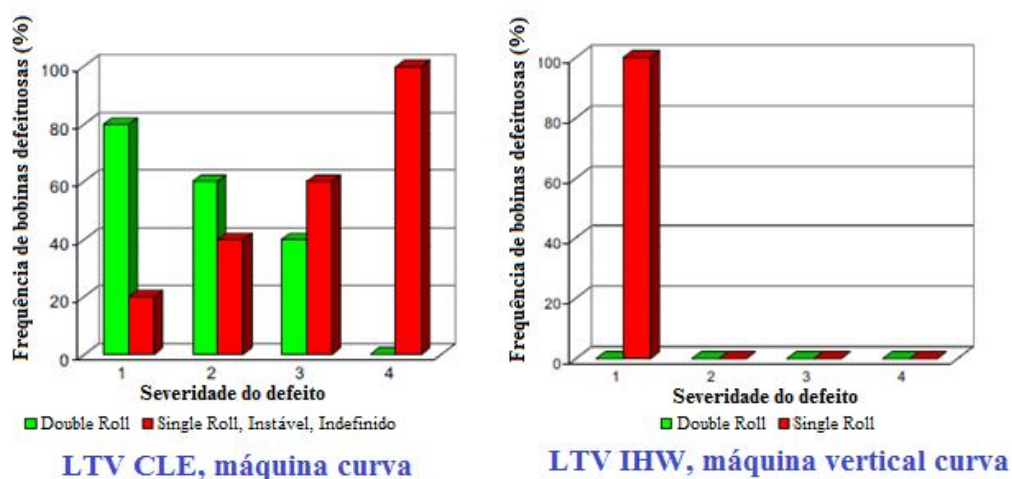


Figura 3.69 - Frequência de defeitos x padrão de escoamento na LTV – Indiana Harbor (ASSAR, DAUBY e LAWSON apud DAUBY, 2012).

LEE et al. (2008) utilizaram o método de “nail board” para identificar o perfil de velocidades na região do menisco ao alterar a vazão de argônio na válvula interna do distribuidor. Conforme apresentado na figura 3.70, os autores puderam concluir, através de resultados obtidos pelo método, a influência do aumento da vazão de argônio no perfil de velocidades e consequentemente no padrão de escoamento. Nota-se pela figura uma tendência de alteração do padrão de escoamento de “Double Roll” para “Single Roll”.

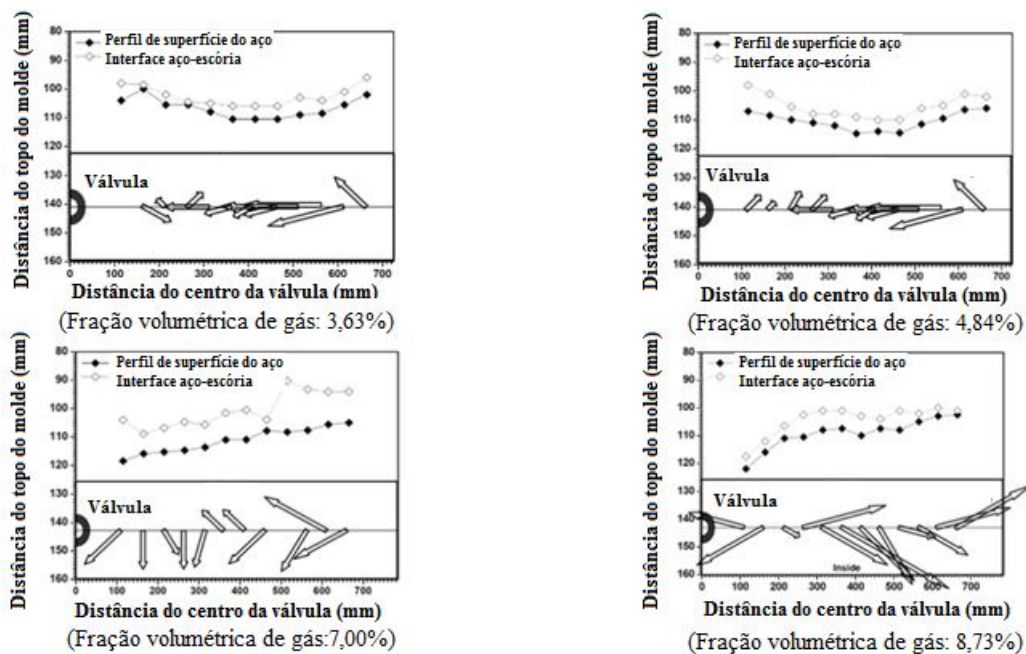


Figura 3.70 - Condições de escoamento para diferentes vazões de argônio, utilizando o método Nail board (Velocidade é proporcional ao comprimento da seta) (LEE et al., 2008).

CHO, KIM e THOMAS (2014) investigaram o comportamento do escoamento empregando o método de “nail board” aliado a simulações matemáticas. Os autores buscaram avaliar o perfil de velocidade, o nível de aço no molde e a espessura de camada de escória líquida, mapeando toda a região compreendida entre a válvula submersa e a face estreita (FE). Como a empresa em que os ensaios foram realizados utiliza o controle de vazão do distribuidor para o molde por meio de válvula gaveta e a movimentação da placa de centro ocorre na direção entre as faces largas os autores denominaram as faces largas do molde como raio interno (RI) e raio externo (RE), para avaliar condição de escoamento em cada região (Faces largas). Foram realizadas dez medições, espaçadas de um minuto cada, totalizando 9 minutos de medição. A primeira avaliação realizada pelos autores foi a de posicionamento do nível de aço no molde e da escória líquida de pó fluxante, conforme figura 3.71. Na figura 3.72 pode ser visualizada a média destas 10 medições (a) e o desvio padrão (b).

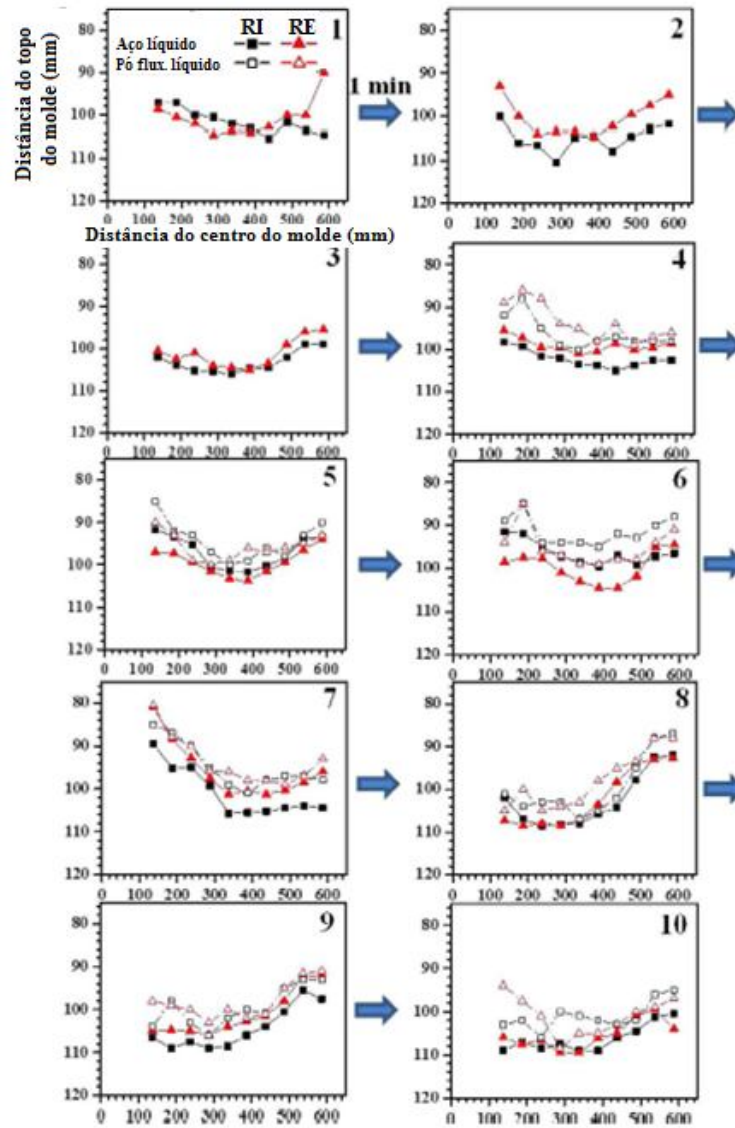


Figura 3.71 - Variações dos perfis de nível de aço e pó fluxante a partir de medições por “nail board” (CHO, KIM e THOMAS, 2014).

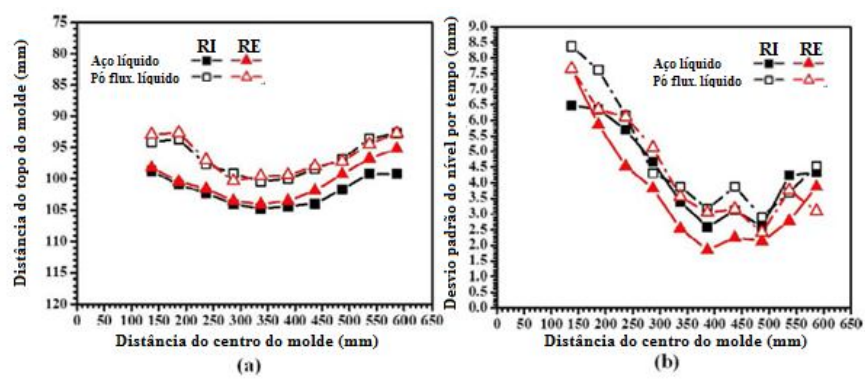


Figura 3.72 - (a) Posicionamento médio do nível. (b) Flutuações de nível (CHO, KIM e THOMAS, 2014).

Considerando estas informações obtidas, os autores puderam verificar que o nível é maior (mais próximo ao menisco) próximo à válvula submersa e à face estreita, o que é típico de um padrão de escoamento “Double Roll”. Após estas análises, foi avaliado o perfil de velocidades na superfície do molde, empregando a equação 3.6. Os resultados obtidos podem ser visualizados na figura 3.73 e 3.74, onde a magnitude da velocidade é representada pelo comprimento da seta.

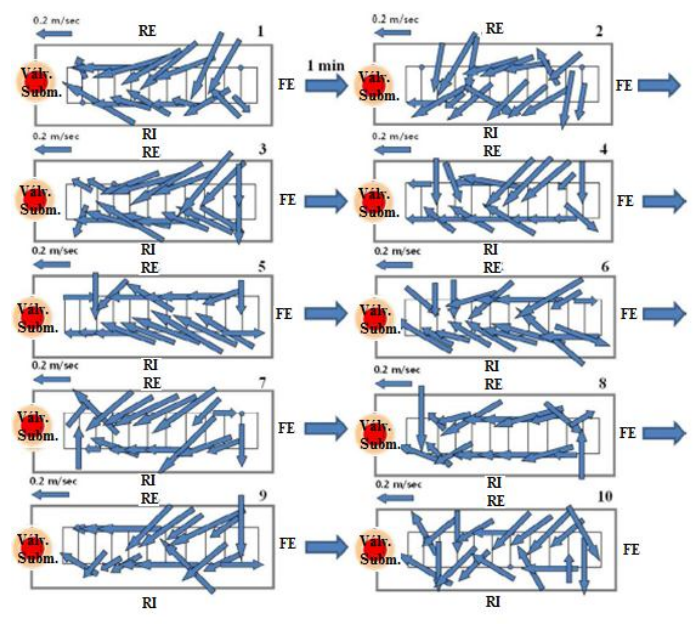


Figura 3.73 - Variações do perfil de velocidade obtido por medições de “nail board” (CHO, KIM e THOMAS, 2014).



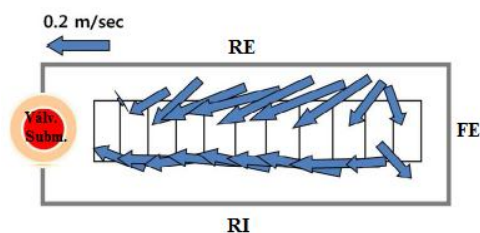


Figura 3.74 - Perfil de velocidade médio (CHO, KIM e THOMAS, 2014).

Foi constatado um padrão de escoamento direcionado à válvula submersa, ou seja, típico de um padrão de escoamento “Double Roll”. Portanto, diferentes avaliações (Nível e perfil de velocidades) direcionaram para percepções semelhantes do escoamento do aço no molde.

Todos estes trabalhos permitem concluir que o método de “nail board” pode trazer informações muito importantes sobre o escoamento no molde. Já foi provado que as informações trazidas por este método são muito confiáveis e que parâmetros de processo podem ser variados e trabalhados com o objetivo de se obter o padrão de escoamento mais estável e com o melhor resultado de qualidade para o produto final.

#### 4 MATERIAIS E MÉTODOS

Conforme visto anteriormente, é bastante complexa a análise e interpretação do processo de formação inicial da pele de aço no molde de lingotamento contínuo, devido à grande quantidade de variáveis de processo. O escoamento do aço no interior deste reator é um dos parâmetros de grande relevância, cujo entendimento e otimização podem contribuir para a melhoria da qualidade superficial de placas e produtos laminados.

Assim, neste trabalho foram desenvolvidos e utilizados métodos para identificação do perfil de velocidades na região do menisco, para diferentes configurações de válvula submersa. Para tanto, medições experimentais utilizando o método de “nail board” foram realizadas. Além disto, um modelamento matemático foi desenvolvido para simulação do escoamento no molde, sendo este modelo validado com ensaios realizados em modelo físico. Os dados e modelos desenvolvidos foram analisados sob o ponto de vista da qualidade superficial das placas produzidas e, conseqüentemente, dos produtos subsequentemente laminados. Na figura 4.1 é apresentado um resumo, em forma de fluxograma, das etapas propostas para a realização do trabalho.

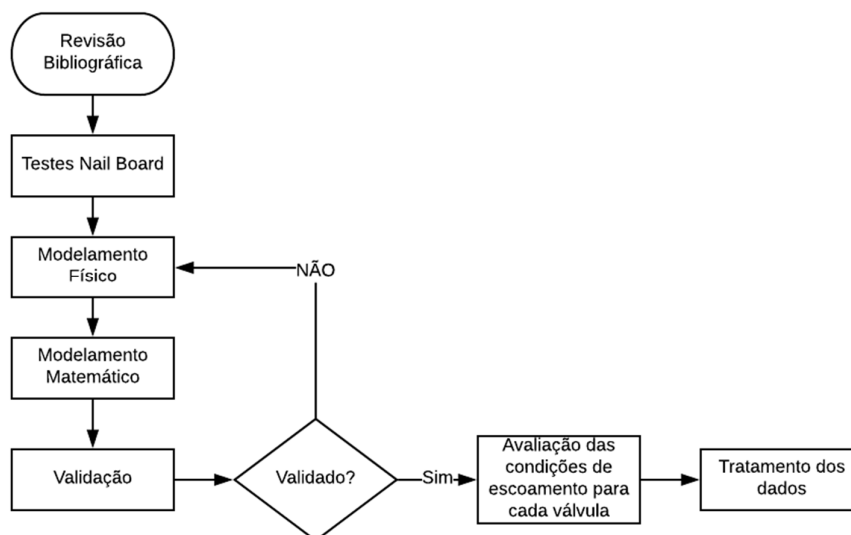


Figura 4.1 - Fluxograma da metodologia a ser adotada no presente trabalho.

A tabela IV.1 lista um resumo das atividades que foram realizadas, as variáveis que foram alteradas e as que ficaram fixas.

Tabela IV.1 - Atividades e parâmetros testados em cada experimento.

Atividades	Variável Teste	Número de Testes	Parâmetros fixos
Modelamento Físico	Válvula submersa com saída <u>redonda</u> e ângulo de <u>-15°</u> .	Triplicata	<ul style="list-style-type: none"> <li>° Largura do molde;</li> <li>° Vazão de argônio;</li> <li>° Velocidade de lingotamento;</li> <li>° Profundidade de válvula submersa;</li> <li>° Pó fluxante.</li> </ul>
Modelamento Matemático	Válvula submersa com saída <u>redonda</u> e ângulo de <u>-15°</u> .	Conforme Modelo	
	Válvula submersa com saída <u>redonda</u> e ângulo de <u>-25°</u> .		
	Válvula submersa com saída <u>oval</u> e ângulo de <u>15°</u> .		
"Nail Board"	Válvula submersa com saída <u>redonda</u> e ângulo de <u>-15°</u> .	9 "boards" para válvula redonda e ângulo de -15° e 8 "boards" para as demais.	
	Válvula submersa com saída <u>redonda</u> e ângulo de <u>-25°</u> .		
	Válvula submersa com saída <u>oval</u> e ângulo de <u>15°</u> .		

A seguir será apresentado um detalhamento de cada uma das etapas propostas para o desenvolvimento do trabalho.

#### 4.1 Técnica Experimental de “Nail Board”

Utilizando a técnica de “nail board” foram realizadas estimativas da velocidade do aço líquido no menisco variando a geometria da válvula (porta de saída e ângulo da porta de saída). O trabalho foi realizado testando três diferentes geometrias de válvula submersa,

mantendo constantes as demais variáveis (largura do molde, vazão de argônio, profundidade de válvula submersa, pó fluxante utilizado, tipo de aço, etc.). As geometrias testadas foram:

- Porta de saída redonda e ângulo da porta de saída de 25°;
- Porta de saída redonda e ângulo da porta de saída de 15°;
- Porta de saída oval e ângulo da porta de saída de 15°.

O método “nail board” consiste em inserir na parte superior do molde duas fileiras de pregos de aço fixados em uma base de madeira ou aço, para formação de uma camada solidificada, que de acordo com suas características indicam a intensidade e a direção do escoamento do aço na região do menisco. Conforme visto na figura 4.2, para as condições testadas neste presente estudo, foram confeccionadas tábuas com duas fileiras de 13 pregos totalizando 26 pregos, equidistantes entre si de 50mm.

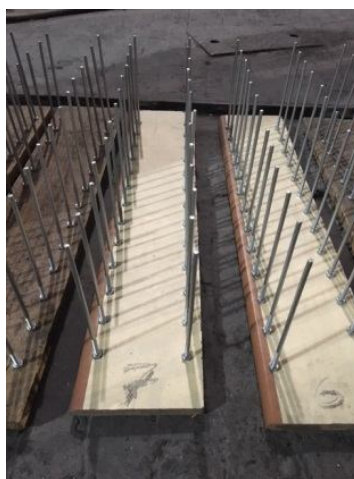


Figura 4.2 – Disposição dos pregos em tábuas de madeira.

Os “boards” foram configurados e enumerados conforme figura 4.3, identificando face estreita (FE) e válvula submersa (VS).

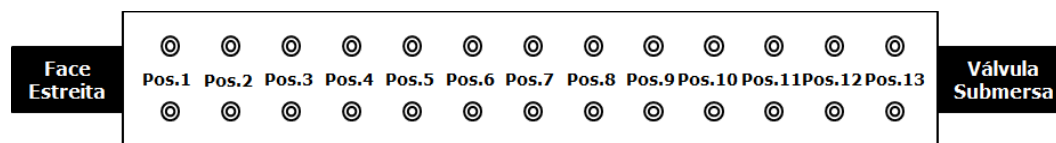


Figura 4.3 – Esquema e organização de cada “board”.

Para melhor interpretação dos resultados, uma vez que as condições do menisco podem se alterar durante o lingotamento mesmo sem alterar condições de processo, buscou-se fazer mais testes no molde para cada configuração de válvula submersa. No total, nove medições, utilizando os dispositivos confeccionados, foram realizadas para cada configuração de válvula submersa.

Os pregos foram imersos no banho ao lado da válvula submersa, entre as faces largas, durante aproximadamente 3 segundos conforme recomendação de RIETOW e THOMAS (2008), para formação de uma camada solidificada no prego. A figura 3.63, apresentada no item 3.3.4.5 da revisão bibliográfica, mostra esquematicamente as etapas do processo de imersão dos pregos no banho. A figura 4.4 apresenta o passo a passo realizado na área industrial no presente trabalho. Na mesma figura é possível notar que duas hastes foram colocadas no molde para dar suporte aos dispositivos de madeira ao serem inseridos no menisco.

O formato da camada solidificada em cada prego traz informações importantes para entendimento do padrão de escoamento e da velocidade superficial. O ângulo indicado pela protuberância (“knob”) formada no prego indica a direção do escoamento naquele instante e a diferença entre a maior e menor altura desta protuberância ( $\Delta h$ ), assim como o diâmetro desta camada solidificada ( $\emptyset$ ), traz a informação essencial para o cálculo da velocidade superficial. A figura 4.5 mostra exemplo de um prego ensaiado, demonstrando como as variáveis de interesse ( $\Delta h$  e  $\emptyset$ ) são obtidas.

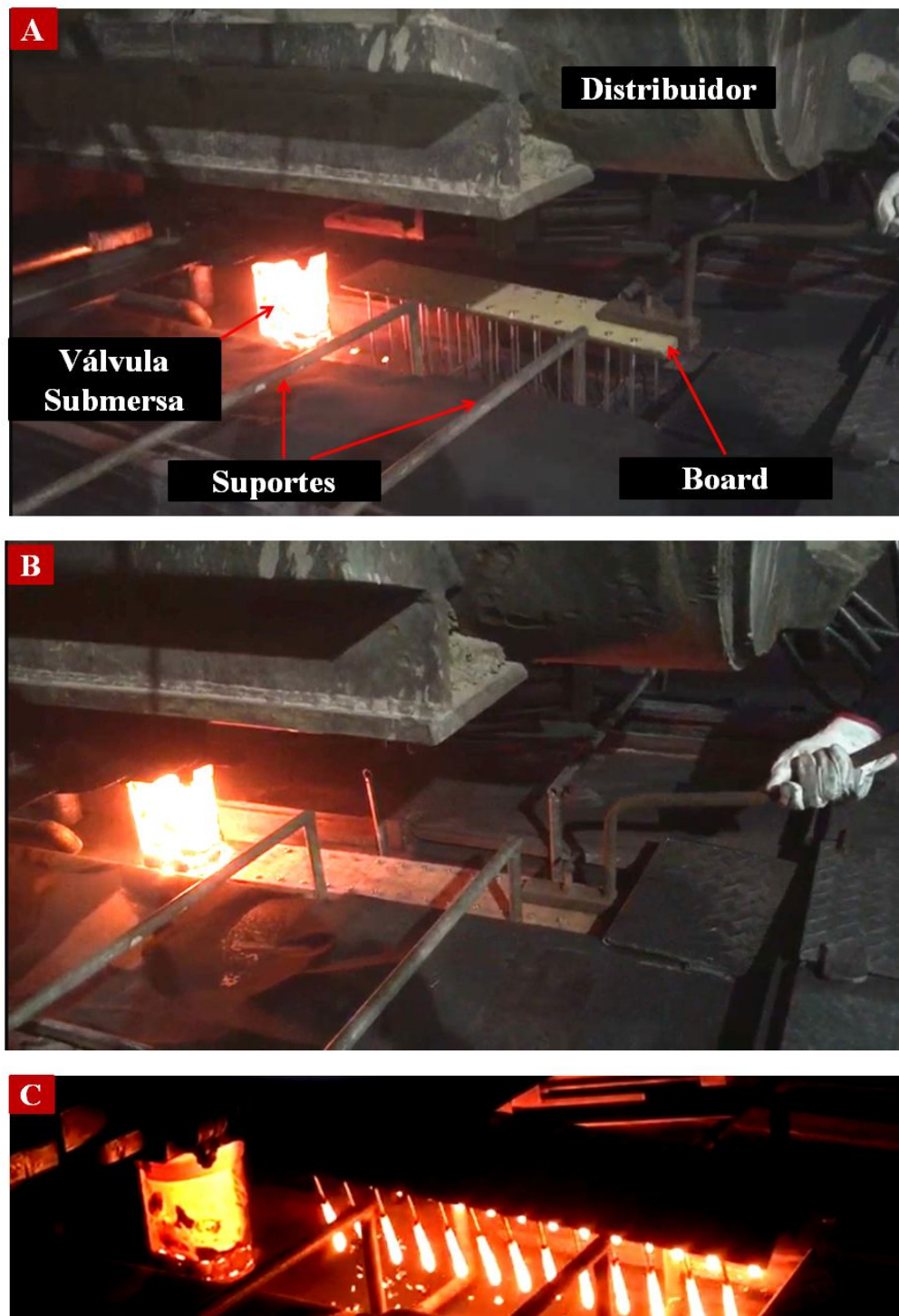


Figura 4.4 – Figuras ilustrativas do passo a passo do ensaio “Nail board”, sendo: (a) posicionamento e centralização do dispositivo acima do menisco; (b) imersão do dispositivo no menisco e (c) retirada do dispositivo do menisco.

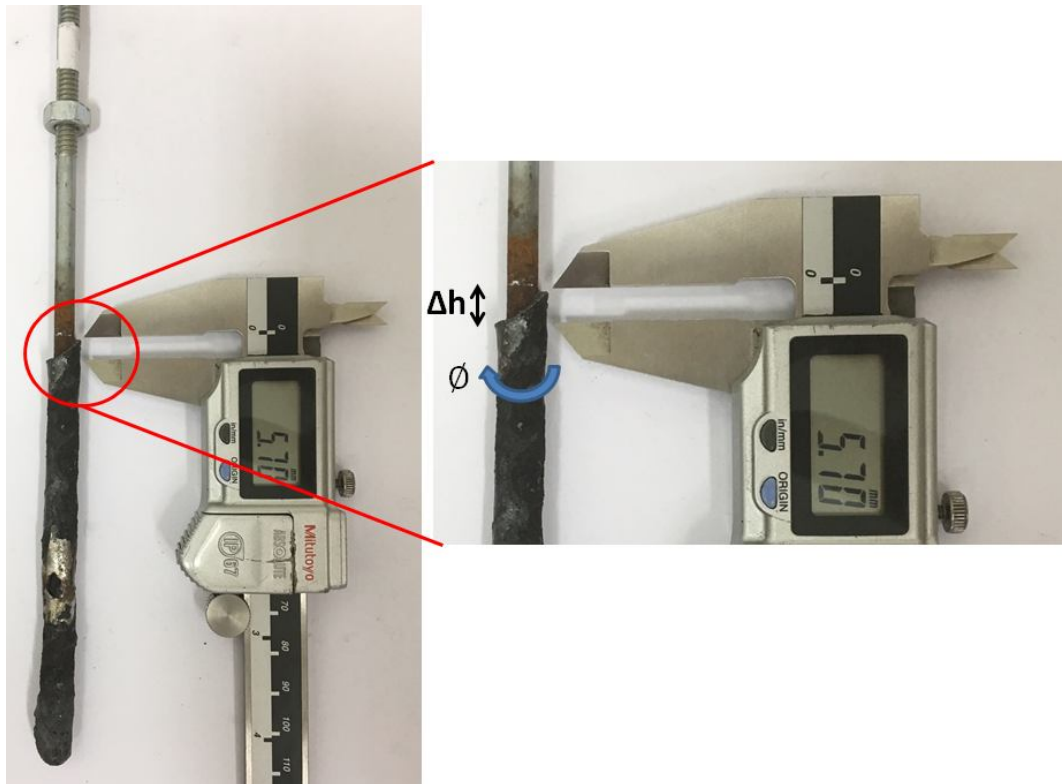


Figura 4.5 – Exemplo de um prego ensaiado e variáveis medidas.

Uma vez conhecido o diâmetro ( $\emptyset$ ) e  $\Delta h$  de cada prego, a velocidade na região do menisco pode ser mensurada pela equação 3.6. Dessa forma, para cada prego, foi estimada a velocidade superficial e, além disto, a direção e sentido do escoamento em cada região. Foram ensaiados, para cada configuração de válvula submersa, 9 “boards” com 26 pregos cada um.

Conforme mencionado anteriormente, foram realizados os ensaios variando a geometria da válvula submersa, mantendo as demais variáveis constantes, conforme indicado na tabela IV.2. O cálculo da fração volumétrica de argônio para cada caso foi realizado utilizando equação 3.1, considerando fator de expansão ( $\beta$ ) igual a 6.

Tabela IV.2 – Variáveis operacionais dos testes realizados.

Teste	Tipo de Válvula Submersa	Profundidade de Imersão (mm)	Largura do Molde (mm)	Vazão de argônio (NL/min)	Fração Volumétrica de Argônio (%)	Diâmetro da Porta de Saída (mm)	"Boards"	Pregos
Teste 1	Redonda (-15°)	153	1850	3,4	5,2	75	9	234
Teste 2	Oval (-15°)	151	1900	3,5	5,2	85/54	8	208
Teste 3	Redonda (-25°)	150	1850	3,4	5,2	75	8	208

Parâmetros como espessura do molde (252mm), velocidade de lingotamento (0,8m/min) e tipo de aço (aços peritéticos) foram iguais para as três situações. Apesar de serem projetados 9 “boards” para cada situação, um destes “boards” apresentou falha durante a medição e teve que ser descartado nos testes 2 e 3. Portanto, para as válvulas de saída oval de -15° e redonda de -25° foram ensaiados 8 “boards”.

#### 4.2 Modelamento Físico

Para realização dos ensaios foi utilizado um modelo em escala 1:3 dos moldes utilizados nas máquinas de Lingotamento Contínuo 1 e 2 da Usiminas. Este modelo foi construído em acrílico e está instalado no Laboratório de Processos de Aciaria e Laminações do Centro de Pesquisa da Usiminas. Na figura 4.6 é apresentada uma fotografia deste modelo identificando cada parte deste sistema.



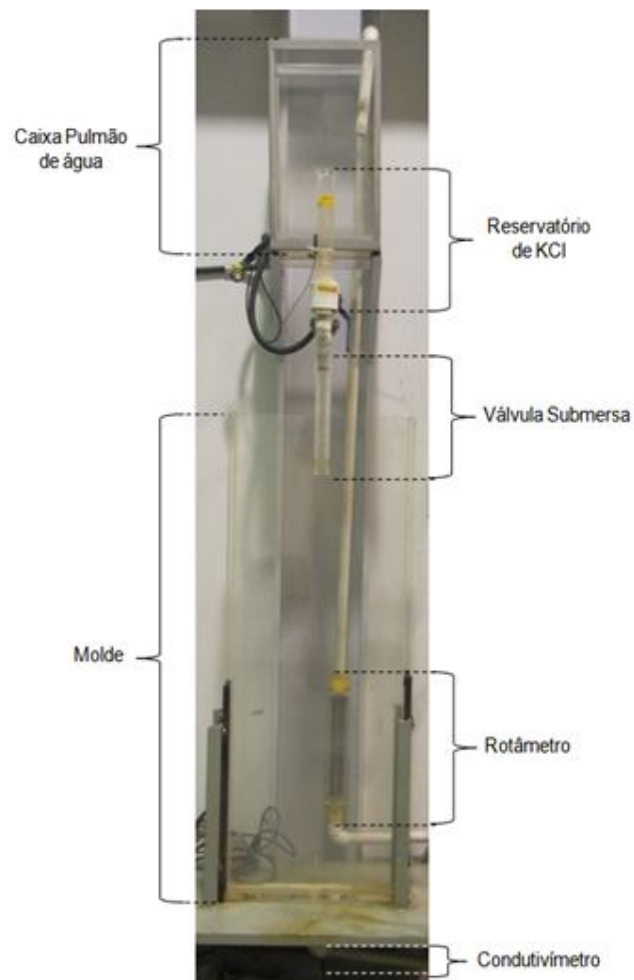


Figura 4.6 - Fotografia do modelo em escala 1:3 do molde utilizado nas máquinas de lingotamento contínuo 1 e 2 (Fonte: USIMINAS).

Para atender o critério de similaridade dimensional, o modelo foi construído seguindo as dimensões internas do reator em escala industrial. As dimensões do modelo bem como do protótipo são apresentadas na tabela IV.3.

Tabela IV.3 - Dimensões do modelo físico em escala reduzida e do protótipo do distribuidor da máquina de lingotamento contínuo 1 e 2 (Fonte: USIMINAS).

	Modelo Físico	Protótipo	Relação entre Dimensões
Altura (mm)	1300	900	0,7
Largura média (mm)	500	1500	3,0
Espessura (mm)	84	252	3,0
Profundidade média da Válvula Submersa (mm)*	50	150	3,0
Diâmetro da Válvula Submersa (mm)	25,4	75	2,9

\*Referência é a parte superior da porta de saída da válvula submersa até o menisco

Os testes foram realizados com vazão de água de 19L/min que representa uma velocidade de lingotamento industrial de 0,8m/min para largura e espessura de 1500 e 250mm, respectivamente. Os ensaios foram desenvolvidos sem e com injeção de gás nitrogênio, adotando a vazão característica da área operacional, sendo ela de 3,5NL/mim. Os critérios de similaridade utilizados foram os de Froude e Froude modificado, cujo detalhamento foi realizado por ZHANG et al. (2007). Para cálculo da vazão de água a ser utilizada no modelo, considerando número de Froude do modelo igual ao do industrial, a equação 4.1 foi utilizada.

$$\frac{Q_M}{Q_I} = \lambda^{5/2} \quad (4.1)$$

Sendo  $Q_M$  e  $Q_I$  as vazões no modelo e industrial respectivamente ( $m^3/s$ ) e  $\lambda$  o fator de escala (1/3).

Para cálculo da vazão de argônio no molde, foi utilizado o número de Froude modificado, conforme equação 4.2.

$$Fr' = \frac{\rho_{N_2} V_{N_2}^2}{(\rho_w - \rho_{N_2}) \cdot g \cdot L_w} = \frac{\rho_{Ar} V_{Ar}^2}{(\rho_s - \rho_{Ar}) \cdot g \cdot L_s} \quad (4.2)$$

Sendo,  $Fr'$  o número de Froude modificado,  $\rho_{N_2}$  e  $\rho_{Ar}$  as densidades dos gases nitrogênio e argônio, respectivamente,  $\rho_w$  a densidade da água,  $\rho_s$  a densidade do aço,  $L_w$  e  $L_s$  comprimentos característicos, sendo a razão entre eles ( $L_w/L_s$ ) correspondente ao fator de escala (1/3) e  $V_{N_2}$  e  $V_{Ar}$  as velocidades dos gases nitrogênio e argônio.

Considerando que a vazão volumétrica de gás ( $Q_g$ ) tem relação direta com a sua velocidade  $Q_g = V_g \cdot \pi D^2 / 4$ , sendo  $D$  o diâmetro do orifício de saída do gás, foi determinada a vazão de gás no modelo. Como no sistema industrial o gás é injetado à temperatura ambiente e sofre expansão, foi considerado um fator de expansão do gás de 6 vezes para ajustar a vazão no modelo físico. Com base nos critérios de similaridade a vazão de gás calculada para utilização no ensaio foi de aproximadamente 2,9NL/min. Para maior controle e facilidade de medição, nos ensaios a vazão utilizada foi de 2,5NL/min.

O gás inerte foi injetado na entrada da válvula submersa, na região que representa o distribuidor. A vazão e pressão de gás foram mantidas constantes em todos os ensaios.

A penetração da válvula foi mantida constante em 50mm em relação a porta de saída, o que representa profundidade de 150mm na área industrial. O nível foi mantido constante ao longo dos ensaios.

Para visualização do escoamento no molde foi utilizado como traçador permanganato de potássio ( $KMnO_4$ ) injetado na entrada do modelo físico e o seu comportamento de dispersão foi monitorado por meio de imagens de vídeo. Os ensaios foram realizados em triplicata de forma a verificar a sua repetitividade.

As imagens de vídeo foram tratadas e avaliadas quanto ao padrão de escoamento desenvolvido, profundidade de incidência na parede do molde e tamanho das bolhas. O tempo de homogeneização foi considerado como o tempo gasto até preenchimento total do traçador na região do menisco no molde. Tal tempo foi obtido via avaliação visual das imagens mostradas quadro a quadro.

Os experimentos foram realizados para apenas uma condição de válvula submersa. Os resultados do modelo indicaram parâmetros que serviram para validar o modelo matemático para obtenção das variáveis de interesse em todas as condições testadas no método experimental (“Nail board”) e computacional.

### 4.3 Modelamento Matemático

Foi desenvolvido um modelo matemático para simular o escoamento tridimensional turbulento do aço líquido, utilizando-se os recursos presentes no software ANSYS/CFX 18.1. Para as simulações em questão foi utilizada a técnica de volumes finitos, sendo que as soluções obtidas permitiram conhecer, de uma forma geral, o padrão de escoamento na região do molde e, em particular, no menisco.

O procedimento para simulação de escoamento, utilizando a técnica CFD (*Computational Fluid Dynamics*), seguiu uma ordem de tarefas, conforme apresentado na figura 4.7.

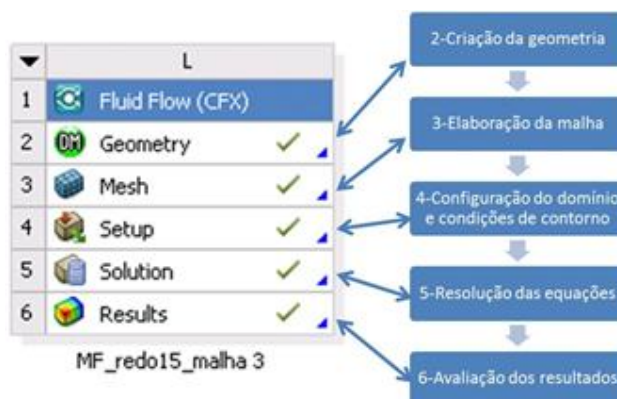


Figura 4.7 – Fluxograma de atividades utilizado para análise do escoamento no molde.

### 4.3.1 Criação da geometria

A geometria foi definida conforme dimensões do modelo físico, apresentado na figura 4.5. As dimensões apresentadas na tabela IV.3 foram a referência para elaboração do modelo computacional 3D no pacote *Design Modeler* do ANSYS exibido na figura 4.8 (a). Para a simulação dos fenômenos considerou-se, devido à existência de dois planos de simetria,  $\frac{1}{4}$  do molde, conforme planos em verde (XZ e YZ), mostrados na figura 4.8 (b).

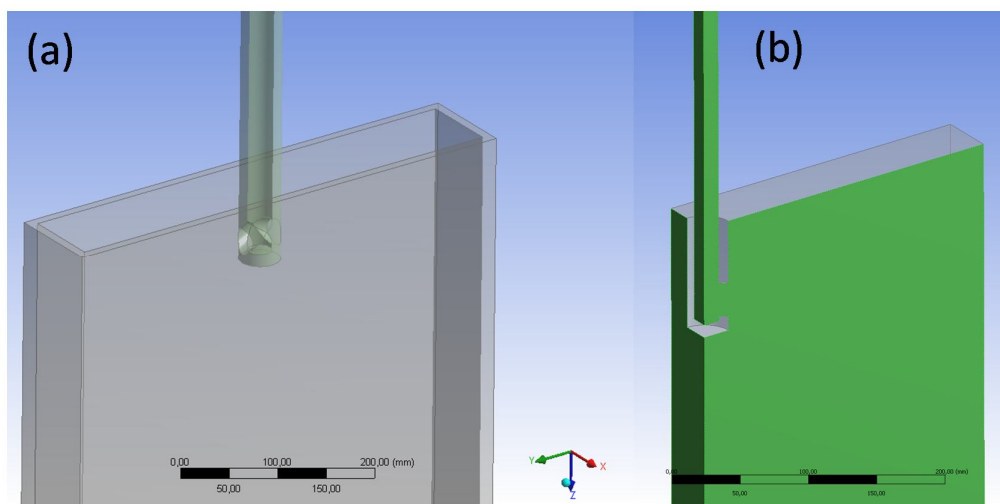


Figura 4.8 – Vista tridimensional do molde (a) e planos de simetria considerados (b).

As diferentes válvulas submersas avaliadas no molde foram construídas tomando-se como referência os desenhos técnicos de cada uma. Assim, tem-se como resultado desta etapa a figura 0.9, com os três tipos de válvulas: redonda de  $-15^\circ$  e  $-25^\circ$  e oval de  $-15^\circ$ . Vale ressaltar que as válvulas de saída redonda diferem uma da outra apenas no ângulo da porta de saída. A válvula de saída oval difere no formato e área da seção transversal da porta de saída.

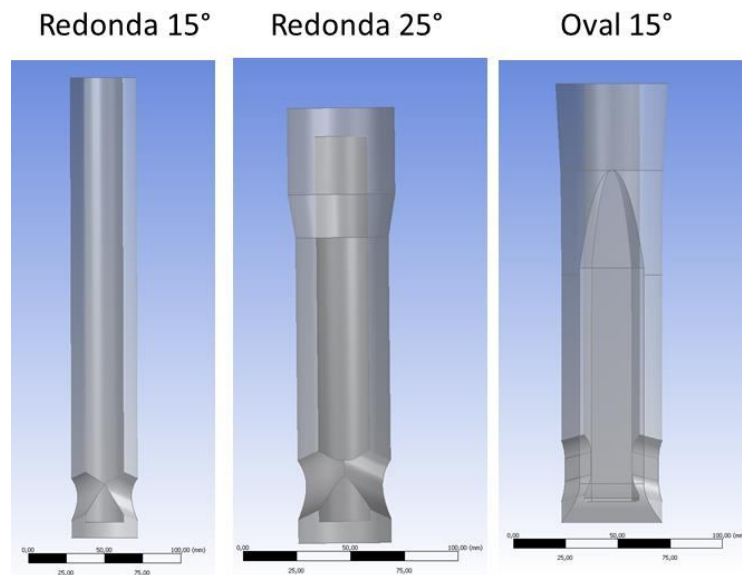


Figura 4.9 – Desenho das válvulas submersas utilizadas nas simulações.

### 4.3.2 Elaboração e análise de independência de malha

Para a geração de malhas foi utilizado o software “MeshTools”, que faz parte do pacote ANSYS – Workbench, etapa 3 da figura 4.7. As malhas utilizadas foram idealizadas para possuírem o núcleo com elementos de volume tetraédricos e as superfícies de formato hexagonal, conforme observado na figura 4.10. Foi criada uma condição de “inflation” com o intuito de gerar elementos do tipo hexagonal próximos às paredes, de acordo com o observado na figura 4.10. Tem-se como boa prática na simulação do escoamento de fluidos a utilização de elementos hexagonais junto às paredes, visto que a direção do escoamento nestas regiões é normalmente paralela às superfícies, assim uma das faces do elemento é ortogonal ao movimento, facilitando a resolução dos balanços de massa e quantidade de movimento. No centro dos domínios recomenda-se utilizar elementos do tipo tetragonais e com isso, a aleatoriedade da associação entre estes elementos contribui para a convergência dos balanços. O tamanho dos elementos de volume para o centro do domínio desta malha inicial variou de 10 a 25 mm.

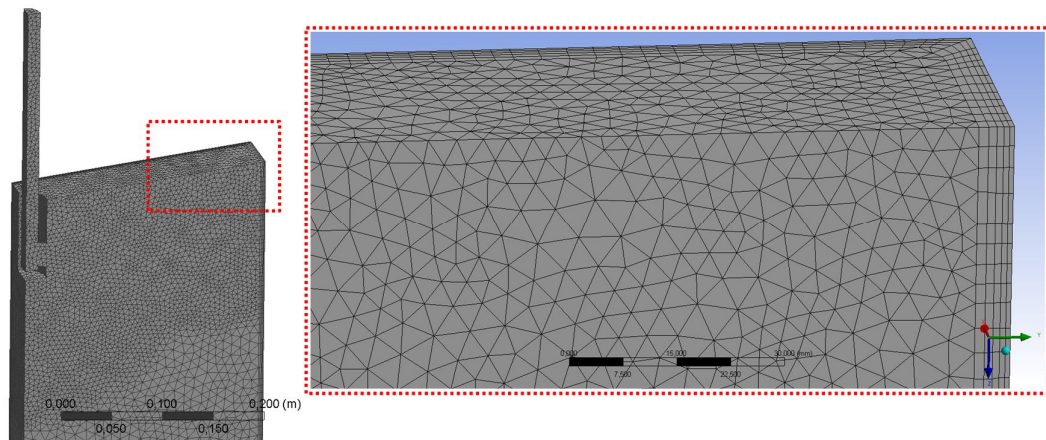


Figura 4.10 – Desenho ilustrativo da malha utilizada e detalhe dos elementos na superfície e centro.

Além do “inflation”, foi inserido outro efeito de refinamento de acordo com a região de interesse da porta de saída, o “face sizing”, que permite diminuir o tamanho dos elementos de volume de acordo com a superfície predefinida, conforme apresentado na figura 4.11, com destaque para as superfícies marcadas em azul.

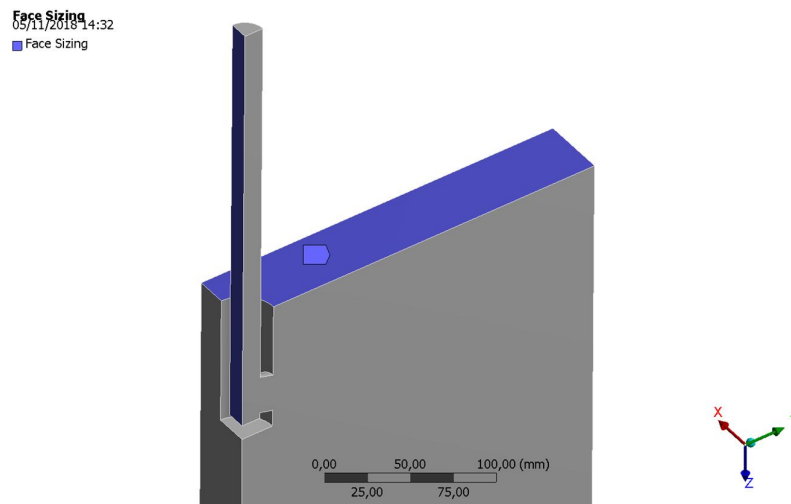


Figura 4.11 – Superfícies utilizadas para refinamento de elementos de volume.

O “face sizing” construído foi elaborado com elementos de volume de 5mm, sendo a taxa de crescimento do elemento igual a 1,025.

O processo de resolução das equações dos balanços de quantidade de movimento, massa e grandezas de turbulência é iterativo e tem associado a ele um erro. Portanto, faz-se necessária a avaliação da independência de malha, que foi inicialmente criada aleatoriamente, e em seguida, foram aplicadas taxas de redução e crescimento nas dimensões principais para análise dos resultados.

As dimensões dos elementos de volume, apresentadas anteriormente, foram aplicadas para elaboração da malha de referência, e a partir desta foram criadas outras malhas, multiplicando-se por um fator. A figura 4.12 mostra os elementos de volume associados às malhas e os respectivos fatores multiplicativos. Por exemplo, na “malha 1” tem-se o tamanho do elemento mínimo geral de 10 mm, conforme citado anteriormente. Para a “malha 2” multiplicou-se esta dimensão por 0,9, portanto o novo valor foi 9 mm e assim sucessivamente para geração das diferentes malhas.

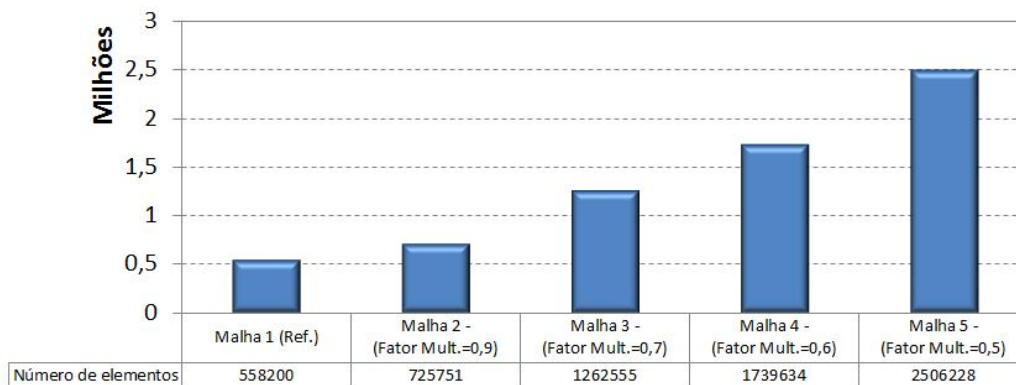


Figura 4.12 – Número de elementos de volume para cada malha elaborada.

### 4.3.3 Definição de propriedades e condições de contorno

As principais propriedades do sistema bifásico simulado (água/nitrogênio) são apresentadas na tabela IV.4, assim como, do sistema aço líquido/argônio. Nas simulações foi adotada a abordagem Euleriana e o gás foi considerado como fase dispersa. A viscosidade cinemática é obtida pela razão da viscosidade dinâmica e a densidade do fluido. Para os sistemas apresentados tem-se uma aproximação da



viscosidade cinemática de  $10^{-6}$ , comprovando a possibilidade de utilizar água para simular o aço líquido.

Tabela IV. 4 – Comparativo das propriedades dos sistemas aço líquido/argônio e água/nitrogênio (NASCIMENTO, 2012).

	<b>Unidade</b>	<b>Símbolo</b>	<b>Aço</b>	<b>Água</b>
<b>Temperatura</b>	$^{\circ}C$	T	1.600	25
<b>Massa específica</b>	$kg/m^3$	$\rho$	7036	997
<b>Viscosidade dinâmica</b>	$Pa \cdot s$	$\mu$	$6,4 \times 10^{-3}$	$1,0 \times 10^{-3}$
<b>Viscosidade cinemática</b>	$m^2/s$	$\nu$	$0,91 \times 10^{-6}$	$1,00 \times 10^{-6}$
<b>Tensão superficial</b>	$N/m$	$\sigma$	1,6000	0,0728

NEVES e TAVARES (2017) utilizaram a tensão interfacial entre as fases de 0,08 N/m, enquanto que CHO, THOMAS e KIM (2018) utilizaram 0,073 N/m, MORALES (2008) 0,072 N/m e NASCIMENTO (2012) 0,0728 N/m. Portanto, nota-se grande aproximação entre os valores desta variável nos trabalhos avaliados.

O desenvolvimento do modelo matemático considerou também:

- escoamento tridimensional e isotérmico, sendo desprezado o efeito da camada solidificada;
- Superfície do banho plana e móvel. A formação de ondas ou a presença de escória de pó fluxante na superfície livre foi ignorada;
- escoamento macroscopicamente estacionário, isto é, os fenômenos envolvidos durante regimes transientes no molde foram desprezados;
- Fluidos newtonianos e incompressíveis, ou seja, densidade e viscosidade constantes;
- Modelo de turbulência k- $\epsilon$  para o líquido e fase dispersa (“Dispersed phase zero equation”) para o gás.

Nas simulações realizadas no presente trabalho considerou-se força de arrasto a partir do modelo de Grace com coeficiente de 2. A modelagem da força de dispersão turbulenta foi considerada a partir do modelo de Lopez de Bertodano, inserindo um coeficiente de 0,2 conforme apresentado na figura 4.13. Além da força de dispersão turbulenta e modelo de força de arrasto, é mostrado o coeficiente de tensão superficial utilizado. Tais considerações partiram de trabalhos já realizados por outros autores, conforme abordado no item 3.3.3.2 deste trabalho.

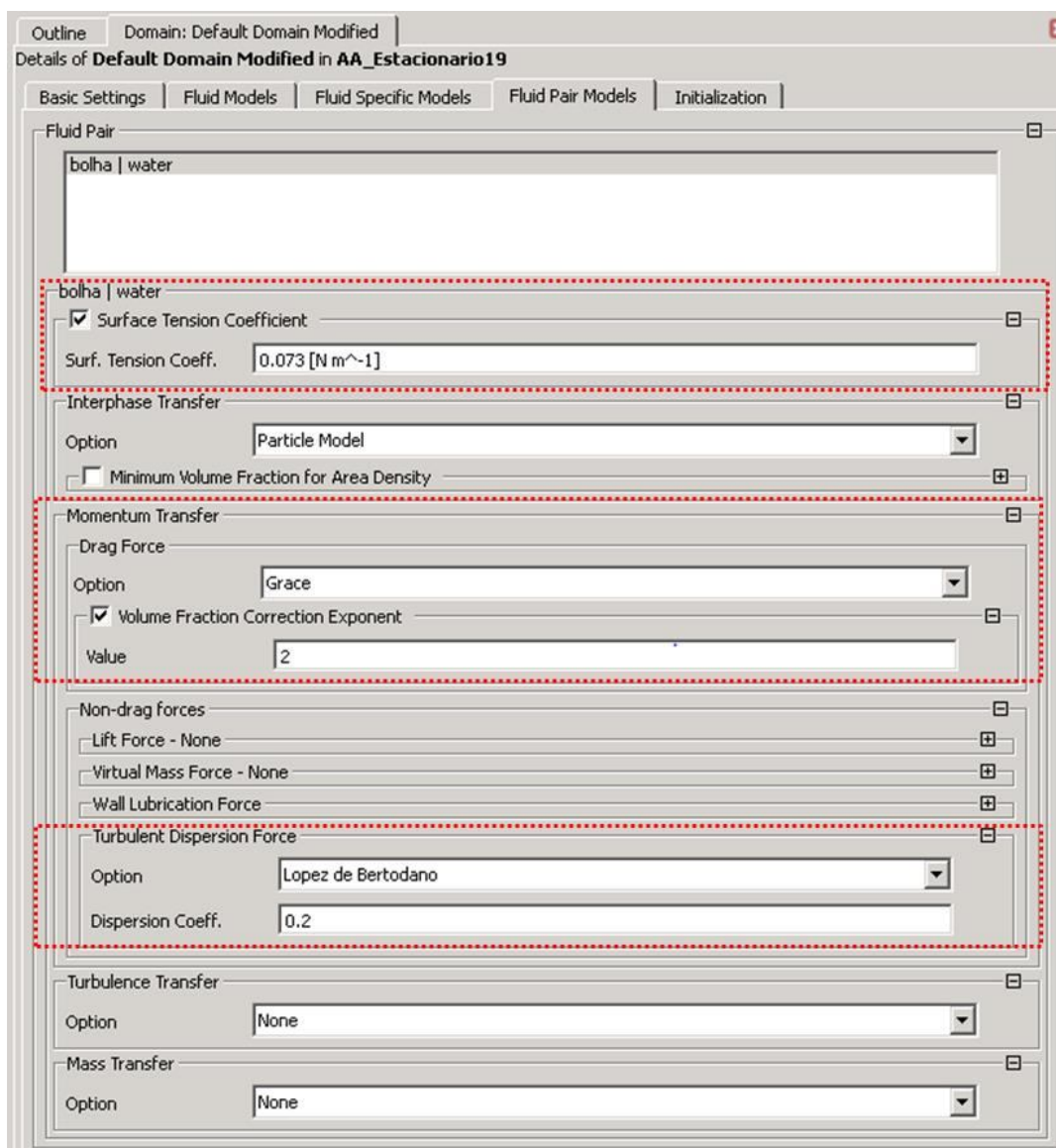


Figura 4.13 – Tela do ANSYS de interação entre os fluidos e forças consideradas.

O ar foi considerado como fase dispersa, assim necessita-se inserir o diâmetro médio das bolhas, e neste caso desconsidera-se a resolução das equações de turbulência ( $k-\epsilon$ ) nesta fase. Nesta fase, é empregado um modelo de “dispersed phase zero equation” para a turbulência. Desta forma, se ganha na simplificação do modelo e conseqüentemente, na velocidade de resolução das equações de conservação. A figura 4.14 apresenta a tela de configuração com tais considerações. O diâmetro da bolha utilizado foi de acordo com o valor encontrado nas simulações realizadas no modelo físico.

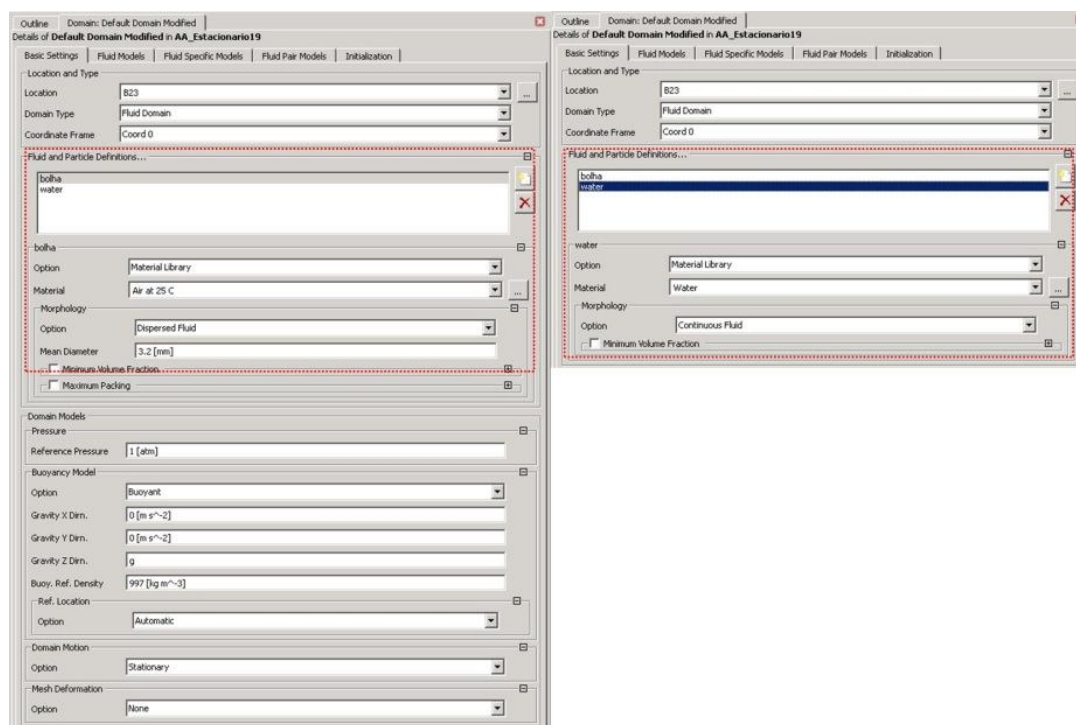


Figura 4.14 – Telas de configuração dos fluidos do ANSYS.

As condições de contorno do modelo são listadas a seguir:

- Para a fase líquida, as superfícies das paredes foram consideradas como regiões de não escorregamento. Para o gás, foi considerado escorregamento livre em todas as condições de contorno de parede. As regiões consideradas como parede neste modelo são: a face estreita, face larga, válvula submersa;

- A superfície livre é o plano superior do molde, simulando a superfície do aço líquido e/ou a interface entre o aço e escória de pó fluxante. Esta condição foi considerada como escorregamento livre, ou seja, não existe tensão de cisalhamento nesta região. Foi considerada saída de gás para este contorno (“degassing condition”), representado na figura 4.15;
- A região de entrada do molde foi considerada como a parte superior da válvula submersa, representado pela seta preta na figura 4.15. As vazões de líquido e gás nesta região para a validação do modelo físico foram de 19 e 2,5L/min, respectivamente. No CFX estas vazões são inseridas nas unidades de kg/s, portanto 0,0792 para a água e  $4.85 \times 10^{-5}$  para o gás;
- Na região de saída foi utilizada a condição de pressão relativa igual a zero, o que significa que o sistema está aberto ao ambiente. Foi considerada a saída de gás e líquido nesta região;
- Os dois planos de simetria são apontados nesta etapa da simulação, representado na figura 4.15.

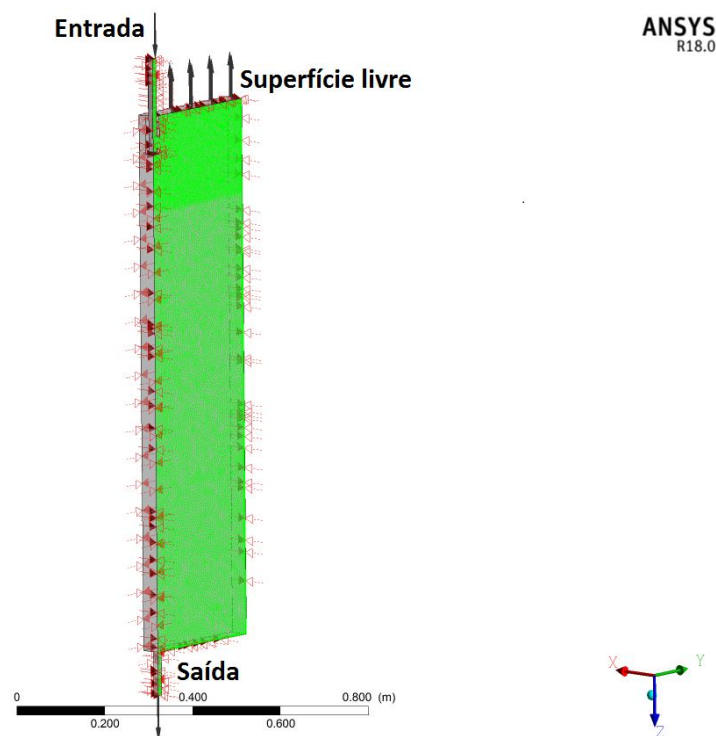


Figura 4.15 – Condições de contorno.

As equações de conservação de massa e de quantidade de movimento foram resolvidas para ambas as fases e do modelo de turbulência k- $\epsilon$  para o líquido com resíduo médio de  $10^{-4}$ , tratando-se de um critério para declaração de convergência do processo iterativo. Apesar de ser considerada uma simulação estacionária, conforme padrão de relaxação utilizado pelo programa utiliza-se passo de tempo (“timescale”) e neste caso foi usado o valor de 0,02s. Automaticamente, o ANSYS calcula este passo de tempo em função das condições de contorno, condições de fluxo, propriedades e geometria do domínio. Testes iniciais mostraram que para as configurações propostas o “timescale” foi de 0,1s, sendo assim optou-se pelo valor mais reduzido com intuito de se obter uma solução robusta, mesmo que, conseqüentemente, impactasse em maior tempo para alcançar a convergência.

Na seção de “Expert parameters” foi habilitada a resolução no processo iterativo das equações de fração volumétrica das fases (“vol frac”) simuladas.

O número de iterações foi configurado entre 2000 e 3000. O domínio foi configurado inicialmente cheio de água, ou seja, fração volumétrica igual a 1. Enquanto que, para a fase ar, foi igual a 0.

Primeiramente o modelo matemático foi validado realizando comparações mediante visualização do escoamento obtido no modelo físico para condição de largura de 1.500mm (escala industrial). Após a validação, empregando simulações matemáticas, considerando largura do molde de 1.850 mm (escala industrial), foram estudados perfil de escoamento, velocidades superficiais, ponto, ângulo e velocidade de incidência para cada configuração de válvula testada.

#### **4.3.4 Estimativa do Fator F**

Para cálculo do “Fator F” (N/m), que relaciona o fluxo ao estado de turbulência no molde, faz-se necessária a obtenção do ângulo entre o vetor velocidade e o plano

horizontal no ponto de incidência ( $\theta$ ) e da velocidade no ponto de impacto ( $V$ ) na face estreita do molde. Pelo método experimental (“Nail Board”) não é possível estimar o valor destas variáveis, portanto estes valores foram obtidos através da modelagem matemática. Os cálculos foram realizados de acordo com a equação 3.3, também mostrada na figura 4.16 onde  $\rho$  representa a densidade do fluido (água ou aço líquido) ( $\text{kg/m}^3$ ),  $Q$  a vazão de fluido ( $\text{m}^3/\text{s}$ ),  $V$  a velocidade de incidência do fluido na face estreita do molde ( $\text{m/s}$ ),  $\theta$  o ângulo de incidência do jato e  $D$  a profundidade em relação ao menisco de atingimento na face estreita ( $\text{m}$ ).

TESHIMA et al. apud CARVALHO 2013, salienta que o valor  $F$  pode ser interpretado como a força motriz que faz elevar a superfície do líquido no molde, caso o fator  $1/D$  seja considerado como coeficiente atenuante do ponto de colisão do fluido até o nível superficial.

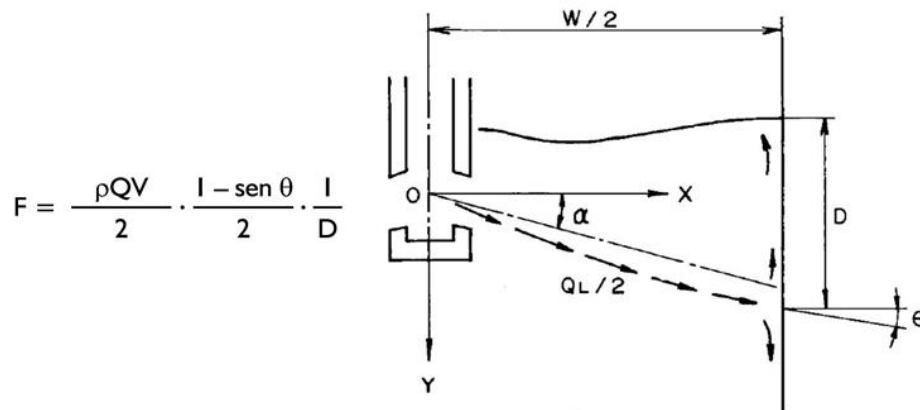


Figura 4.16 – Metodologia de determinação do Fator F (TESHIMA et al., 1988).

CARVALHO (2013) aborda que os valores de fator  $F$  encontrados nas simulações devem ser transformados considerando o fator de escala, conforme equação 4.3. A mesma transformação foi realizada neste trabalho. Portanto, os dados discutidos baseiam-se no fator  $F$  industrial.

$$\frac{F_i}{F_m} = \frac{\frac{\rho_{aço} \cdot Q \cdot V \cdot (1 - \text{sen}\theta)}{4D}}{\frac{\rho_{água} \cdot Q \cdot V \cdot (1 - \text{sen}\theta)}{4D}} = \frac{\rho_{aço}}{\rho_{água}} \cdot \frac{1}{\lambda^2} = \frac{7}{\lambda^2} \quad 4.3$$

A velocidade de incidência na face estreita, devido à camada limite na parede, tende a ser zero. Assim recomenda-se considerar o ponto de incidência um pouco deslocado da parede, considerando que naquele ponto já há uma camada de pele solidificada. Apesar de tal fato não ser muito abordado na literatura, neste trabalho foi considerado um afastamento de 10 mm da face estreita. Estudos realizados na Usiminas identificaram que a uma distância de aproximadamente 250 mm do menisco, a pele solidificada está com aproximadamente 10 mm. A figura 4.17 mostra um exemplo deste ponto de incidência, afastado 10 mm da parede.

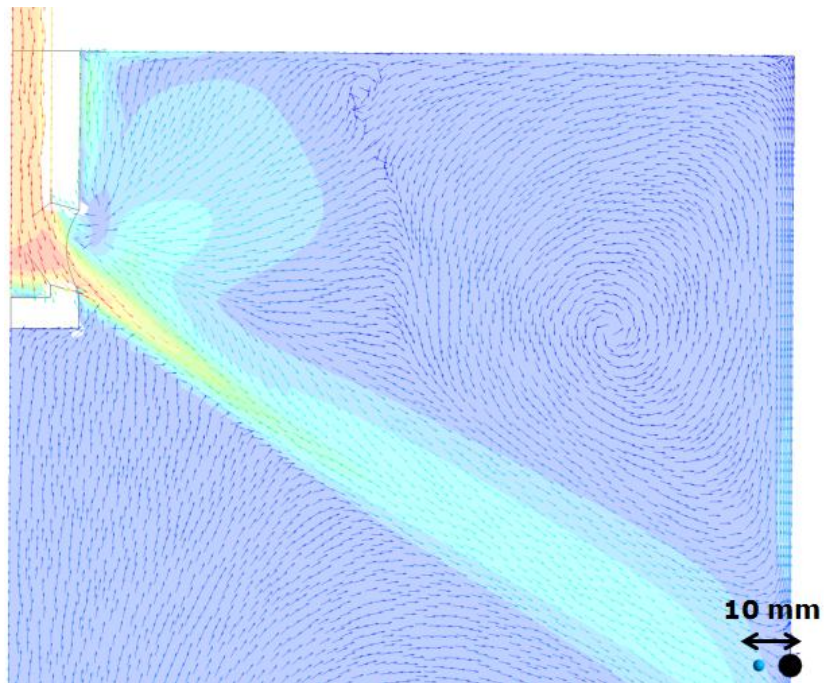


Figura 4.17 – Demonstração do ponto de impacto (ponto azul) afastado 10mm da parede.

A quantificação das variáveis foi realizada a partir do recurso de “function calculator”, conforme exemplo de “print screen” mostrado na figura 4.18. Todas as avaliações no presente estudo foram realizadas valendo-se deste recurso, seja via média, ou determinação de máximos de velocidade superficial.

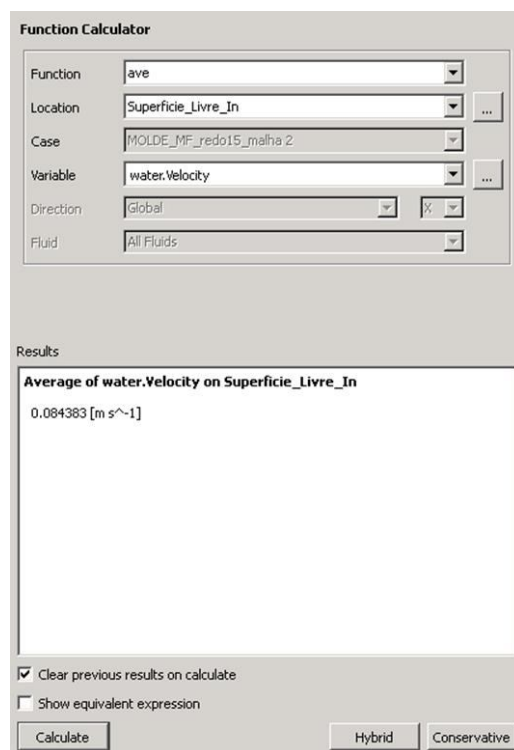


Figura 4.18 – Exemplo de tela function calculator no ANSYS para determinação quantitativa de parâmetros.

Na figura 4.19 é mostrado, a título de exemplo, um perfil e os vetores de velocidades com a indicação do ângulo de incidência. O local considerado como incidência do jato é muito pouco abordado na literatura. No presente trabalho, a incidência para cálculo do fator  $F$  é considerada no ponto em que há a bifurcação do escoamento, conforme abordado por CARVALHO, 2013. Após essa etapa, por análise de imagens e cálculos trigonométricos, foram obtidos os ângulos.



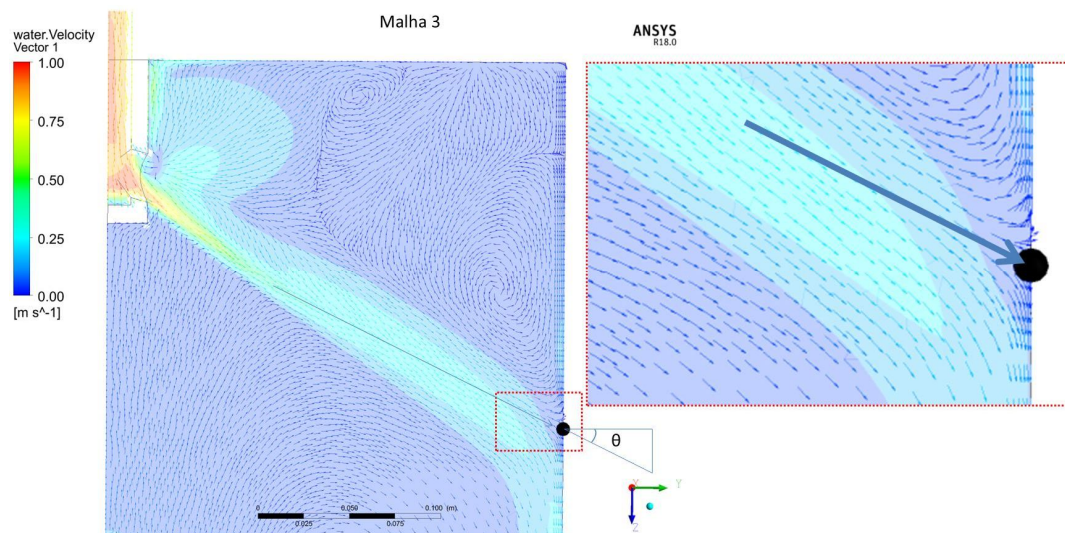


Figura 4.19 – Vetores de velocidade no plano de simetria YZ com destaque no vetor para determinação do ângulo de incidência.

Portanto, a partir das simulações obtidas, foi possível identificar as variáveis de interesse para cálculo do fator F para cada válvula estudada.

Conforme abordado anteriormente, as considerações adotadas para cálculo das variáveis que compõem o fator F, como por exemplo, o local exato considerado como ponto de incidência, são muito pouco abordados pela literatura. Tais considerações são importantes, pois podem afetar consideravelmente o valor do fator F e, conseqüentemente, a faixa considerada como ideal. Portanto é de suma importância destacar considerações feitas para obtenção destas variáveis e, além disto, fazer avaliações de qualidade superficial de produto para determinação da melhor condição ou melhor valor do fator F, assim como realizado neste trabalho.

#### 4.4 Avaliação da qualidade superficial

No presente trabalho foram avaliados os resultados de qualidade de chapas grossas com a utilização das três válvulas no processo industrial. Para tal, foram coletados dados

obtidos em condições de processo semelhantes. Desta forma, foram considerados no levantamento:

- Aços peritéticos;
- Largura de molde entre 1.500 e 2.000mm;
- Vazões de argônio semelhantes (3,5 a 5,0L/min);
- Datas de produção próximas (mesmo mês em que a válvula teste foi utilizada);
- Velocidades de lingotamento (0,8m/min) semelhantes;
- Planos de resfriamento semelhantes;
- Pós fluxantes semelhantes.

Na Usiminas há o processo de escarfagem automática de determinadas placas. Tal processo retira uma pequena camada superficial, com o intuito de eliminar defeitos superficiais presentes na placa. Como pretende-se avaliar a presença ou não de defeitos oriundos de alguma instabilidade no molde, a tendência é que estes defeitos sejam muito superficiais, ou seja, a placa que passa pelo processo de escarfagem tende a não apresentar tais defeitos. Portanto, para os levantamentos foram desconsideradas placas que passaram pelo processo de escarfagem.

Como estão sendo avaliados os efeitos da condição de escoamento e velocidade superficial para cada válvula submersa, placas que tiveram anormalidades operacionais que podem afetar negativamente o escoamento, tais como redução de velocidade, intervenção no molde, lingotamento em modo manual, etc., foram também desconsideradas neste trabalho.

O levantamento leva em consideração o número de chapas desviadas para processo de retrabalho por determinados defeitos, em relação ao número de chapas inspecionadas. Os defeitos considerados no levantamento, como sendo influência da condição de escoamento na região do menisco, foram inclusão de pó fluxante e trinca longitudinal.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 5.1 Técnica experimental de “Nail Board”

Inicialmente foram previstos ensaios de 9 “boards” para cada situação, porém, para as válvulas oval ( $-15^\circ$ ) e redonda ( $-25^\circ$ ), um dos “boards” apresentou falha, sendo necessário descartá-los. Portanto, para essas duas configurações, foram mensurados resultados de 8 “boards”. A figura 5.1 mostra os dispositivos logo após realização do ensaio para uma das configurações de válvula.

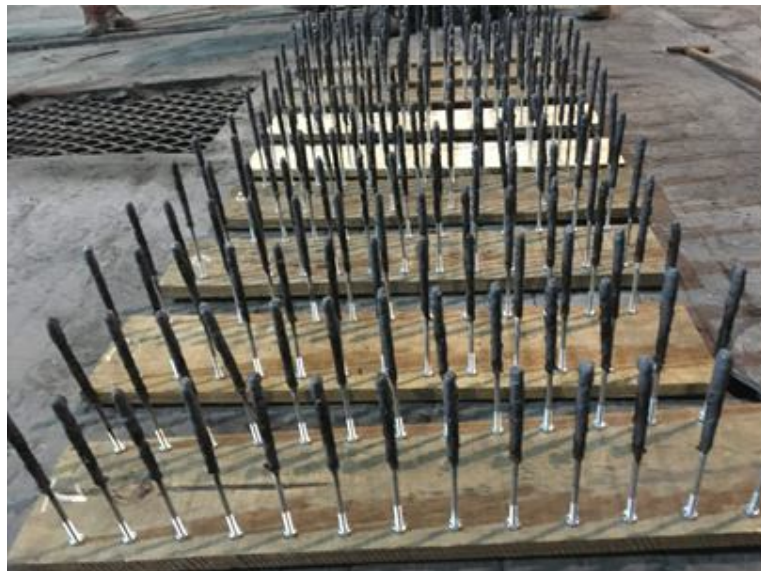


Figura 5.1 – Dispositivos de madeira com pregos após realização de ensaio.

Para cada prego, foi verificado o diâmetro da camada solidificada e  $\Delta h$  para avaliação da velocidade superficial. O diâmetro da camada solidificada foi medido logo abaixo ( $\sim 10\text{mm}$ ) da região de medição de  $\Delta h$ , conforme mostrado na figura 4.5 do item 4.1. Na figura 5.2 são mostradas as velocidades médias obtidas para cada válvula e em cada posição dos “boards”.

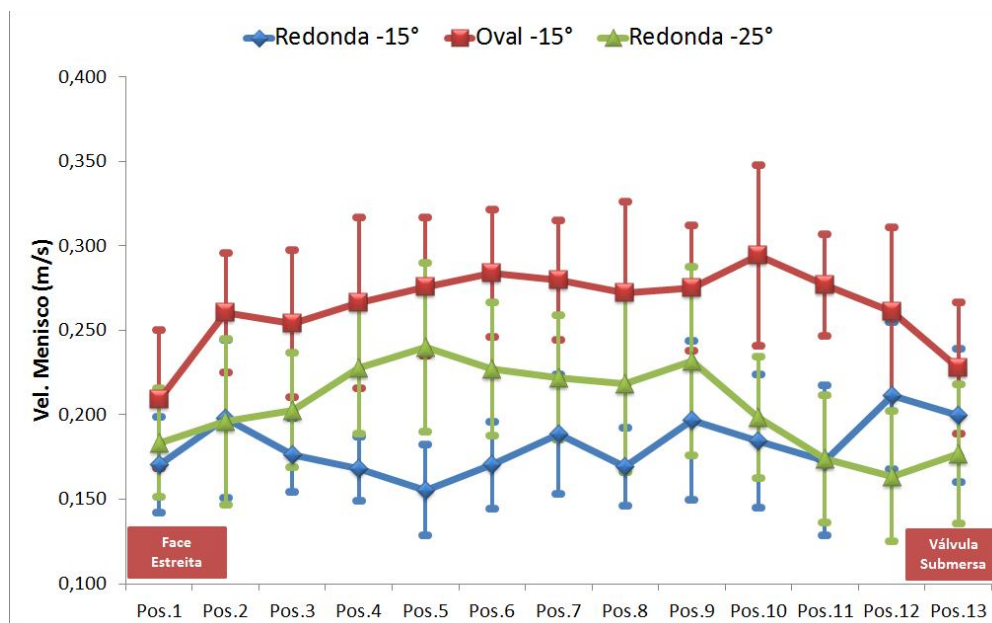


Figura 5.2 – Velocidade média por tipo de aço e posição com respectivo desvio padrão.

Do ponto de vista de velocidade média obtida em todos os “boards”, separando por posição, observa-se que a válvula de saída oval apresentou maior valor, sendo a válvula redonda com inclinação de  $-15^\circ$  a que apresentou menor velocidade média.

A válvula de saída oval apresentou maior velocidade em todas as posições do molde, sendo mais baixas na face estreita e próximo à válvula submersa. Tal resultado pode ter sido favorecido pelo fato da válvula de porta de saída oval ter área transversal menor que as demais, conforme discutido anteriormente.

Ao comparar as duas válvulas circulares, a válvula com inclinação mais negativa ( $-25^\circ$ ) apresentou maior velocidade na maior parte das posições, principalmente no centro (entre a válvula e a face estreita).

A válvula de saída redonda com inclinação de  $-15^\circ$  apresentou velocidades relativamente baixas, sendo um pouco mais elevadas próximo à válvula submersa.

Vale ressaltar que a literatura (KOLLBERG et al. apud CARVALHO, 2013) aborda que a velocidade ideal na região do menisco varia de 0,20 a 0,35m/s, apesar de considerar

que cada usina/máquina de lingotamento possui suas especificidades. Portanto, considerando estes valores de referência, a válvula circular de  $-15^\circ$  apresentou valores inferiores, ou seja, tendência de ter menisco estagnado e formação de vórtices. A válvula circular de  $-25^\circ$  atendeu parcialmente a esta referência de velocidade ideal, apresentando valores próximos ao mínimo (0,20m/s). Já a válvula oval apresentou valores dentro da referência.

Outra forma de visualizar e analisar melhor os resultados é por meio de croquis de cada “board”, nos quais consta a velocidade em cada região e o direcionamento do escoamento. A direção do escoamento na região de cada prego foi obtida mediante posicionamento da protuberância formada em cada prego. Nas figuras 5.3 a 5.5 são ilustrados os resultados de cada “board” para as válvulas de saída circular ( $-25^\circ$ ), circular ( $-15^\circ$ ) e oval ( $-15^\circ$ ), respectivamente. Alguns pregos estavam com camada solidificada muito irregular ou com diferença de altura desprezível, o que impossibilitou a medição, sendo então desconsiderados.

Comparando-se as figuras 5.3 a 5.5, é possível notar que as válvulas de saída circular apresentaram escoamentos mais instáveis, pois não apresentaram direções constantes de escoamento, ou seja, ora o escoamento em uma determinada região estava direcionado à válvula submersa, ora estava direcionado à face estreita. Além disto, as mesmas apresentaram menores velocidades superficiais.

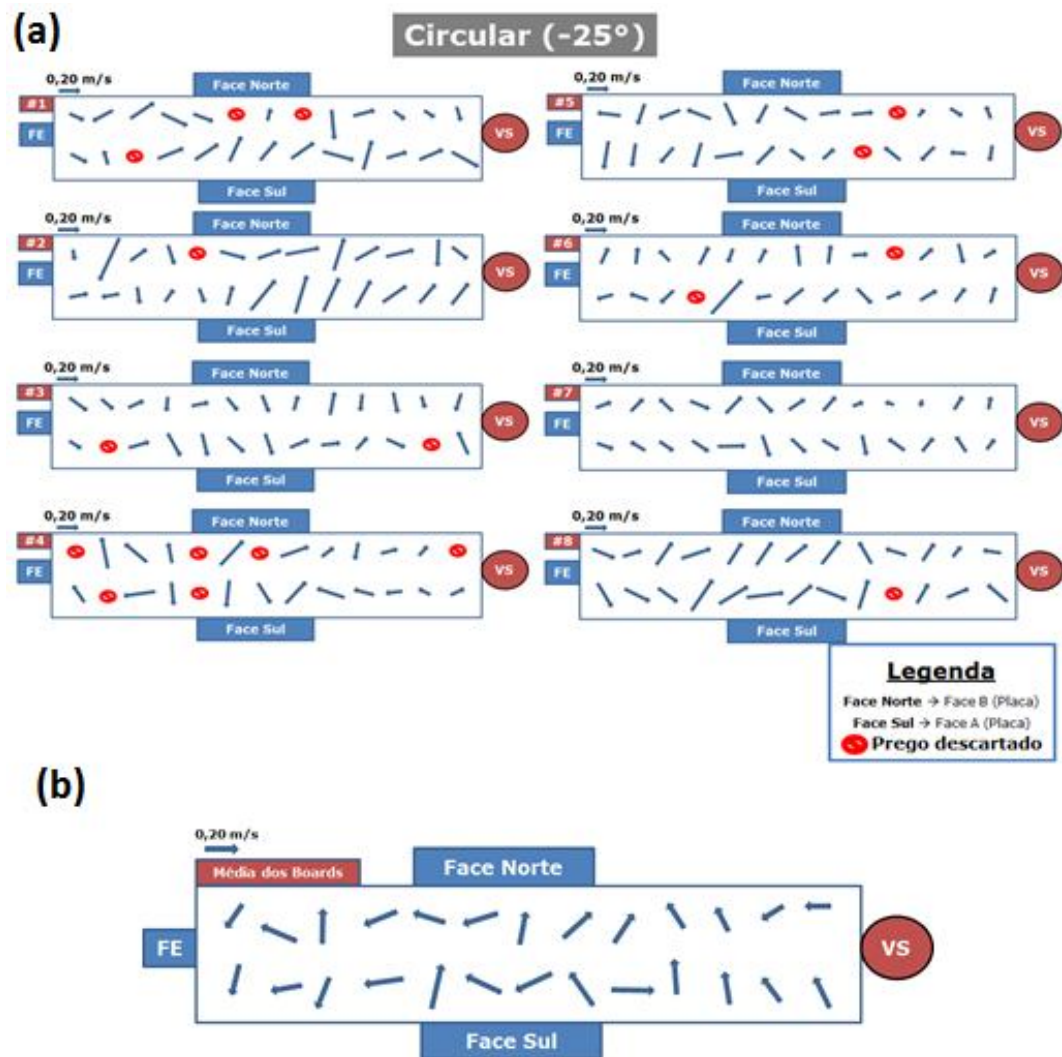


Figura 5.3 - Direção e velocidade – Válvula com saída circular e ângulo de  $-25^\circ$ , sendo (a) – Detalhamento de todos os “boards”; (b) – Média dos “boards”.

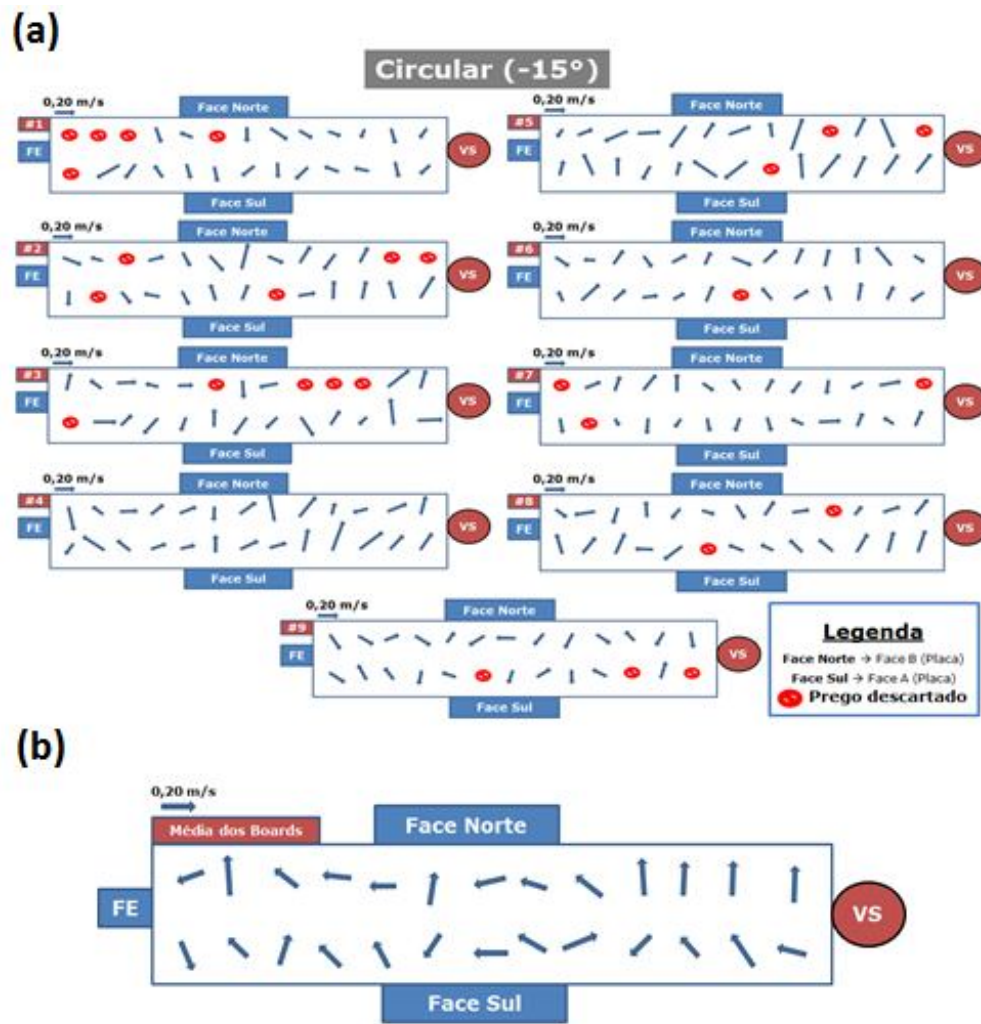


Figura 5.4 - Direção e velocidade – Válvula com saída circular e ângulo de  $-15^\circ$ , sendo (a) – Detalhamento de todos os “boards”; (b) – Média dos “boards”.

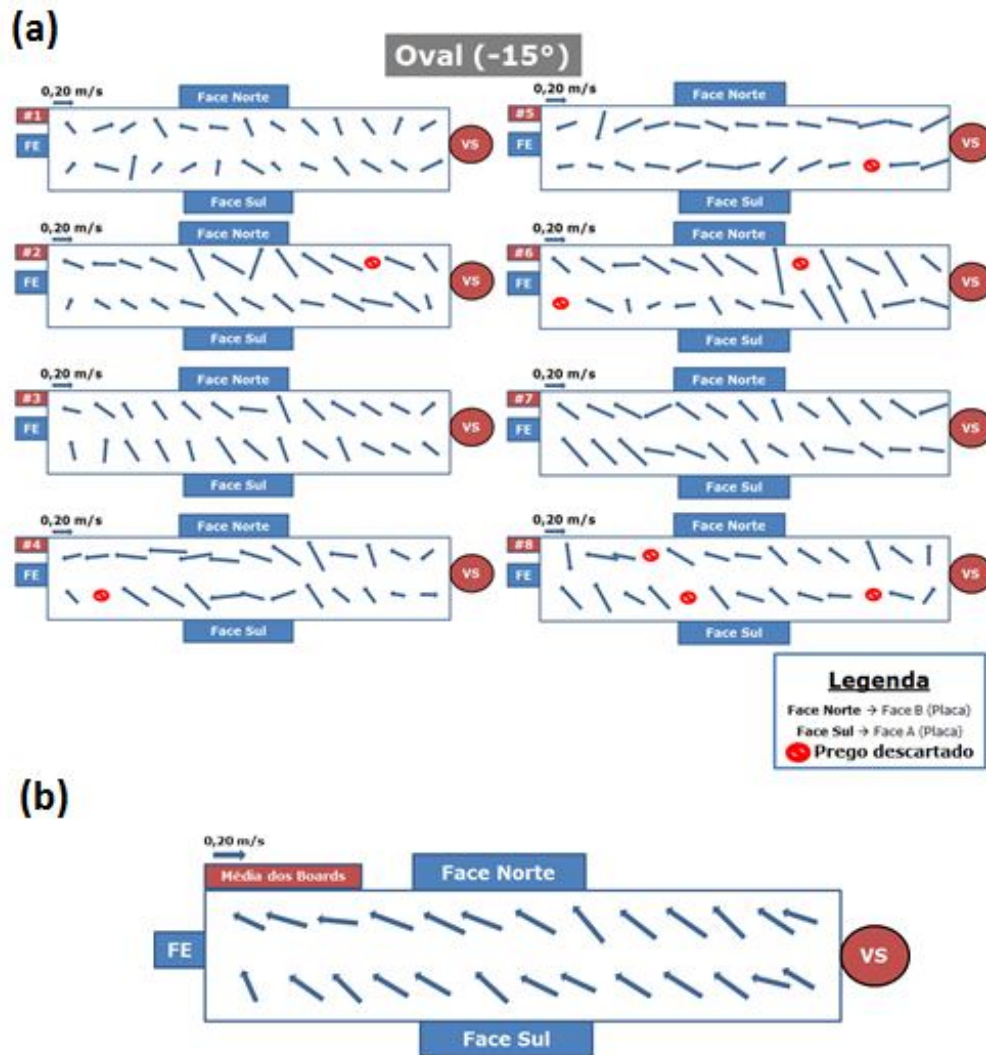


Figura 5.5 - Direção e velocidade – Válvula com saída oval e ângulo de  $-15^\circ$ , sendo (a) – Detalhamento de todos os “boards”; (b) – Média dos “boards”.

Avaliando as três válvulas, foi possível notar que a válvula oval apresentou características típicas de escoamento do tipo “single roll” na região superficial, ou seja, escoamento direcionado à face estreita. Além disto, para esta válvula não foram notadas variações significativas entre os resultados obtidos com os diferentes “boards”, ao contrário do observado para as demais.

O padrão de escoamento da válvula circular de  $-25^\circ$  alternou entre instável e “double roll”. Nota-se que os “boards” 1, 2 e 8 se assemelham a um padrão de escoamento



“double roll”, uma vez que o escoamento está em direção à válvula submersa. A válvula circular de  $-15^\circ$  apresentou instabilidade em praticamente todos os “boards” ensaiados.

As duas válvulas circulares apresentaram pontos com tendência a formação de vórtices, conforme indicado na figura 5.6.

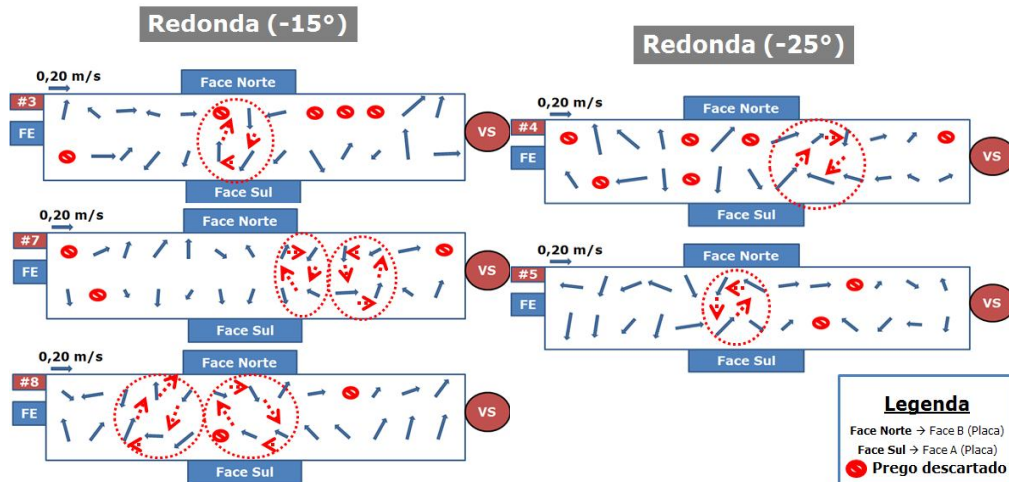


Figura 5.6 - “Boards” que apresentaram pontos com tendência a formação de vórtices.

Essas formações de vórtices podem ser prejudiciais ao produto, uma vez que esses vórtices podem arrastar inclusões de pó fluxante e causar defeitos no produto final.

Outro fator relevante é a velocidade superficial reduzida destas duas válvulas circulares, principalmente da circular com ângulo de  $-15^\circ$ . THOMAS (2005) salienta que em casos de velocidades superficiais reduzidas pode ocorrer congelamento parcial do menisco, formando assim marcas de oscilação profundas e ganchos, podendo formar trincas longitudinais. Assim, para essas condições operacionais e utilização dessas válvulas, outros parâmetros podem ser trabalhados para ajustar a velocidade superficial do menisco, tais como velocidade de lingotamento, vazão de argônio e profundidade de válvula submersa.

A válvula oval não mostrou instabilidade e apresentou velocidades superficiais mais elevadas. No entanto, apresentou escoamento do tipo “single roll”. DAUBY (2012) relata que uma das razões que justifica o padrão de escoamento ideal ser do tipo “double

roll” é o mesmo ter a tendência a apresentar uma distribuição uniforme da camada de escória em todo o molde. O escoamento do tipo “single roll”, além de potencializar a formação de uma camada de escória não uniforme no molde, induz um forte escoamento descendente, especialmente junto à face estreita, o que pode prejudicar a flotação de inclusões e provocar captação de bolhas de argônio pela frente de solidificação.

Portanto, os resultados da avaliação do menisco utilizando a técnica experimental de “nail board” permitiu conhecer de forma clara e real, para uma dada condição de trabalho, os efeitos da geometria da válvula submersa no padrão de escoamento e na velocidade superficial. Considerando estes resultados, apesar da válvula oval ter indicado um escoamento mais direcionado à face estreita, ou seja, do tipo “single roll”, os valores de velocidade superficial estão mais elevados e dentro do que a literatura considera como ideal (0,20 a 0,35m/s), além de não ter apresentado tendência à formação de vórtices. Neste contexto, comparando-se resultados desta técnica das três válvulas, a melhor indicação, considerando os parâmetros testados, é a válvula de saída oval e ângulo de  $-15^\circ$ .

## **5.2 Modelamento Físico**

Os experimentos foram realizados em condição estacionária, com e sem a injeção de gás inerte. Pretendeu-se com essa variação identificar se o modelo seria capaz de evidenciar diferenças com a utilização de injeção de gás.

As figuras 5.7 e 5.8 apresentam imagens para visualização de escoamento através da injeção de permanganato de potássio, com e sem injeção de gás inerte na válvula e em diferentes instantes de tempo. A válvula usada nos testes foi a válvula de saída redonda e ângulo de  $-15^\circ$ , pois a mesma já estava confeccionada no laboratório de simulações.

Conforme pode ser visto nas figuras, existem duas marcações na válvula submersa utilizadas como referência para a profundidade da válvula em relação ao menisco. A marcação em amarelo indica a posição referente à parte superior da porta de saída da

válvula submersa e a marcação em azul a região para o controle do nível da água no molde. A distância da base da faixa amarela para a base da faixa azul é de 50 mm, sendo que o nível de água foi controlado na posição referente à base da faixa azul.

A injeção de gás mostrou-se adequada no sentido de promover baixa perturbação da superfície e uma pluma de bolhas homogeneamente distribuídas entre as duas portas de saída da válvula submersa. As bolhas acompanham o fluxo de água que sai da válvula submersa e, em seguida, flutuam para a região do menisco.

Também nas figuras 5.7 e 5.8, foi possível verificar e avaliar alguns instantes específicos, sendo eles: i) o instante zero, que é aquele em que se inicia a visualização de um pequeno fluxo de traçador na saída da válvula submersa e ii) o instante de contato desse fluxo com a face estreita do molde, que é utilizado para determinar a profundidade de colisão do jato.

Na figura 5.9 é apresentada uma fotografia ilustrativa da distribuição de bolhas na saída da porta da válvula submersa para uma vazão de gás de 2,5NL/min.

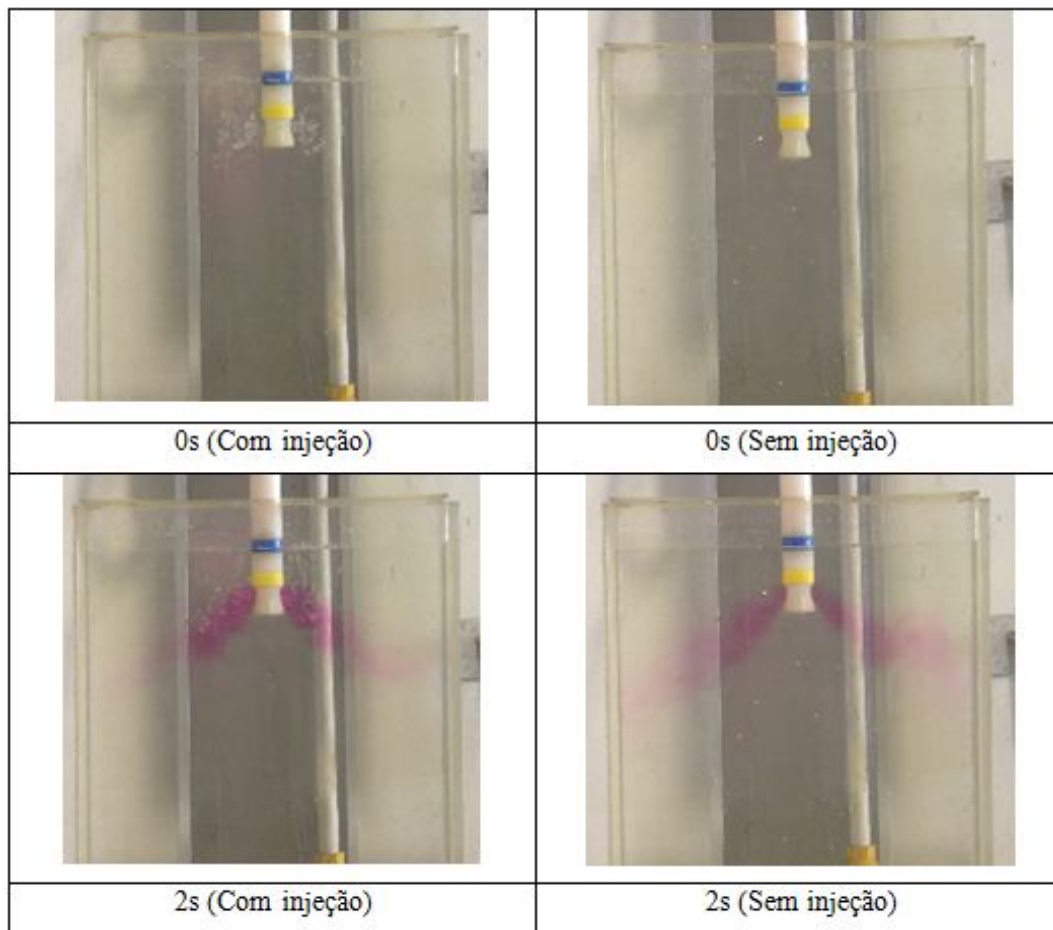


Figura 5.7 – Resultado da injeção de permanganato de potássio em modelo a frio do molde com e sem injeção de gás no início do teste.

Através da figura 5.9, por análise de imagem, foi obtido o diâmetro da bolha. O diâmetro externo da válvula submersa foi tomado como referência, sendo uma cota conhecida. Considerou-se neste caso, como aproximação, as bolhas como esferas. O valor obtido neste trabalho foi de 3,2 mm, que é coerente com valores utilizados em diversos trabalhos, conforme discutido no item 3.3.3.2.

Com base nos testes realizados, foram determinados os tempos para a completa homogeneização do permanganato de potássio. Na tabela V.1 são apresentados os tempos obtidos para cada ensaio.

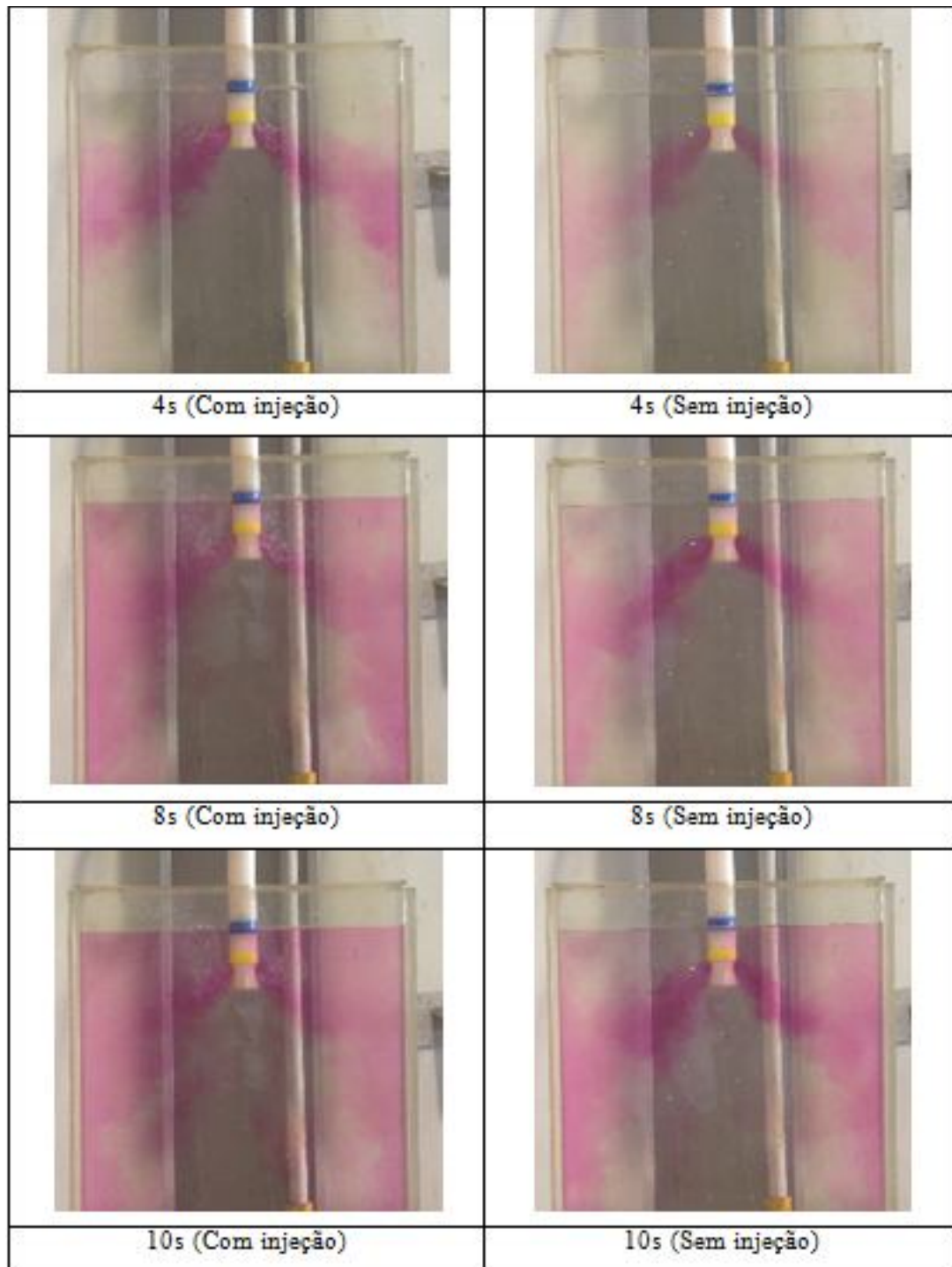


Figura 5.8 – Resultado da injeção de permanganato de potássio em modelo a frio do molde com e sem injeção de gás em diferentes instantes ao decorrer do teste.



Figura 5.9 – Visualização do comportamento das bolhas próximo à saída da válvula submersa com injeção de gás de 2,5NL/min.

Tabela V.1– Tempo total para homogeneização do permanganato de potássio.

Teste	Tempo total de homogeneização (s)	
	Sem injeção de gás	Com injeção de gás
<b>1</b>	27,0	21,0
<b>2</b>	22,0	22,0
<b>3</b>	28,0	23,0
<b>Média</b>	25,6	22,0

De acordo com os resultados da tabela V.1 percebe-se que o tempo médio para a homogeneização do permanganato de potássio no molde é menor quando se utiliza a injeção de gás na válvula submersa. Tal fato deve estar relacionado com as alterações das linhas de fluxo introduzidas pela presença do gás. Isso mostra o quanto a injeção de argônio pode interferir no processo. Neste caso evidenciou o benefício dessa injeção no tempo de homogeneização, mas tal injeção pode afetar outros parâmetros, como homogeneidade térmica, agitação e velocidade no menisco, flotação de inclusões, etc. Tais parâmetros, desde que controlados, são benéficos à qualidade do produto final, uma vez que podem evitar a condição de menisco frio ou estagnado.

Na figura **Erro! Fonte de referência não encontrada.**10 são apresentadas as imagens utilizadas para a determinação do ponto de incidência do jato na face estreita ou

profundidade de colisão do jato. Para isso foi traçada uma linha reta a partir do centro da porta de saída da válvula submersa, acompanhando o centro da incidência do traçador até a parede da face estreita do molde. A partir deste ponto foi determinada a distância até o menisco. O cálculo foi realizado por meio da análise das imagens, tomando como referência as distâncias das marcas na válvula submersa.

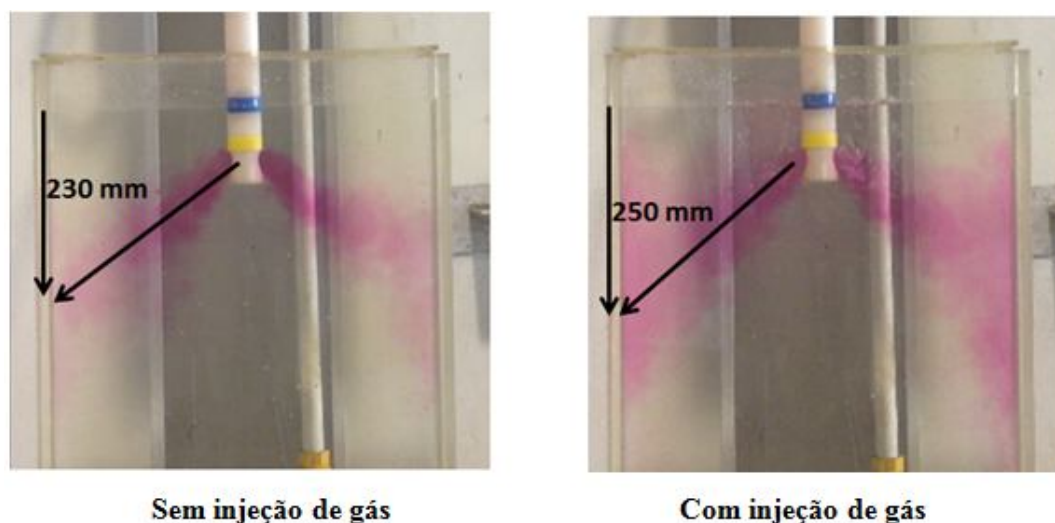


Figura 5.10 - Determinação do ponto de incidência ao menisco ou profundidade de colisão do jato.

Conforme figura 5.10, o ponto de colisão do jato nos testes sem injeção de gás na válvula submersa é de 230mm em relação ao menisco. Nos testes com injeção de gás a profundidade é de 250mm. SALAZAR-CAMPOY et al. (2017) em seus experimentos considerando também válvula circular, mas com diâmetro da válvula (70mm), dimensões do molde (940 x 200mm) , profundidade (140mm) e velocidade de lingotamento (0,9m/min) um pouco diferentes do testado neste trabalho, obteve ponto de incidência de aproximadamente 290mm para injeção de gás de 3,0NL/min.

Outro ponto que pode ser observado ao comparar as duas condições de ensaio é a dispersão do traçador no jato de saída da válvula submersa. Para os testes com injeção de gás, há uma maior dispersão deste traçador que, possivelmente, é causada pelas

componentes de velocidade introduzidas pela injeção de gás. Na figura 5.11 são apresentados os limites de dispersão do traçador. Nota-se que há maior dispersão no caso com injeção de gás. Tal fato propicia menor tempo de homogeneização e consequentemente melhor homogeneidade térmica.

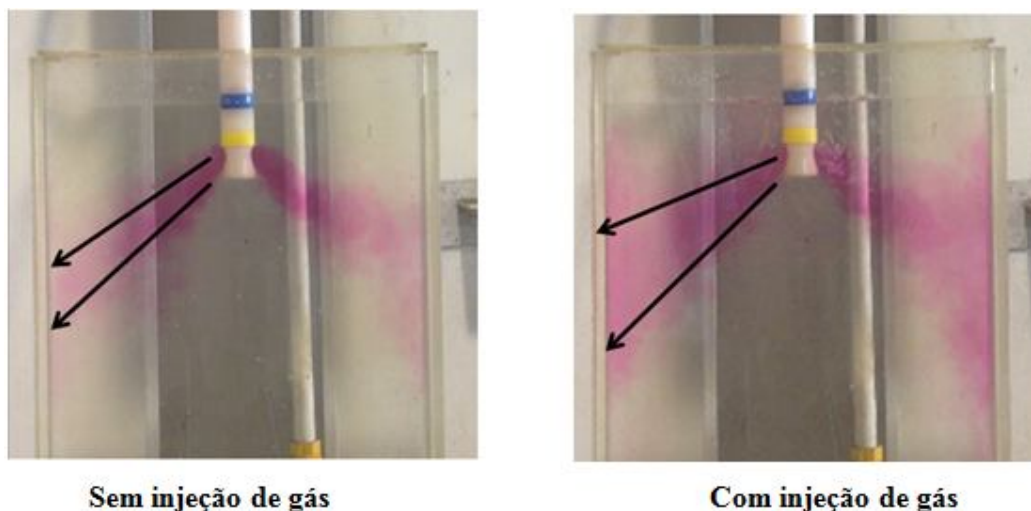


Figura 5.11 - Comparação entre a dispersão do traçador sem e com injeção de gás após 2 segundos e vazão de 2,5NL/min.

Na figura 5.12 mostra a trajetória do traçador após 5 segundos da sua injeção. Esta trajetória fornece uma indicação do padrão de escoamento do líquido no molde.

Nesta figura, é possível notar que o líquido, ao atingir a face estreita do molde, é direcionado para as regiões inferior e superior do molde, de forma simultânea. Tais características mostram que em ambos os casos o escoamento tem características de duplo rolo.

A análise da dispersão de permanganato de potássio tem caráter qualitativo, mas é útil para uma avaliação inicial das previsões do modelo matemático.



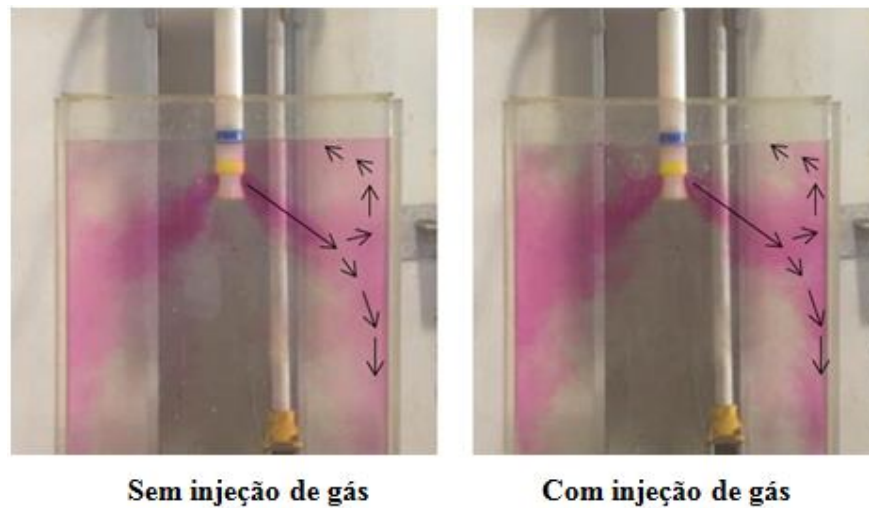


Figura 5.12 – Trajetória do traçador 5 segundos após a sua injeção para situações sem e com injeção de gás a 2,5NL/min.

### 5.3 Modelamento matemático

#### 5.3.1 Análise de independência de malha

A análise de independência de malhas foi conduzida para a válvula de saída redonda e ângulo de  $-15^\circ$ . Esta análise foi avaliada sobre os principais parâmetros do escoamento e o fator F.

A tabela V.2 apresenta os resultados obtidos desta análise e, valendo-se de alguns destes parâmetros (velocidade máxima no menisco, distância da região de impacto do jato ao menisco, velocidade do fluido na região de incidência do jato na face estreita, ângulo entre o vetor velocidade e ponto de impacto do jato, fator F modelo e fator F industrial) foram construídos os gráficos da figura 5.13.

Tabela V.2 – Parâmetros obtidos para as malhas utilizadas.

	Malha 1 (Ref.)	Malha 2 - (Fator Mult.=0,9)	Malha 3 - (Fator Mult.=0,7)	Malha 4 - (Fator Mult.=0,6)	Malha 5 - (Fator Mult.=0,5)
Taxa aumento/redução		0,9	0,7	0,6	0,5
Min size [mm]	10	9	7	6	5
Max face size [mm]	25	22,5	17,5	15	12,5
Max tet size [mm]	25	22,5	17,5	15	12,5
Face sizing [mm]	5	4,5	3,5	3	2,5
Número de nós	127821	164759	270484	353837	502909
Número de elementos	558200	725751	1262555	1739634	2506228
Vel.máx.men.[m/s]	0,356	0,377	0,424	0,439	0,415
Teta [°]	13,24	17,35	26,50	26,10	26,56
D [m]	0,120	0,125	0,200	0,195	0,170
Vel. incidência [m/s]	0,218	0,208	0,100	0,055	0,043
Fator F (modelo) [N/m]	0,111	0,092	0,022	0,015	0,011
Fator F (industrial) [N/m]	7,027	5,859	1,389	0,968	0,702

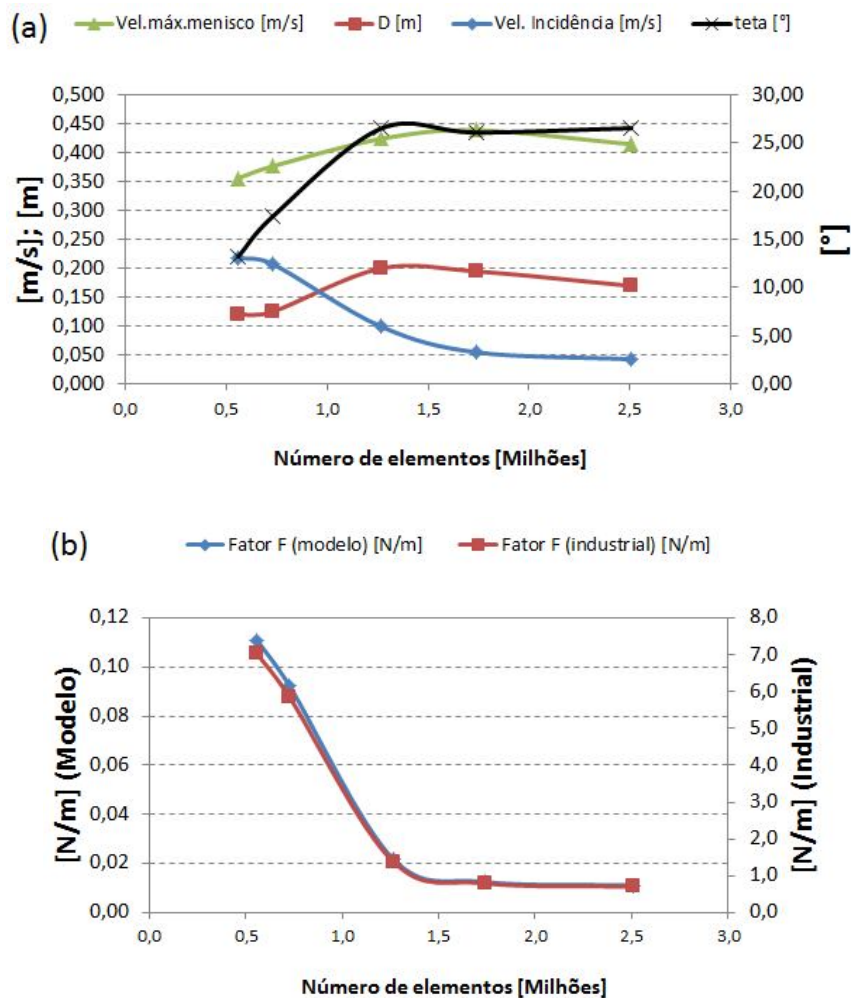


Figura 5.13 – Efeito do número de elementos de volume nos principais parâmetros associados ao escoamento do aço no molde.

No gráfico da figura 5.13 (a) percebe-se que na quarta malha proposta de 1,7 milhões de elementos de volume, as variáveis se aproximam da estabilidade. O impacto do aumento do número de elementos de volume no gráfico da figura 5.13 (b) indica menor variação também para a mesma malha citada anteriormente no fator F. Neste caso foram aplicadas as equações 4.1 e 4.2, com a utilização de fator de escala de 1/3, para estimar o fator F no sistema industrial.

Na figura 5.14 são mostrados os perfis de velocidade no plano de simetria YZ para as diferentes malhas. As mudanças nos perfis de velocidades se tornam menos significativas entre as malhas 3 e 4. Esta observação associada às anteriores corrobora com a conclusão de que a malha 3, com aproximadamente 1,2 milhões de elementos de volume, é adequada para os propósitos do presente estudo.

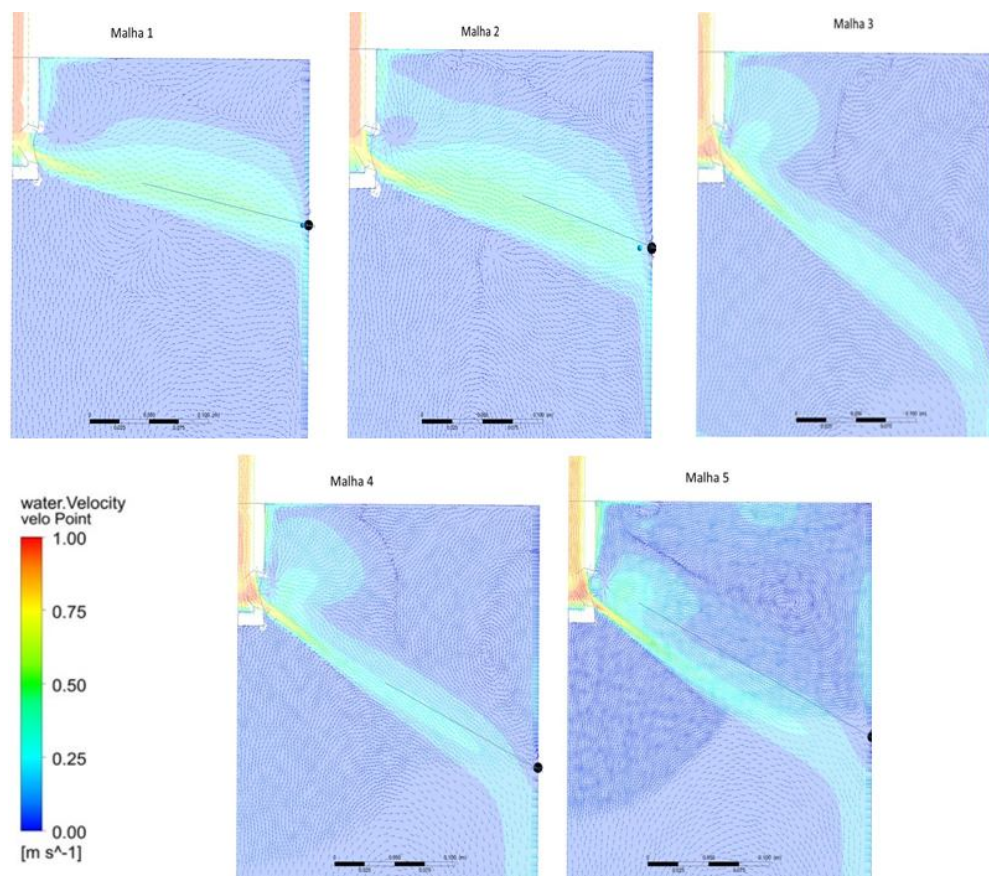


Figura 5.14 – Evolução do perfil de vetores de velocidade de acordo com as malhas propostas e respectivos ângulos de incidência.

Após obtenção de uma malha adequada, foi realizada uma comparação entre as características do escoamento indicadas no modelo físico com as previsões do modelo matemático, para as mesmas condições de trabalho, ou seja, válvula submersa de saída redonda e ângulo de  $-15^\circ$ , com vazão de água de 19L/min e vazão de nitrogênio de 2,5NL/min. Nota-se pela figura 5.15 que os comportamentos indicados pelas duas abordagens foram semelhantes.

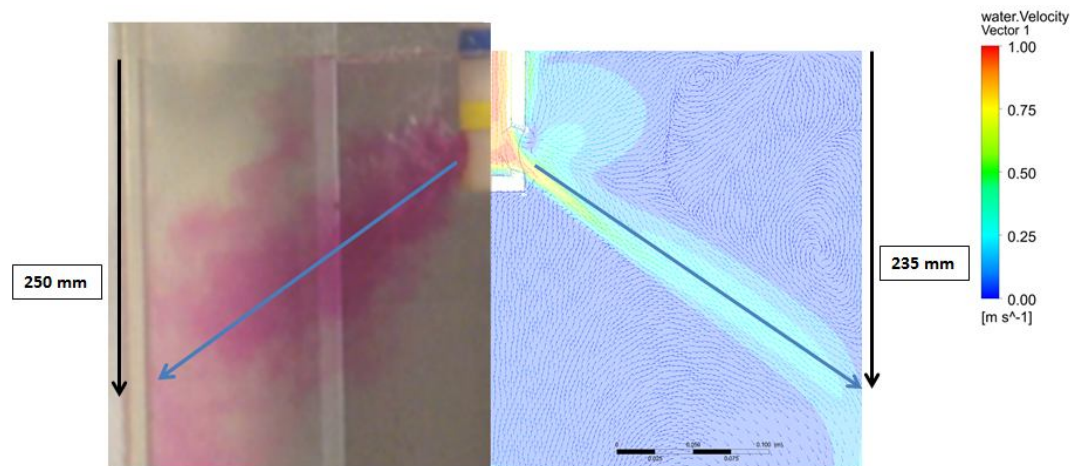
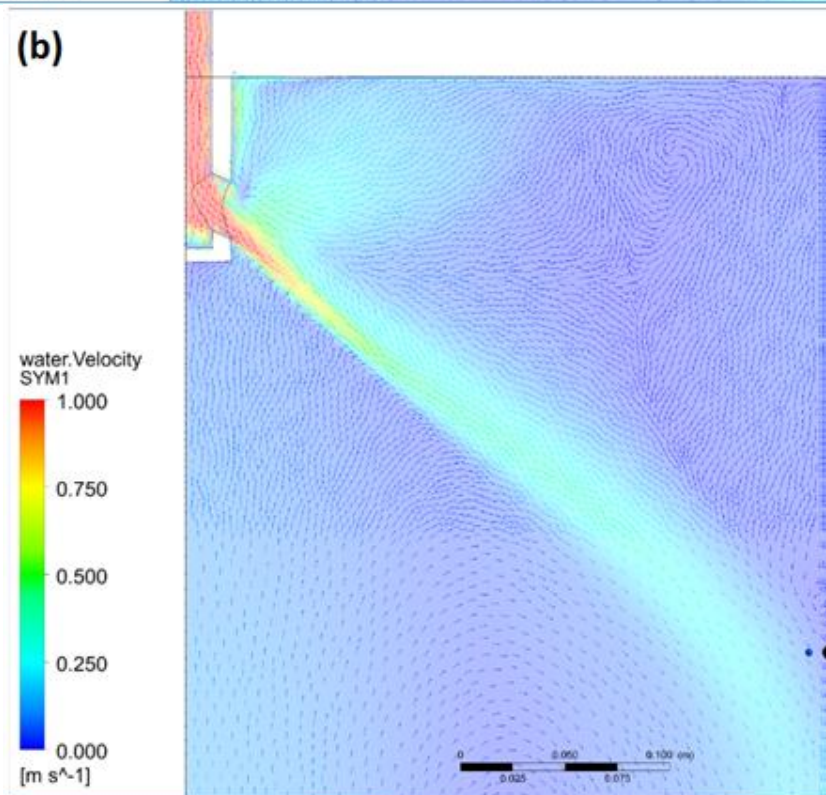
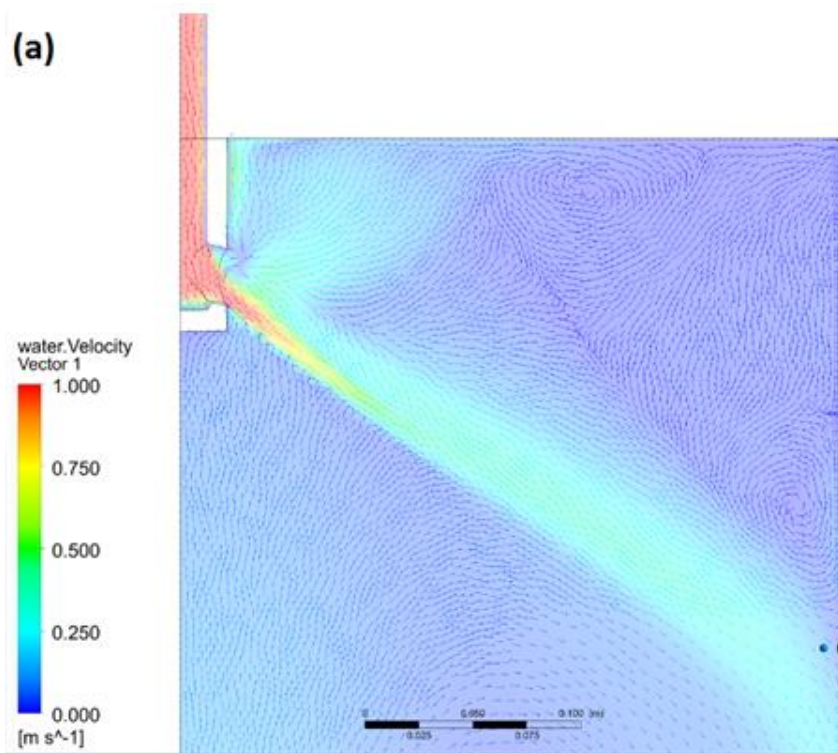


Figura 5.15 – Comparação dos padrões de escoamento indicados pelo modelo físico e previstos pelo modelo matemático.

Usando, então, o modelo matemático desenvolvido foram realizadas simulações de escoamento para as diferentes geometrias de válvulas submersas propostas considerando largura de molde de 1.850mm (industrial). A partir dos resultados destas simulações, foram analisados os perfis de escoamento de líquido e determinados os valores do fator F.

### 5.3.2 Análise dos perfis de velocidade para as diferentes configurações de válvulas submersas

Na figura 5.16 são apresentados os perfis de velocidade obtidos para as diferentes configurações de válvulas submersas: porta de saída redonda com ângulos de  $-15^\circ$  e  $-25^\circ$  e porta de saída oval com ângulo de  $-15^\circ$ . Para as três válvulas avaliadas, há uma tendência de escoamento direcionado da válvula diretamente à superfície.



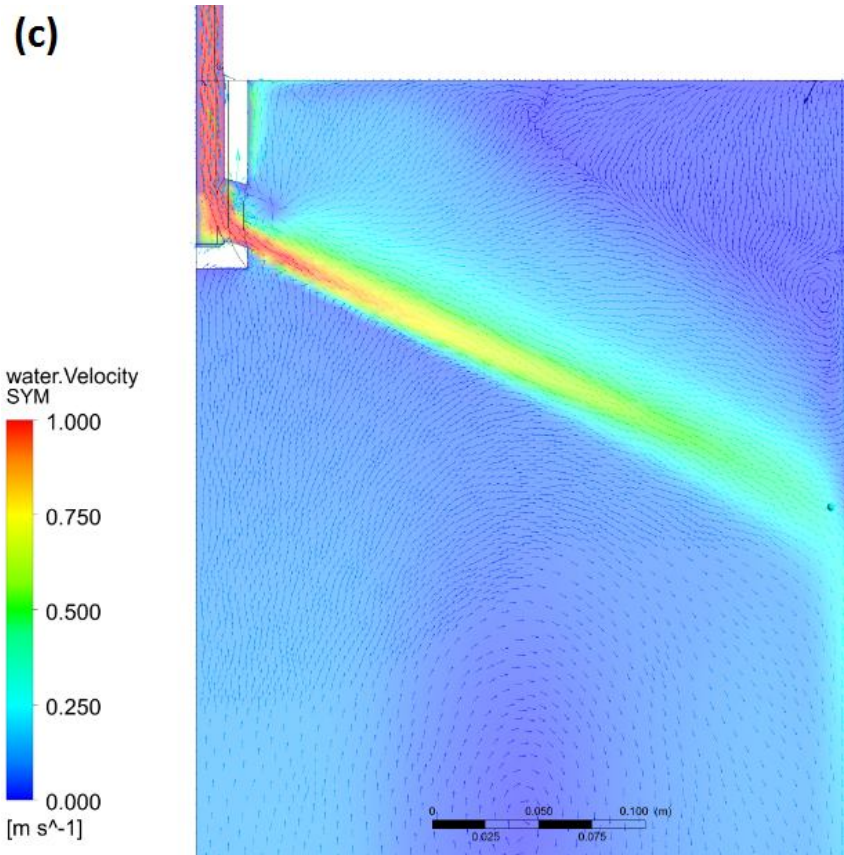


Figura 5.16 – Vetores de velocidade no plano de simetria YZ para as diferentes configurações de válvula submersa. (a) Válvula de saída circular e ângulo  $-15^\circ$ ; (b) Válvula de saída circular e ângulo  $-25^\circ$ ; (c) Válvula de saída oval e ângulo  $-25^\circ$ .

Outro fator observado próximo à superfície livre são regiões com recirculação, ou seja, tendência à formação de vórtices. Nota-se que as válvulas com porta de saída circulares apresentaram instabilidades mais evidentes, conforme evidenciado na figura 5.17.

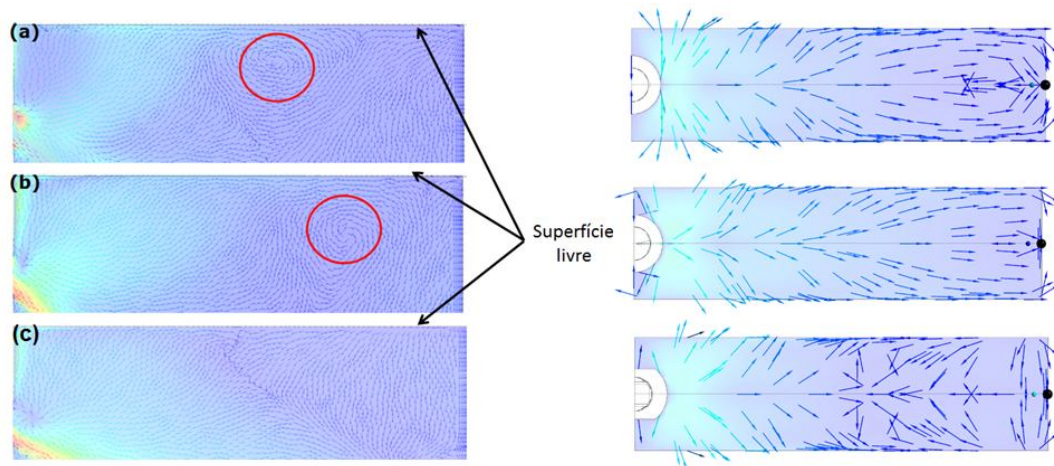


Figura 5.17 – Vetores de velocidade no plano de simetria YZ, com enfoque na região do menisco e respectivos vetores na superfície livre. (a) Válvula de saída circular e ângulo de  $-15^\circ$ ; (b) Válvula de saída circular e ângulo de  $-25^\circ$ ; (c) Válvula de saída oval e ângulo de  $-15^\circ$ .

Com relação à velocidade superficial, uma condição avaliada foi a velocidade máxima para cada configuração de válvula submersa, conforme gráfico da figura 5.18. Tal avaliação foi realizada apenas para se ter uma ideia da magnitude e tendência da velocidade na superfície para as diferentes válvulas. Este valor de velocidade máxima foi obtido a partir da “function calculator”, disponível no CFX.

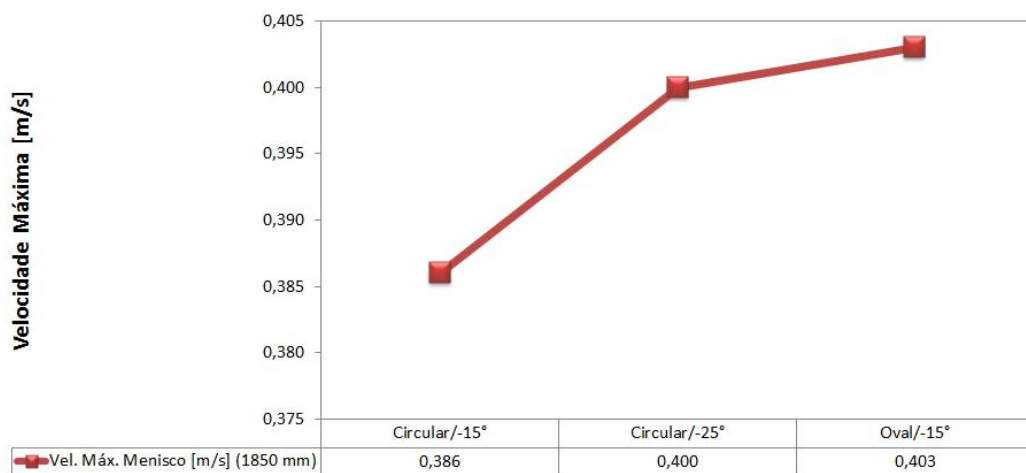


Figura 5.18 – Avaliação de velocidade máxima na região do menisco para diferentes configurações de válvula submersa.

Nota-se na figura 5.18 que é possível observar uma tendência de obter maiores velocidades superficiais para as válvulas de saída oval e circular de  $-25^\circ$ . O fato de a válvula oval apresentar maior velocidade superficial máxima pode ser explicado pelo fato desta válvula ter área transversal aproximadamente 23% menor que as demais, fazendo com que o fluido saia da válvula com velocidade maior, atingindo conseqüentemente o menisco com velocidades maiores.

A válvula de saída circular e ângulo de  $-15^\circ$  apresentou tendência a apresentar menores velocidades superficiais quando comparada às demais. CHO et al. (2017) em seus experimentos testando válvulas de  $-15^\circ$  e  $+15^\circ$  verificou uma tendência para a válvula com inclinação positiva de apresentar velocidade superficial menor. Os mesmos atribuíram ao fato desta válvula ter uma tendência a direcionar o escoamento primeiramente para a face larga, ou seja, o jato da válvula com inclinação positiva não teve direcionamento e força suficiente para atingir a face estreita com maior velocidade e direcionar o fluxo à superfície. A pressão pode ter puxado ou direcionado o fluxo primeiramente à face larga, antes de atingir a face estreita. Comparando neste trabalho as duas válvulas de saída circular, observou-se tendência da válvula com menor inclinação também ter menor velocidade superficial, ou seja, o ângulo com menor inclinação negativa ( $-15^\circ$ ) pode estar com tendência a direcionar o escoamento primeiramente para as faces largas, não tendo direcionamento e força suficiente para atingir a face estreita diretamente, ocasionando assim menor velocidade superficial.

Com o intuito de avaliar as influências das variáveis velocidade de lingotamento e dimensões do molde, foram realizadas simulações matemáticas, variando a largura para todas as válvulas e aumentando a velocidade de lingotamento com a válvula circular de  $-15^\circ$  e largura de 1.500mm. A figura 5.19 apresenta o resultado destas simulações.



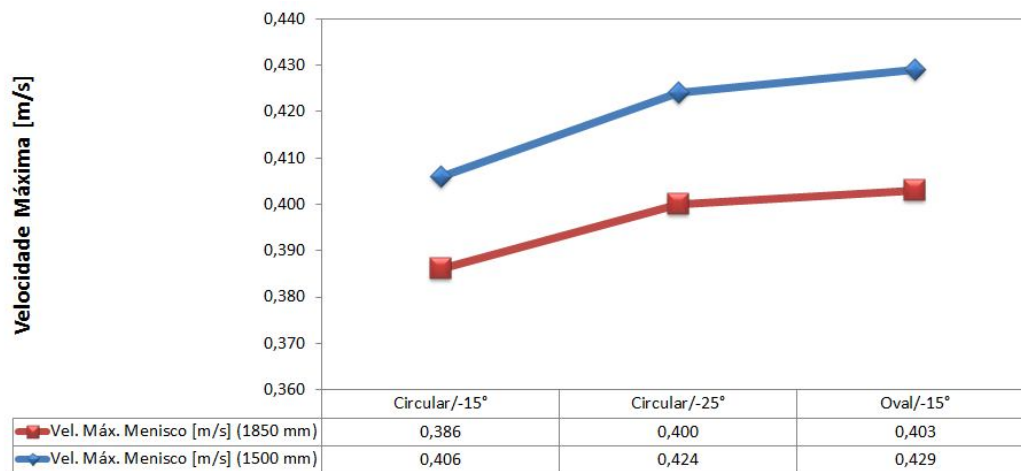


Figura 5.19 - Avaliação de velocidade máxima na região do menisco utilizando diferentes válvulas e duas configurações de largura de molde.

A largura do molde influencia diretamente na velocidade superficial. À medida que a largura aumenta, a tendência é que a velocidade superficial diminua, independente da configuração da válvula. Do ponto de vista industrial, tal observação é de suma importância, pois parâmetros operacionais podem ser ajustados de acordo com a largura do molde para obtenção da velocidade superficial ideal.

Para avaliação da influência da velocidade de lingotamento, realizou-se simulações com a válvula circular de  $-15^\circ$ , largura de 1.500mm, considerando velocidade de lingotamento de 0,80m/min e 1,0m/min. A velocidade máxima do menisco obtida foi de 0,424 e 0,634m/s respectivamente. Isso mostra que o aumento da velocidade de lingotamento tem uma tendência a aumentar a velocidade na superfície.

### 5.3.3 Variação no fator F para as diferentes válvulas submersas

O gráfico da figura 5.20 mostra os valores calculados de fator F (industrial) para cada configuração de válvula submersa.

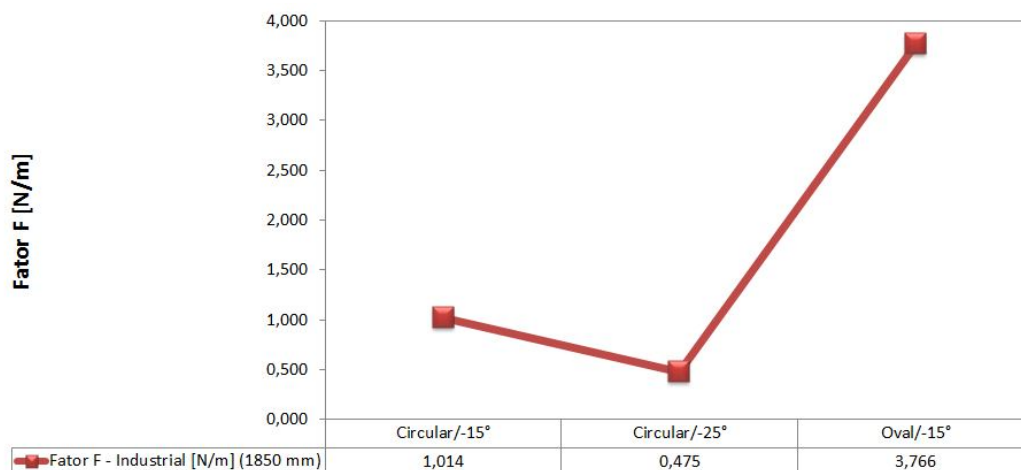


Figura 5.20 – Efeito da geometria da válvula submersa no fator F.

Nota-se pelo gráfico que a válvula oval apresentou fator F muito superior às demais válvulas testadas. Conforme discutido anteriormente, a válvula de saída oval possui área transversal na saída inferior às demais, proporcionando aumento da velocidade do fluido na saída da mesma. Conseqüentemente, a tendência é de que a velocidade do fluido na região de impacto seja superior, além de ter maior tendência a esta região de impacto ser menos distante do menisco que as demais. Todos estes fatos favorecem a obtenção de valores de fator F mais elevados.

Conforme discutido na seção 3.3.3.3, o valor de fator F pode ser um indicativo da condição de turbulência no molde. Autores abordam que a faixa ideal de trabalho para o fator F varia de 3,0 a 5,0 N/m (KOLLBERG et al. apud CARVALHO, 2013 e SENGUPTA, DILLON e DIXON, 2010). Portanto, do ponto de vista de avaliação do fator F, dentre os valores obtidos para as 3 válvulas, a válvula oval é a que mais se adequaria ao proposto pela literatura. As duas válvulas circulares apresentaram valores de fator F muito baixos, indicando uma condição de estagnação do menisco, ou seja, com tendência a ter velocidades mais baixas e formação de vórtices. O valor mais baixo apresentado pela válvula circular de -25° era esperado pelo fato do ângulo direcionar a um ponto de incidência (D) inferior aos demais, e conseqüentemente, chegar a este ponto com velocidade (V) mais reduzida.

O mesmo estudo realizado na seção anterior, variando largura do molde e velocidade de lingotamento para verificar o efeito na velocidade na região do menisco, foi realizado avaliando o efeito no fator F. Os resultados obtidos variando a largura do molde são mostrados na figura 5.21.

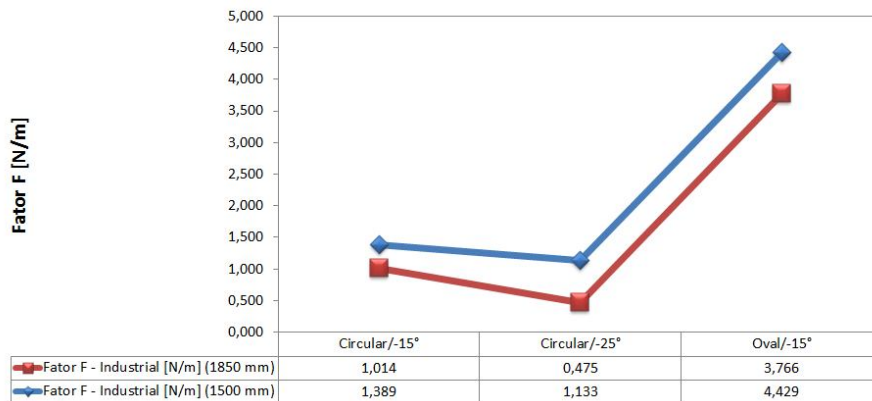


Figura 5.21 - Avaliação do fator F utilizando diferentes válvulas e duas larguras de molde.

Nota-se pelo gráfico da figura 5.21 que a alteração da largura altera significativamente o valor de fator F para todas as válvulas. Tal alteração ocorre pelo fato de menores larguras apresentarem profundidade de incidência menor e, conseqüentemente, velocidades maiores nesta região.

A alteração da velocidade de 0,8 para 1,0m/min quase dobrou o valor de fator F para esta condição de válvula (Circular de -15° e largura 1.500mm), passando de 1,39 para 2,22N/m. No entanto, ainda assim o valor está aquém do mínimo abordado na literatura como ideal (3,0), ou seja, neste caso para obtenção de valor mais adequado para o fator F, ou melhor condição de escoamento no molde, alterações em outras variáveis podem ser avaliadas (vazão de argônio, dimensões do molde, profundidade de válvula, etc.).

A tabela V.3 mostra todos os valores considerados para obtenção do fator F, além de valores de velocidade na região do menisco.

Tabela V.3 – Parâmetros obtidos para cada configuração de válvula e velocidades.

	Velocidade de lingotamento: 0,8 m/min						Velocidade de lingotamento: 1,0 m/min
	Largura: 1850 mm			Largura: 1500 mm			Largura: 1500 mm
	Oval -15°	Redonda -15°	Redonda -25°	Oval -15°	Redonda -15°	Redonda -25°	Redonda -15° (2)
Vel.máx.men.[m/s]	0,403	0,386	0,400	0,429	0,424	0,406	0,634
D [m]	0,260	0,300	0,340	0,165	0,200	0,210	0,195
Vel. incid. [m/s]	0,255	0,110	0,064	0,239	0,100	0,108	0,140
teta [°]	22,99	34,16	36,67	22,99	26,50	34,12	30,65
Q (vazão água) [m <sup>3</sup> /s]	0,000399	0,000399	0,000399	0,000318	0,000318	0,000318	0,000400
Fator F (modelo) [N/m]	0,059	0,016	0,007	0,070	0,022	0,018	0,035
Fator F (industrial) [N/m]	3,766	1,014	0,475	4,429	1,389	1,133	2,224

Portanto, as simulações via modelo matemático foram capazes de evidenciar importantes constatações e tendências quanto a diferenças de escoamento e condições de turbulência (fator F) para cada geometria de válvula submersa testada.

#### 5.4 Comparação dos resultados da técnica de “nail board” e das modelagens física e matemática

Comparando os resultados de “nail board” com previsões do modelo matemático, foi possível perceber algumas semelhanças. Dentre elas, pode-se destacar:

- A técnica experimental de “nail board” mostrou que a válvula oval possui maior velocidade superficial. A simulação matemática mostrou uma tendência de que essa velocidade seja superior também na válvula oval, apesar de pouca diferença com a válvula circular de -25°;
- A técnica experimental de “nail board” evidenciou que a válvula circular de -15° apresentou menores velocidades superficiais. A mesma tendência foi observada no modelo matemático;
- Para as válvulas circulares, em ambas as técnicas, há tendência a formação de regiões de recirculação, ou seja, formação de vórtices.

Portanto, dentre a avaliação de dados das duas técnicas, a válvula oval apresentou valores de velocidade superficial e fator F dentro do que outros autores (KOLLBERG et al., apud CARVALHO, 2013 e SENGUPTA, DILLON e DIXON, 2010), consideram como ideal, apesar desta mesma válvula ter apresentado uma tendência a escoamento mais direcionado à face estreita na região próxima ao menisco.

A comparação dos valores obtidos com a literatura é importante, mas a avaliação da qualidade do produto final é primordial para identificação da melhor condição para determinado processo. O tópico a seguir aborda a avaliação de qualidade superficial em produtos laminados para cada válvula submersa testada neste trabalho.

## 5.5 Resultados de Qualidade

Como comentado, apesar das técnicas de simulação matemática, física e “nail board” fornecerem informações sobre a condição de escoamento e velocidade na região do menisco, o resultado de qualidade do produto final deve também ser avaliado, para validação das abordagens propostas no presente trabalho.

Conforme detalhado no item 4.4, levantamentos foram realizados, mediante algumas considerações, para avaliação do resultado de superfície em produto com a utilização das três válvulas.

O gráfico da figura 5.22 mostra o resultado de inspeção para as chapas provenientes de corridas lingotadas com as válvulas simuladas e testadas neste trabalho.

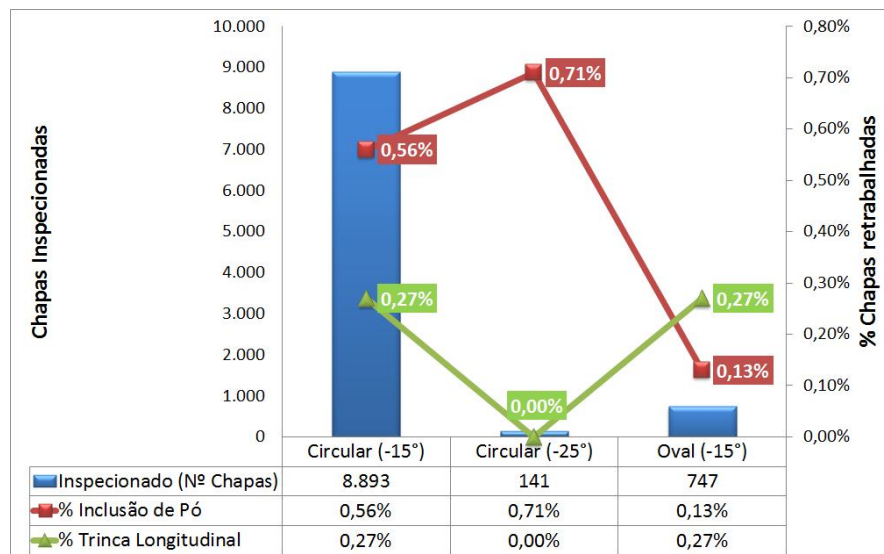


Figura 5.22 – Resultados de qualidade de chapas grossas para as três válvulas avaliadas, considerando duas profundidades de imersão (150 e 170mm).

Importante ressaltar que a quantidade muito superior de chapas inspecionadas da válvula circular de  $-15^\circ$  se deve ao fato desta válvula ser a válvula padrão.

Pelo gráfico é possível notar que as válvulas circulares apresentaram maior percentual de chapas retrabalhadas pelo defeito inclusão de pó quando comparado com a válvula oval. Para o defeito trinca longitudinal, as válvulas circular de  $-15^\circ$  e oval apresentaram resultados similares e a válvula circular de  $-25^\circ$  apresentou o melhor resultado; entretanto, neste caso o número de chapas inspecionadas foi mais baixo.

Como os testes foram realizados para a condição de profundidade de imersão da válvula de aproximadamente 150mm, foi realizado levantamento similar, com as mesmas considerações e filtros do anterior, porém separando em duas profundidades, sendo elas de aproximadamente 170mm e 150mm. Os gráficos das figuras 5.23 e 5.24 mostram resultados avaliando influência das válvulas, para diferentes profundidades de imersão, para os defeitos inclusão de pó e trinca longitudinal.

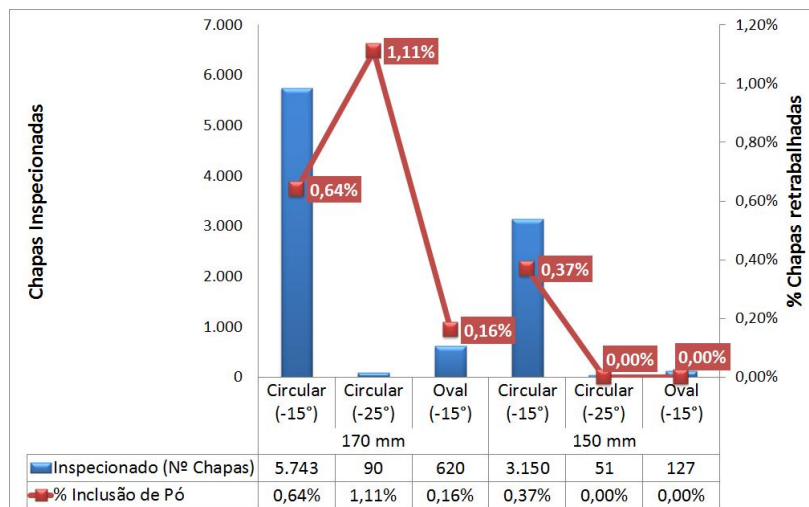


Figura 5.23 – Resultados de qualidade de chapas grossas para o defeito inclusão de pó em diferentes profundidades de imersão das válvulas submersas (150 e 170mm).

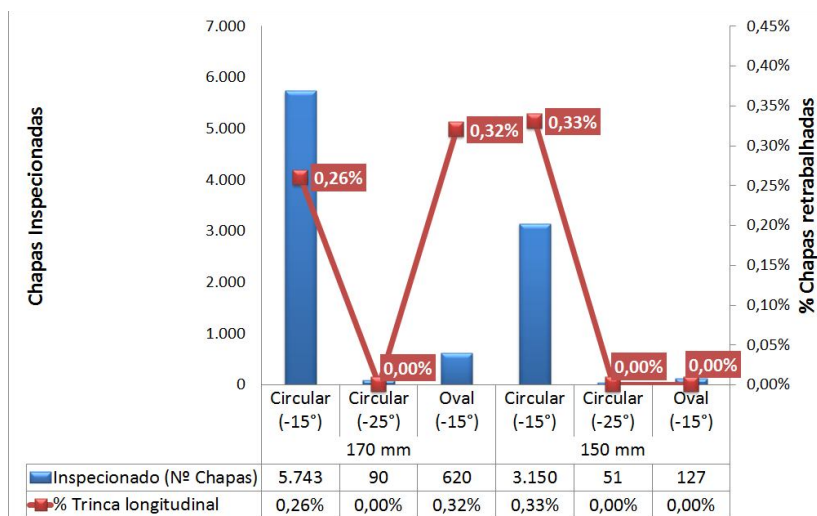


Figura 5.24 – Resultados de qualidade de chapas grossas para o defeito trinca longitudinal em diferentes profundidades de imersão das válvulas submersas.

Conforme observado no gráfico da figura 5.23, para o defeito inclusão de pó, a válvula oval apresentou melhores resultados para as duas profundidades de imersão, sendo que na profundidade de 150mm, não houve ocorrência do defeito em questão. A válvula circular de -15° apresentou ocorrência de defeito para as duas profundidades, sendo de modo geral, a válvula de pior resultado neste caso.

Para o defeito trinca longitudinal, cujos resultados para cada profundidade de válvula foram apresentados no gráfico da figura 5.24, para a profundidade de 170mm as válvulas circular de -15° e oval apresentaram resultados semelhantes, enquanto que a válvula circular de -25° não apresentou defeito. Para a profundidade de 150mm, a única válvula que apresentou ocorrência de defeito foi a válvula circular de -15°.

Portanto, analisando de forma geral os resultados de qualidade, nota-se que a válvula de saída oval apresentou melhores resultados, principalmente quando se considera a profundidade de 150mm, que foi objeto de avaliações numéricas e experimentais neste estudo.

A válvula padrão apresentou índice geral de 0,83% e a válvula oval apresentou índice de 0,40%. Muitos ganhos podem ser obtidos com essa diferença, tais como:

- Menor custo com retrabalho do produto para retirada de defeito;
- Menor custo de uma eventual recusa do produto e a necessidade de fabricá-lo novamente;
- Maior índice de OTIF (“On time in full”), melhorando tempo de entrega do produto ao cliente;
- Retirada de escarragem de determinados materiais, visto que a válvula tem tendência a melhores resultados, evitando perda de até 5% no peso da placa.

Conforme discutido anteriormente, autores relatam que a velocidade superficial ideal no menisco fica na faixa de 0,20 a 0,35m/s e fator F na faixa de 3,0 a 5,0N/m (KOLLBERG et al., apud CARVALHO, 2013 e SENGUPTA, DILLON e DIXON, 2010). Conforme simulações físicas e matemáticas, a válvula de saída oval apresentou velocidade superficial e fator F dentro da faixa considerada como ideal. O resultado de qualidade corroborou com o exposto, evidenciando que, de fato, a válvula oval tem tendência a apresentar uma melhor condição do menisco e, conseqüentemente menor quantidade de geração de defeitos nesta região. Apesar da literatura citar faixas ideais de velocidade superficial e fator F, cada máquina de lingotamento/padrão operacional deve realizar avaliações, conforme realizado neste trabalho para averiguação do resultado de qualidade no produto final, principalmente quando se trata do fator F, que muito pouco se relata na literatura as considerações para obtenção das variáveis que o compõe. Neste trabalho, a válvula considerada como ideal, apresentou velocidade superficial da ordem de 0,27m/s e fator F na ordem de 3,8N/m. A válvula com o pior resultado de qualidade apresentou velocidade superficial da ordem de 0,17m/s e fator F na ordem de 1,0N/m.

A técnica experimental de “nail board” mostrou também que a válvula oval, apesar de ter mostrado escoamento totalmente direcionado à face estreita, apresentou melhores resultados de velocidade superficial, além de evidenciar que não houve tendência a formação de vórtices, ao contrário das demais.

Para as válvulas circulares, as simulações físicas e matemáticas e a técnica experimental de “nail board” mostraram tendência a menores valores de velocidade superficial e menores valores de fator F e, conseqüentemente, com tendência a ocorrência de



recirculação ou vórtices. O resultado de qualidade destas válvulas, principalmente quando se analisa o defeito inclusão de pó, que pode ser gerado devido à formação destes vórtices, mostra que de fato estas válvulas têm maior tendência à formação deste defeito.

Parâmetros no processo podem ser variados com o intuito de se adequar a condição de menisco a uma velocidade superficial e fator F ideal. A simulação matemática aumentando a velocidade de lingotamento para a condição de válvula submersa circular de  $-15^\circ$  mostrou a tendência de aumento da velocidade superficial e fator F. Portanto, uma alternativa de adequar as válvulas circulares a uma melhor condição do menisco e melhor qualidade superficial é alterar parâmetros operacionais, tais como velocidade de lingotamento e vazão de argônio, sendo importante mapear através de simulações expostas neste trabalho, a influência nas condições de escoamento e velocidade superficial desta alteração.

Considerando todos os resultados obtidos neste trabalho, constata-se que foi desenvolvida e aplicada uma metodologia de previsão para melhoria e controle de qualidade para defeitos que são gerados no molde de lingotamento contínuo. Portanto, novas variações no processo podem ser mapeadas e tratadas através da metodologia desenvolvida.

## 6 CONCLUSÕES

Neste trabalho foi avaliado efeito da geometria da válvula submersa no escoamento do aço no molde, na velocidade superficial, no valor de fator F e na qualidade do produto final através da técnica experimental de “nail board” e simulações físicas e matemáticas.

Considerando os resultados alcançados neste trabalho, foi possível chegar às seguintes conclusões:

- Os resultados de qualidade superficial em produtos para os defeitos inclusão de pó e trinca longitudinal, indicaram melhores índices para a válvula de saída oval e ângulo de  $-15^\circ$ . Além disso, os resultados provenientes da técnica experimental de “nail board” e simulações matemáticas também indicaram melhor condição de escoamento no molde e velocidade superficial para esta válvula;
- A técnica experimental de “nail board” utilizada no trabalho evidenciou a capacidade do método em conhecer a condição real de escoamento na parte superior do molde. Através da utilização deste método, foi possível verificar diferenças relevantes no padrão de escoamento e velocidade superficial para cada válvula testada;
- Do ponto de vista de padrão de escoamento na parte superior do molde, os resultados de “nail board” mostraram que a válvula oval apresentou tendência a escoamento direcionado à face estreita e as válvulas circulares com escoamentos mais instáveis, com tendência à formação de vórtices. Dentre as válvulas avaliadas, a válvula oval apresentou maior velocidade superficial. As demais válvulas apresentaram valores considerados baixos pela literatura ( $< 0,2\text{m/s}$ ), indicando assim uma maior tendência a instabilidades no escoamento. Tal tendência foi evidenciada pelo método através da observação de regiões de recirculação nas duas válvulas circulares. Estas regiões de circulação indicam tendência a formação de vórtices e, conseqüentemente, maior tendência à ocorrência de defeitos;
- Através do modelo matemático foi possível verificar a condição de escoamento e do fator F obtido para cada válvula testada. As válvulas circulares apresentaram valores de fator F muito inferiores ao obtido para a válvula oval.

Tal fato indica tendência a uma condição de estagnação e, conseqüentemente, tendência à formação de regiões de recirculação para estas duas válvulas, o que de fato foi observado nas simulações;

- Os resultados do modelamento matemático, assim como nos ensaios de “nail board” mostraram que a válvula de saída oval apresentou tendência à melhor condição de escoamento, pois a mesma apresentou maior velocidade superficial e maior fator F comparado às demais. Além disto, ambos os métodos indicaram que as válvulas circulares apresentaram tendência à ocorrência de regiões de recirculação;
- Vale ressaltar que, apesar da literatura listar faixas ideais de velocidade superficial e fator F, cada usina/máquina de lingotamento/padrão de lingotamento deve avaliar através de medições, assim como realizado neste trabalho, qual o valor ideal para obtenção da melhor qualidade no produto final, principalmente se tratando do fator F, no qual muito pouco é abordado sobre a forma e considerações realizadas para obtenção das variáveis. Neste trabalho, a válvula considerada como ideal, apresentou velocidade superficial da ordem de 0,27m/s e fator F na ordem de 3,8N/m. A válvula com o pior resultado de qualidade apresentou velocidade superficial da ordem de 0,17m/s e fator F na ordem de 1,0N/m;
- Foi desenvolvido no presente trabalho uma metodologia de previsão para melhoria e controle de qualidade no processo de forma a mapear as condições de escoamento no molde de lingotamento contínuo e propor melhorias no processo para obtenção de melhores resultados de qualidade em produto.

## 7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para dar continuidade ao trabalho, tendo o intuito de conhecer o efeito das demais variáveis no escoamento do aço no molde e na qualidade final do produto para a(s) válvula(s) de interesse, sugere-se a realização dos seguintes trabalhos mediante realização de ensaios “nail board” e simulações matemáticas:

- Avaliar efeito da modificação de vazão de argônio, vislumbrando velocidade superficial e valor de fator F ideal para o escoamento no molde e qualidade final de produto;
- Avaliar efeito das diferentes profundidades de imersão de válvula submersa para determinação de profundidade ou faixas de profundidade ideais para melhor escoamento no molde;
- Avaliar efeito da modificação de largura de molde buscando identificar faixas de largura em que o escoamento no molde é mais propício para obtenção de boa qualidade de produto;

Determinar melhor associação entre as variáveis vazão de argônio, profundidade de válvula submersa e largura de molde, vislumbrando melhor condição de escoamento no molde e, conseqüentemente, valores de velocidade superficial e fator F ideais para a qualidade final de produto.

## 8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BARBOSA, F. A. *Modelamento Matemático e Físico do Escoamento do Aço Líquido em Diferentes Projetos de Distribuidor do Lingotamento Contínuo da USIMINAS*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2002. 206p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).

CALDERÓN RAMOS, I., MORALES, R. D., SALAZAR CAMPOY, M. Modeling Flow Turbulence in a Continuous Casting Slab Mold Comparing the use of Two Bifurcated Nozzles with Square and Circular Ports. *Steel Research International*, Weinheim, vol.86, n.12, p. 1610-1621, 2015.

CALDERÓN RAMOS, I. et al. Effects of Immersion Depth on Flow Turbulence of Liquid Steel in a Slab Mold Using a Nozzle with Upward Angle Rectangular Ports. *ISIJ International*, Tokyo, vol.54, n.8, p. 1797-1806, 2014.

CARVALHO, C. V. D. *Avaliação prática da qualidade inclusionária de uma placa de LC: um confronto com previsões obtidas de modelamento físico*. Ouro Preto: Escola de Minas da UFOP, 2013. 81p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia de Materiais).

CHO, S. –M., KIM, S. –H., THOMAS, B. G. Transient Fluid Flow during Steady Continuous Casting of Steel Slabs: Part I. Measurements and Modeling of Two-phase Flow. *ISIJ International*, Tokyo, vol.54, n.4, p.845-854, 2014.

CHO, S. –M., THOMAS, B. G., KIM, S. –H. Bubble Behavior and Size Distributions in Stopper-Rod Nozzle and Mold during Continuous Casting of Steel Slabs. *ISIJ International*, Tokyo, vol.58, n.8, p.1443-1452, 2018.

CHO, S. –M. et al. Effect of Nozzle Port Angle on Mold Surface. *Iron & Steel Technology*, p. 76-84, jul. 2017

CRAIG, K. J. et al. Design Optimization of a Submerged Entry Nozzle for Minimum Meniscus Turbulent Kinetic Energy. In: WORLD CONGRESSES OF STRUCTURAL AND MULTIDISCIPLINARY OPTIMIZATION, 6, 2005. Rio de Janeiro, 2005. p.1-10.

CRAMB, A. W., RASTOGI, R., MADDALENA, R. L. Nozzle Clogging. In: CRAMB, A. W. *The Making, Shape and Treating of Steel*. 11ª Edição. Warrendale: AIST Iron and Steel Technology, 2003, cap. 09, p.1-17.

DAUBY, P. H. Continuous Casting: Make Better Steel and More of It! *Revue de Métallurgie*, vol.109, n.2, p113-136, 2012.

DOMGIN, J.-F., DJUREN, U., ASSELBORN, A. Mold Flow Monitoring Solution: An On-Line Tool to Characterize Flows in CC Mould. In: EUROPEAN CONTINUOUS CASTING CONFERENCE, 9, 2017, Vienna. p.469-476.

DOMGIN, J.-F. et al. Effect of Process Parameters Variation on CC Mould Hydrodynamics and Inclusions Behaviour. *Revue de Métallurgie*, Paris, vol.102, n.10, p703-710, 2005.

ESSS – Engineering Simulation and Scientific Software – Curso: Computational Modeling of Turbulent Flows – 2009.

HIBELLER, L. C., THOMAS, B.G. Mold Slag Entrainment in Continuous Casting Molds. In: AISTECH 2013 IRON AND STEEL TECHNOLOGY CONFERENCE, 1, 2013. AIST. Warrendale, 2013. p.1215-1230.

IGUCHI, M., TERAUCHI, Y. Karman Vortex Probe for the Detection of Molten Metal Surface Flow in Low Velocity Range. *ISIJ International*, Tokyo, vol.42, n.9, p.939-943, 2002.

IGUCHI, M. et al. Development of a Karman Vortex Probe for Measuring the Velocity of Molten Metal Flow. *Materials Transactions, JIM*, Tokyo, vol.35, n.10, p.716-721, 1994.

KUBOTA, J. et al. Steel Flow Control in Continuous Slab Caster Mold by Traveling Magnetic Field. *NKK Technical Review*, n.85, p.1-9, 2001.

LEE, G. et al. Asymmetric Multi-phase Fluid Flow and Particle Entrapment in a Continuous Casting Mold. In: *AISTECH CONFERENCE PROCEEDINGS*, 2008, Pittsburgh. Warrendale: Association for Iron and Steel Technology, 2008. p. 1-12.

LEE, P. D. et al. Review: The “butterfly effect” in continuous casting. *Ironmaking and Steelmaking*, London, vol.39, n.4, p244-253, 2012.

LIU, R. *Modeling Transient Multiphase Flow and Mold Top Surface Behavior in Steel Continuous Casting*. Urbana: College of Illinois at Urbana-Champaign, 2014. (Dissertação, Doutorado de Filosofia em Engenharia Mecânica).

LIU, R., THOMAS, B. G., SENGUPTA, J. Simulation of Transient Fluid Flow in Mold Region during Steel Continuous Casting. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol.33, n.1, p.1-10, 2012.

LIU, R. et al. Measurements of Molten Steel Surface Velocity and Effect of Stopper-rod Movement on Transient Multiphase Fluid Flow in Continuous Casting. *ISIJ International*, Tokyo, vol.54, n.10, p. 2314-2323, 2014.

LIU, R. et al. Measurement of Molten Steel Surface Velocity with SVC and NAIL Dipping During Continuous Casting Process. *Sensors, Sampling and Simulation for Process Control*. 1ª Edição. San Diego: TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 2011, cap. Liquid Metal Sensing and Online Measurement, p.51-58.

LIU, Z. et al. Scale-Adaptive Simulation of Transient Two-Phase Flow in Continuous-Casting Mold. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2018.

MALISKA, C. R. *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional*. 2.ed. Rio de Janeiro: LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S. A., 1995. 460p.

MILLS, K. C. Mold Powders for Continuous Casting. In: CRAMB, A. W. *The Making, Shape and Treating of Steel*. 11ª Edição. Warrendale: AIST Iron and Steel Technology, 2003, cap. 08, p.1-41.

MILLS, K. C. et al. Looking into continuous casting mold. *Ironmaking and Steelmaking*, London, vol.41, n.4, p242-249, 2014.

MFM – Mould Flow Measurement. AMEPA. Disponível em: <<http://amepa.de/en/produkte/mfc-2>> Acesso em: 15/10/2017.

MORALES, B. B. *Simulação numérica do escoamento em modelo físico da estação de refino secundário RH*. Porto Alegre: Escola de Engenharia da UFRGS, 2008. 97p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia).

NAJJAR, F. M., THOMAS, B. G., HERSHEY, D. E. Turbulent Flow Simulations in Bifurcated Nozzles: Effects of Design and Casting Operation. *Metallurgical Transactions B*, vol.26B, n.4, p.749-765, 1995.

NASCIMENTO, A. A. *Análise do escoamento do aço líquido no distribuidor da Máquina 4*. Centro de Pesquisa e Desenvolvimento da Usiminas, 2014 (Relatório interno de P&D número RPVR010357).

NASCIMENTO, A. A. *Análise numérica e experimental do escoamento do aço líquido no molde de lingotamento contínuo*. Centro de Pesquisa e Desenvolvimento da Usiminas, 2012 (Relatório interno de P&D número RPVR7592).



NASCIMENTO, A. A. *Avaliação de Defeito Classificado como Esfoliamento em Aço Ultra Baixo Carbono*. Centro de Pesquisa e Desenvolvimento da Usiminas, 2017 (Relatório interno de P&D número RAMZ014290).

NEVES, L.; TAVARES, R. P. Modelo matemático das forças de não-arraste no escoamento bifásico do desgaseificador RH. *Tecnol. Metal. Mater. Miner.*, São Paulo. V.14, No. 4, Pág. 296-302, Dez. 2017.

OLIVEIRA, L. J. S. *Caracterização de defeito Inclusão de Pó*. Centro de Pesquisa e Desenvolvimento da Usiminas, 2013 (Relatório interno de P&D – SSAT número 2594).

OLIVEIRA, L. J. S. *Efeito da Transferência de Calor e do Pó Fluxante na Formação de Trincas Longitudinais*. Centro de Pesquisa e Desenvolvimento da Usiminas, 2015 (Relatório interno de P&D – número RPVR011005).

RIETOW, T., THOMAS, B. G. Using Nail Board Experiments to Quantify Surface Velocities in the CC Mold. In: AISTECH CONFERENCE PROCEEDINGS, 2008, Pittsburgh. Warrendale: Association for Iron and Steel Technology, 2008. p. 1-11.

SALAZAR-CAMPOY, M., M., et al. A Physical Model to Study the Effects of Nozzle Design on Dense Two-Phase Flows in a Slab Mold Casting Ultra-Low Carbon Steels. *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 48, 2, p. 1376-1389, Abril, 2017.

SENGUPTA, J., DILLON, E., DIXON, J. Correlation Between F-value and Sliver Index for Ultra-low Carbon Steel Grades at ArcelorMittal Dofasco's No.1 Continuous Caster. In: IRON AND STEEL TECHNOLOGY CONFERENCE, 2, 2010, Pittsburgh. AISTech. Warrendale, 2010. p.181-191.

SILVEIRA, W. J. *Modelamento matemático do escoamento de fluidos no processo RH para previsão da taxa de circulação do aço*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2011. 77p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).

SINGH, V., DAS, S. K. Review: Thermo-fluid Mathematical Modeling of Steel Slab Caster: Progress in 21<sup>st</sup> Century. *ISIJ International*, Tokyo, vol.6, n.9, p. 1509-1518, 2016.

SODJA, L. Turbulence Models in CFD. In: SEMINAR UNIVERSITY OF LJUBLJANA, 2007, Ljubljana. Seminar Turbulence Models in CFD. Ljubljana: University of Ljubljana Department of Physics, 2007. p.1-18.

SZEKELY, J., THEMELIS, N. J. Rate phenomena in process metallurgy. New York: Wiley Interscience, 1971. 784p.

TESHIMA, T., et al. Improvement of surface property of steel at high casting speed. In: Steelmaking Conference Proceedings, 71, 1988, Toronto. *71st Steelmaking Conference proceedings*. Warrendale, Iron and Steel Society, 1988, pp. 111-118.

THOMAS, B. G. Fluid Flow in the Mold. In: CRAMB, A. W. *The Making, Shape and Treating of Steel*. 11<sup>a</sup> Edição. Warrendale: AIST Iron and Steel Technology, 2003, cap. 14, p.1-41.

THOMAS, B. G. Modeling of Continuous Casting. In: CRAMB, A. W. *The Making, Shape and Treating of Steel*. 11<sup>a</sup> Edição. Warrendale: AIST Iron and Steel Technology, 2003, cap. 5, p.1-24.

THOMAS, B. G. Modeling of Continuous-Casting Defects Related to Mold Fluid Flow. In: INTERNATIONAL CONGRESS ON SCIENCE & TECHNOLOGY OF STEELMAKING, 3, 2005. AIST. Warrendale, 2005. p.847-865.

THOMAS, B. G., et al. Comparison of Four Methods to Evaluate Fluid Velocities in a Continuous Slab Casting Mold. *ISIJ International*, Tokyo, vol.41, n.10, p. 1262-1271, 2001.

THOMAS, B.G. et al. Transient Fluid-Flow Phenomena in the Continuous Steel-Slab Casting Mold and Defect Formation. *Journal of Metals* – electronic edition. Pittsburgh, dez. 2006.

THOMAS, B. G. et al. Transport and Entrapment of Particles in Steel Continuous Casting. *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol.45B, p.22-35, 2014.

VALADARES, C. A. G. Curso de Lingotamento Contínuo de Placas. São Paulo: *Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais*, 2010. 245p.

WANG, Y., ZHANG, L. Transient Fluid Flow Phenomena during Continuous Casting: Part II-Cast Speed Change, Temperature Fluctuation, and Steel Grade Mixing. *ISIJ International*, Tokyo, vol.50, n.12, p. 1783-1791, 2010.

WORLD STEEL ASSOCIATION. *Steel Statistical Yearbook 2016*. Bruxelas, 2016. 128p.

WORLD STEEL ASSOCIATION. *World Steel in Figures*. Bruxelas, 2017. 17 p.

ZHANG, L. et al. Investigation of Fluid Flow and Steel Cleanliness in the Continuous Casting. *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol.38B, p.63-83, 2007.

ZHAO, P. et al. LBM-LES Simulation of the Transient Asymmetric Flow and Free Surface Fluctuations under Steady Operating Conditions of Slab Continuous Casting Process. *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol.48B, p.456-470, 2017.