

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

ESTUDO DO FENÔMENO DE *CLOGGING* NA REGIÃO DA VÁLVULA TAMPÃO
POR MEIO DA DINÂMICA DOS FLUIDOS COMPUTACIONAL

André Carlos Contini

Dissertação para obtenção do título de Mestre em Engenharia

Porto Alegre

2011

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

ESTUDO DO FENÔMENO DE *CLOGGING* NA REGIÃO DA VÁLVULA TAMPÃO
POR MEIO DA DINÂMICA DOS FLUIDOS COMPUTACIONAL

André Carlos Contini

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

Área de Concentração: Metalurgia Extrativa/Tecnologia Mineral

Orientador: Prof. Dr. Antônio Cezar Faria Vilela

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Jaime Alvares Spim Junior PPGEM/UFRGS

Prof. Dra. Adriane Prisco Petry GESTE/UFRGS

Prof. Dr. Ney Francisco Ferreira GPFAI/UFRGS

Porto Alegre

2011

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	5
LISTA DE TABELAS	7
LISTA DE SÍMBOLOS	8
RESUMO	11
ABSTRACT	12
1. INTRODUÇÃO.....	13
2. OBJETIVOS	14
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	15
3.1. Lingotamento contínuo.....	15
3.2. Válvula submersa	16
3.3. Inclusões não-metálicas	17
3.4. Acúmulo de material na válvula submersa - <i>Clogging</i>	18
3.5. Diferentes hipóteses para explicar o mecanismo de deposição de alumina.....	20
3.6. Propostas para reduzir o fenômeno de <i>clogging</i>	25
4. MATERIAIS E MÉTODOS.....	30
4.1. Geração da geometria	30
4.2. Geração da malha	31
4.3. Hipóteses fundamentais	32
4.4. Condições de contorno e propriedades físicas	33
4.5. Modelo Algebraic Slip Model - ASM.....	35
4.6. Modelo Lagrangeano	35
4.7. Simulações realizadas	36
4.8. Solução numérica	37
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO	39
5.1. Apresentação dos resultados	39

5.2.	Escoamento monofásico.....	40
5.3.	Deposição com o modelo Lagrange.....	42
5.4.	Deposição com o modelo ASM	47
5.5.	Comparação entre os modelos de deposição ASM e Lagrange	50
5.6.	Escoamento bifásico	52
5.7.	Taxa de deposição para escoamento com presença de gás	53
6.	CONCLUSÕES	55
7.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	56
8.	REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS	57
9.	APÊNDICES	60
9.1.	Apêndice A – Modelagem numérica.....	60
9.1.1.	Escoamento laminar e turbulento.....	61
9.1.2.	Modelagem da turbulência	62
9.1.3.	Camada limite	63
9.1.4.	Escoamentos multifásicos	65
9.1.1.	Esquemas de interpolação	65
9.1.2.	Método de solução numérica - EbFVM.....	66
9.1.3.	Modelos de turbulência.....	66
9.1.4.	Modelo de deposição Algebraic Slip Model - ASM	70
9.1.5.	Modelo de arraste entre as fases	72
9.1.6.	Forças de não-arrasto	72
9.2.	APÊNDICE B – Independência dos principais parâmetros do escoamento	74
9.2.1.	Influência da discretização temporal nos resultados de deposição	75
9.2.2.	Influência do número de partículas injetadas no resultado de deposição	76
9.2.3.	Influência da discretização espacial na deposição das inclusões – Método Lagrangeano ...	77
9.2.4.	Avaliação do y^+	78
9.3.	APÊNDICE C – Independência do escoamento	80

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Desenho esquemático do processo de lingotamento contínuo – corte transversal (Adaptado da fonte: RIZZO, E. M S. 2006).....	15
Figura 2–Desenho esquemático da válvula submersa – corte transversal (Adaptado da fonte: RIZZO, E. M S. 2006).....	16
Figura 3 – Comparação do nível do molde, posição da <i>stopper</i> e variação padrão do nível do molde entre uma corrida ideal (Figura 3(a)) e uma corrida com <i>clogging</i> (Figura 3(b)) (Adaptado da fonte: BANNENBERG N. 1995).....	19
Figura 4 –Fração de Al_2O_3 depositada em diferentes pontos da válvula submersa. (Adaptado da fonte: SINGH, S. N. 1974).	20
Figura 5 – Trajetória limite calculada segundo a equação 2 (Adaptado da fonte: GELATA <i>et al</i> , 1981).....	22
Figura 6 – Vista superior do distribuidor utilizado por Wilson <i>et al</i> (Adaptado da fonte: WILSON F. G. <i>et al.</i> , 1987).	23
Figura 7 – (a)Canal de saída do aço na posição correta (b) Canal de saída do aço na posição invertida (Adaptado da fonte: WILSON F. G. <i>et al.</i> ,1987).....	23
Figura 8 – (a) Corte transversal do canal de saída do aço (b) Corte transversal do canal de saída do aço na posição invertida (Adaptado da fonte: WILSON F. G. <i>et al</i> 1987). 24	
Figura 9 – Percentual de deposição ocorrida no canal e as prováveis causas – Válvula submersa na posição correta. (Adaptado da fonte: WILSON F. G. <i>et al</i> 1987).....	24
Figura 10 – (a) Esquema do experimento com bolhas de hidrogênio utilizado para visualizar as linhas de corrente do escoamento. (b) Um dos resultados obtido por Dawson. (Adaptado da fonte: DAWSON, S. <i>et al</i> 1990).....	25
Figura 11 – Metodologia da proposta elétrica e magnética com o objetivo de alinhar as linhas de corrente no canal da válvula. (Adaptado da fonte: LAVERS, J. D. <i>et al</i> 2003)	27
Figura 12 – (a)Linhas de corrente na entrada da válvula sem a aplicação de uma corrente DC (à esquerda) e com aplicação de uma corrente DC de 3500 A (à direita). (b) Comparação das linhas de corrente sem e com a aplicação de um campo magnético gerado a partir de duas bobinas com uma corrente AC de 1000 A e uma frequência de 500Hz. (Adaptado da fonte: LAVERS, J. D. <i>et al</i> 2003)	28
Figura 13–(a) Região do modelo considerada na simulação numérica (b) nomenclatura das regiões de interesse do escoamento.....	31
Figura 14 - a) malha inteira de 118mil nós; b) detalhe das paredes e ponta do tampão. 32	
Figura 15. Destaque da área de abertura formado pela válvula tampão e a área transversal da válvula submersa.	33
Figura 16. Vista isométrica em z da geometria e nome das principais regiões.	34
Figura 17. (a) Injeção de alumina junto ao aço pela superfície da geometria.	35
Figura 18 - Distribuição dos injetores ao longo da válvula. Os pontos em preto localizados no colo representam a posição dos injetores.	37
Figura 19 - Estrutura da apresentação dos resultados e discussões.....	39
Figura 20 -Campo de velocidade e linhas de corrente do escoamento para o caso $A_a/A_t = 0,3, 0,6$ e $1,0$	40
Figura 21 - Distribuição da pressão ao longo da linha tracejada mostrada na válvula tampão.	41
Figura 22 - Campo de velocidade para uma abertura de $A_a/A_t = 0,4$.(Adaptado da fonte: KLOSTERMANN, J. <i>et al</i> 2007)	41

Figura 23 - Comparação de diferentes modelos de turbulência para o caso com abertura $A_a/A_t = 0,3$. (a) modelo de turbulência k- ϵ . (b) modelo de turbulência SST.....	42
Figura 24 – Trajetória de algumas inclusões de alumina que se depositaram na ponta do tampão para o caso $A_a/A_t=0,3$. Mostrado no detalhe.	43
Figura 25 - Comparação da porcentagem de inclusões depositadas em função da abertura do tampão A_a/A_t	44
Figura 26 – Comparação da deposição de inclusões para o caso $A_a/A_t = 0,3$ com e sem a dispersão turbulenta.....	45
Figura 27 – (a) Mapa de velocidade do aço e trajetória das inclusões na região da válvula. (b) Foco da trajetória das inclusões que se depositaram no estreitamento do escoamento. (c) Foco da trajetória das inclusões na região da ponta do tampão.	45
Figura 28 – Comportamento da trajetória das inclusões na região da válvula submersa com e sem dispersão turbulenta.....	46
Figura 29 – Comparação da taxa de deposição normalizada em função da abertura do tampão para o modelo ASM.....	47
Figura 30 – Principais regiões de deposição no modelo ASM.....	48
Figura 31 – Variação da taxa de deposição em função da densidade das inclusões para abertura $A_a/A_t = 0,3$	49
Figura 32 – Mecanismo responsável pela deposição no modelo ASM.....	50
Figura 33 – Comparação dos modelos ASM e Lagrange da deposição de alumina normalizada na região do colo à medida que o tampão vai sendo aberto.	51
Figura 34 – Comparação dos modelos ASM e Lagrange da deposição (normalizada) de alumina na região do tampão em função da abertura do tampão.	52
Figura 35 – Vista transversal de um corte no centro do tampão mostrando a fração volumétrica do gás na região da ponta do tampão e do colo da válvula.	53
Figura 36 – Comparação da taxa de deposição normalizada em função da injeção gás para o caso com abertura $A_a/A_t = 0,3$	54
Figura 37 – Distorção de uma partícula fluida enquanto ao escoar pela camada limite (Adaptado da fonte: MUNSON, B. R. <i>et al</i> , 2004)	62
Figura 38. (a) Espessura da camada limite em uma placa plana (b) Descolamento da camada limite em uma placa plana. (Adaptado da fonte: CATTANI, M. S. D. 2005) ..	64
Figura 39. Descolamento da camada limite em um cilindro. (Adaptado da fonte: CATTANI, M. S. D. 2005).....	65
Figura 40 a) geometria inteira do modelo computacional b) região do modelo considerada na simulação numérica.	75
Figura 41 – Avaliação da influência da discretização temporal na deposição das inclusões. A malha utilizada foi de aproximadamente 121 mil nós.....	76
Figura 42 – Influência do número de inclusões injetadas na deposição em cada região da válvula. A malha utilizada foi de aproximadamente 121 mil nós.	77
Figura 43 – Influenciada malha computacional na quantidade de inclusões depositadas para o caso $A_a/A_t = 0,3$	78
Figura 44 – Avaliação do y^+ nas principais regiões de deposição: colo, válvula submersa e tampão.....	79
Figura 45 – Avaliação do perfil de velocidade em duas posições da válvula submersa. 80	

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Abertura de válvula com suas respectivas vazões e velocidades de lingotamento.	33
Tabela 2. Condições de contorno	34
Tabela 3. Propriedades físicas dos fluidos simulados.	34
Tabela 4. Simulações realizadas para escoamento sem a presença de gás.....	36
Tabela 5. Simulações realizadas para escoamento bifásico	37
Tabela 6. Configuração para solução do escoamento monofásico.....	37
Tabela 7. Configuração para solução do escoamento bifásico.....	38
Tabela 8. Configuração para solução do método de Lagrange.....	38
Tabela 9. Configuração para solução do método ASM.....	38

LISTA DE SÍMBOLOS

Altura	h_1
Área de abertura do tampão	A_a
Área transversal da bolha	A_{21}
Área transversal da válvula submersa	A_t
Coefficiente de arrasto	C_D
Comprimento	l_e
Comprimento característico	l
Constante adimensional	y^+
Constante da força de sustentação	C_{SL}
Constante de ajuste	C_μ
Constante de ajuste	σ_k
Constante de ajuste do modelo k- ϵ	σ_x
Constante de ajuste do modelo k- ϵ	σ_ϵ
Constante de ajuste do modelo k- ϵ	C_1
Constante de ajuste do modelo k- ϵ	C_2
Constante de ajuste do modelo k- ω	β
Constante de ajuste do modelo k- ω	β'
Constante de ajuste do modelo SST	σ_ω
Constante de ajuste do modelo SST	σ^*
Constante de ajuste do modelo SST	β^*
Constante de dispersão turbulenta	C_{TD}
Densidade da mistura	ρ_m
Densidade da mistura	ρ_m
Densidade do fluido	ρ
Densidade do liquido equivalente	C_{VM}
Desvio da média da pressão	p'
Desvio da média da velocidade	u'
Difusão da fase dispersa	$\nabla\alpha_2$
Empuxo	E
Energia cinética de turbulência	k
Espessura da camada limite	δ_{ij}
Fase	α
Força (historyterm)	F_{TH}
Força da gravidade	F_g
Força da gravidade	g
Força da massa virtual	F_{MV}

Força de arrasto	F_D
Força de arrasto	F_{12}
Força de dispersão turbulenta	F_1^{TD}
Força de massa virtual	F_1^{VM}
Força de sustentação	F_1^L
Força resultante	F_R
Fração volumétrica	a
Frequência da turbulência	Ω
Frequência de turbulência	ω
Geração de k	G
Índice	i, j
Massa específica da fase contínua	ρ_1
Massa específica da fase dispersa	ρ_2
Número de Reynolds	Re
Número randômico	Γ
Posição	x
Pressão	p
Pressão média no tempo da variável instantânea	P
Queda de pressão	ΔP
Raio	r_2
Raio da válvula submersa	r
Taxa de dissipação	ε
Tempo	t
Tempo de vida	τ_e
Tensor de deformação	D_{ij}
Termo fonte de massa	Q
Termo fonte de momento	S^u
Velocidade	u
Velocidade característica	V
Velocidade da componente-i da mistura	$u_{m,i}$
Velocidade da fase contínua	u_c
Velocidade da fase dispersa	u_k
Velocidade da mistura	u_m
Velocidade de deriva	$v_{k,c}$
Velocidade de escorregamento	$v_{i,c}$
Velocidade de escorregamento	$u_{k,c}$
Velocidade média no tempo da variável instantânea	U
Velocidade oscilante do vórtice	v_f'
Velocidade variável de deriva	u_{DK}

Viscosidade da mistura	μ_m
Viscosidade do fluido	μ
Viscosidade efetiva	μ_e
Viscosidade laminar	μ_l
Viscosidade turbulenta	ν_t
Viscosidade turbulenta	μ_t

RESUMO

No lingotamento contínuo, o fenômeno de *clogging* é um problema ainda a ser resolvido e pouco se sabe a respeito da fluidodinâmica em válvulas do tipo tampão. Este trabalho pretende contribuir para uma melhor compreensão do mecanismo de deposição de inclusões de alumina, empregando um modelo fluidodinâmico computacional para caracterizar o escoamento do aço na região da válvula tampão.

Para o cálculo, foi modelada uma geometria tridimensional da região próxima à válvula. A solução do escoamento foi realizada usando as equações de Navier-Stokes com médias de Reynolds (RANS). A deposição de inclusões foi implementada com dois modelos distintos: Lagrangeano e o ASM (*Algebraic Slip Model*). Foram avaliadas diferentes aberturas do tampão para visualizar o comportamento do aço na região da válvula e relacioná-lo à taxa de deposição de inclusões. Observou-se que, para ambos os modelos, quanto mais elevada estiver a válvula tampão, menor a taxa de deposição de inclusões.

Numa segunda etapa, foi simulada a injeção de gás através do colo da válvula por meio de 16 injetores com o objetivo de ver a influência desta nas regiões de mais provável deposição. Observou-se que a injeção de gás contribuiu para a redução da taxa de deposição na região da válvula.

ABSTRACT

The clogging phenomenon is a yet to be solved problem and there is little knowledge about the fluid-dynamic relation to inclusions deposition. The purpose of this study is to help to understand the inclusions deposition mechanism, employing a CFD model to describe the steel flow in a stopper rod. A 3D geometry of the nozzle region was built and the results were obtained using Reynolds Average Navier-Stokes (RANS). The study of the deposition of inclusions was implemented with two different models: Lagrangian and ASM (Algebraic Slip Model). Different stopper rod openings were evaluated in order to visualize the steel flow through the nozzle and compare the alumina deposition rate. It was observed that larger stopper rod openings lower the inclusions deposition rate.

In the second part of this study, the gas is injected through 16 points located at the nozzle to evaluate its influence on the aluminum deposition rate. The comparison between numerical results showed that the gas injection has reduced the deposition rate on the stopper rod region.

1. INTRODUÇÃO

Nas aciarias que trabalham com lingotamento contínuo existe um equipamento chamado distribuidor. Este equipamento é responsável por receber o aço vindo da panela e distribuí-lo através de veios para os moldes, onde se dá início ao processo de solidificação. O controle de vazão no distribuidor é, frequentemente, realizado por válvulas do tipo tampão. No entanto, devido à presença de inclusões no aço (ex: alumina), a estreita região de passagem dessas válvulas pode entupir devido ao acúmulo dessas inclusões e, em casos extremos, pode haver o bloqueio completo do canal de passagem do aço. Esse mecanismo também é conhecido como fenômeno de *clogging*, e pode ser considerado um dos maiores problemas na operação do lingotamento contínuo.

As pesquisas relacionadas a esse fenômeno e suas possíveis soluções têm se intensificado bastante nos últimos anos. Contudo, a maior parte desses estudos está focada na termodinâmica do fenômeno. O estudo fluidodinâmico tem sido pouco explorado até o momento, devido a diversos fatores, como: (1) poder computacional insuficiente, (2) modelos matemáticos muito simplificados e (3) dificuldades de realizar análises experimentais. Além disso, as causas fluidodinâmicas estão ligadas à geometria da válvula, que ao longo dos anos tem sofrido várias alterações.

No presente trabalho estuda-se o escoamento na região da válvula tampão através de simulação computacional, buscando com isso correlacionar variáveis de escoamento com o mecanismo de deposição de inclusões. Para simular as inclusões presentes no aço foram utilizados dois modelos: ASM (*Algebraic Slip Model*) e Lagrangeano. Também foi simulada a injeção de gás através do colo por meio de 16 injetores, com o objetivo de verificar se é possível diminuir a deposição de inclusões utilizando esta metodologia.

Considera-se este trabalho como uma colaboração para o entendimento das causas fluidodinâmicas responsáveis pelo fenômeno de *clogging*.

2. OBJETIVOS

O objetivo geral desta dissertação é a simulação numérica do escoamento na região da válvula tampão do distribuidor, avaliando as taxas de deposição de inclusões de alumina para diferentes aberturas de tampão.

Para atingir o objetivo geral, os seguintes objetivos específicos devem ser atendidos:

- Conhecer e caracterizar o escoamento na ponta da válvula tampão, para diferentes aberturas de tampão;
- Avaliar o comportamento das inclusões de alumina na região próxima a válvula tampão para saber quais as principais regiões de deposição através de dois modelos distintos: *Algebraic Slip Model* e Lagrangeano.

Além disso, essa dissertação engloba alguns objetivos paralelos aos citados anteriormente, que são:

- Comparação do escoamento na ponta do tampão usando os modelos de turbulência k- ϵ e SST;
- Avaliação de uma proposta para redução das inclusões depositadas na ponta do tampão, através da injeção de gás inerte por meio de injetores posicionados no colo da válvula.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. Lingotamento contínuo

Depois das etapas de refino primário e secundário, o aço líquido segue para a etapa de lingotamento. Nesta fase o aço pode seguir três caminhos dependendo do tipo de aço e da disponibilidade do equipamento na aciaria: solidificação em moldes, lingotamento convencional ou o lingotamento contínuo.

O lingotamento contínuo foi o último dentre os três a ser colocado em prática. Ele veio da necessidade de lingotar diretamente o tarugo, destinado à laminação de barras, eliminando-se o pesado e custoso laminador desbastador, bem como para aumentar a produtividade. Atualmente, mais de 90% da produção mundial de aço é obtida através de sofisticadas máquinas de lingotamento contínuo (BÖLLING, R. *et al*, 2005).

O processo de lingotamento contínuo é dividido basicamente em três equipamentos: panela, distribuidor e molde, conforme está ilustrado na Figura 1:

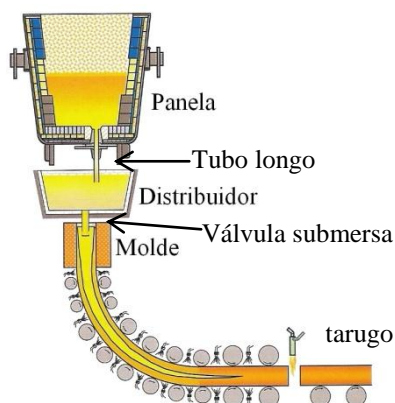


Figura 1 – Desenho esquemático do processo de lingotamento contínuo – corte transversal (Adaptado da fonte: RIZZO, E. M S. 2006).

O lingotamento começa quando o aço líquido da panela é transferido para o distribuidor através de uma válvula conectada ao tubo longo. Depois que o distribuidor atingiu o nível de trabalho, o aço começa a ser escoado para o molde através da válvula submersa. É nesta etapa que está o foco deste trabalho.

No molde, o aço começa a solidificar através do contato com as superfícies refrigeradas, onde o calor é extraído rapidamente formando uma casca sólida. A espessura da casca solidificada aumenta com o avanço do lingote a uma velocidade pré-

estabelecida, e o seu corte, em comprimentos adequados ocorre quando o mesmo está completamente solidificado. Mais detalhes sobre o processo de lingotamento contínuo de aço pode ser encontrado em GARCIA, A. *et al* (2006).

3.2. Válvula submersa

Conforme apresentado na seção 3.1, o aço líquido é transferido do distribuidor para o molde por meio de um canal que é conhecido como tubo ou válvula submersa, conforme a Figura 2. Ela é dividida em colo e válvula submersa.

Para um controle de vazão mais refinado pode ser instalada uma válvula tampão na entrada da válvula submersa ou uma válvula gaveta na região do veio.

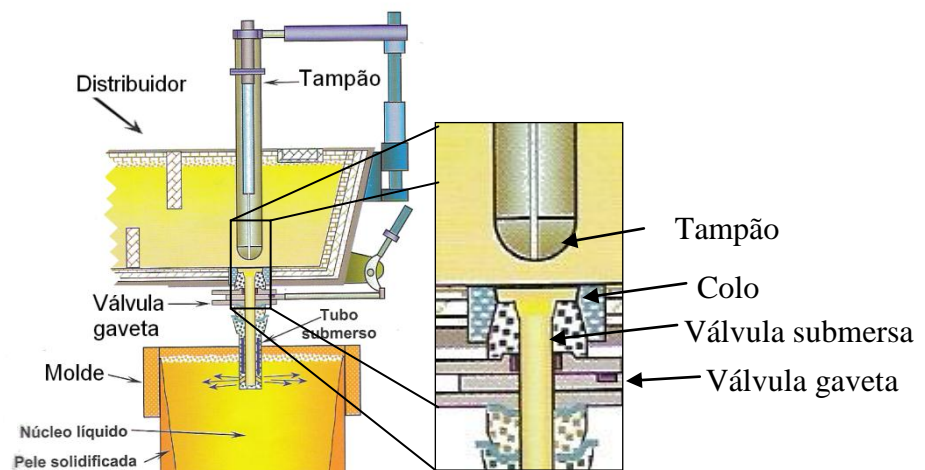


Figura 2–Desenho esquemático da válvula submersa – corte transversal (Adaptado da fonte: RIZZO, E. M S. 2006).

No presente trabalho está sendo focado o comportamento do aço e das inclusões presentes no mesmo considerando a influência da abertura do tampão. Como trabalhos referentes ao comportamento do aço devido à influência da válvula gaveta podem ser citados:

- BAI *et al* (2000)
- THOMAS, B. G. and H. BAI (2001)
- THOMAS, B. G. and L. ZHANG (2001)
- YUAN Q. *et al* (2004)

3.3. Inclusões não-metálicas

Durante o processo de fabricação do aço é gerada uma grande quantidade de inclusões não-metálicas. Essas inclusões são advindas de duas fontes: exógenas, originárias da erosão do refratário, arraste de pó do molde e/ou incorporação de escória ao banho, e as endógenas, originárias de produtos da desoxidação do banho. Segundo MILLMAN, S. (2004), as inclusões endógenas são inerentes ao processo e estão em equilíbrio químico com os constituintes do aço, de modo que não podem ser completamente eliminadas. Já as exógenas podem ser eliminadas através de um melhor controle do processo.

Neste trabalho será dado foco as inclusões não-metálicas de alumina, por constituírem uma das principais causadoras do fenômeno de *clogging* que será discutido no item seguinte.

O alumínio é considerado um desoxidante forte, de modo que os aços com ele desoxidados atingem teores bastante baixos de oxigênio dissolvido. O resultado dessa desoxidação é a formação de inclusões de alumina, principalmente através da reação expressa na equação 1.



As principais características dessas inclusões:

- imiscíveis no aço constituindo em uma segunda fase no banho metálico (sólido)
- possuem ponto de fusão acima das temperaturas de fabricação do aço
- densidade de aproximadamente 3900 kg/m^3
- forma geométrica que pode variar de acordo com o tipo de aço e das condições termodinâmicas na qual é exposta. Podem ser esféricas, facetadas, planas e dendríticas
- podem formar aglomerados
- diâmetro equivalente da esfera sólida varia de $1 \mu\text{m}$ a $90 \mu\text{m}$
- a quantidade por centímetro cúbico de aço varia de acordo com o tipo de aço produzido e a quantidade de oxigênio total, variando tipicamente de 10^4 a 10^9 . Uma excelente revisão bibliográfica referente a inclusões não-metálicas pode ser encontrada em BIELEFELDT W. V. (2009).

3.4. Acúmulo de material na válvula submersa - *Clogging*

O acúmulo de material na válvula submersa durante lingotamento contínuo pode ser denominado como *clogging*. Esse acúmulo é um grave problema por várias razões, dentre elas: o acúmulo obstrui parte da válvula (“estrangulamento”) causando uma alteração do fluxo e conseqüentemente uma diminuição da produção e uma perda de qualidade no produto final. Segundo, aumenta a quantidade de manutenções a ser realizadas.

Atualmente não são viáveis métodos para determinar de forma precisa o grau de obstrução da válvula. Uma das formas usadas para avaliar essa obstrução é feita através da altura do tampão e o nível do molde em função do tempo. Na Figura 3, observa-se dois exemplos típicos do nível do molde, posição da *stopper* (altura da válvula tampão) e variação padrão do nível do molde. A Figura 3(a) apresenta um caso sem obstrução. Observa-se que praticamente não há alterações na altura da válvula e o nível do molde.

No entanto, quando há ocorrência de *clogging*, o nível do molde altera-se. Assim, é necessário que a altura do tampão aumente para que a vazão pré-determinada de lingotamento seja restabelecida, conforme pode ser observado na Figura 3(b). Além disso, pode-se notar que existem alterações abruptas na altura da válvula tampão que nesse caso são choques entre o colo da válvula submersa e a válvula tampão que tem como objetivo remover mecanicamente inclusões que estão aderidas nessa região.

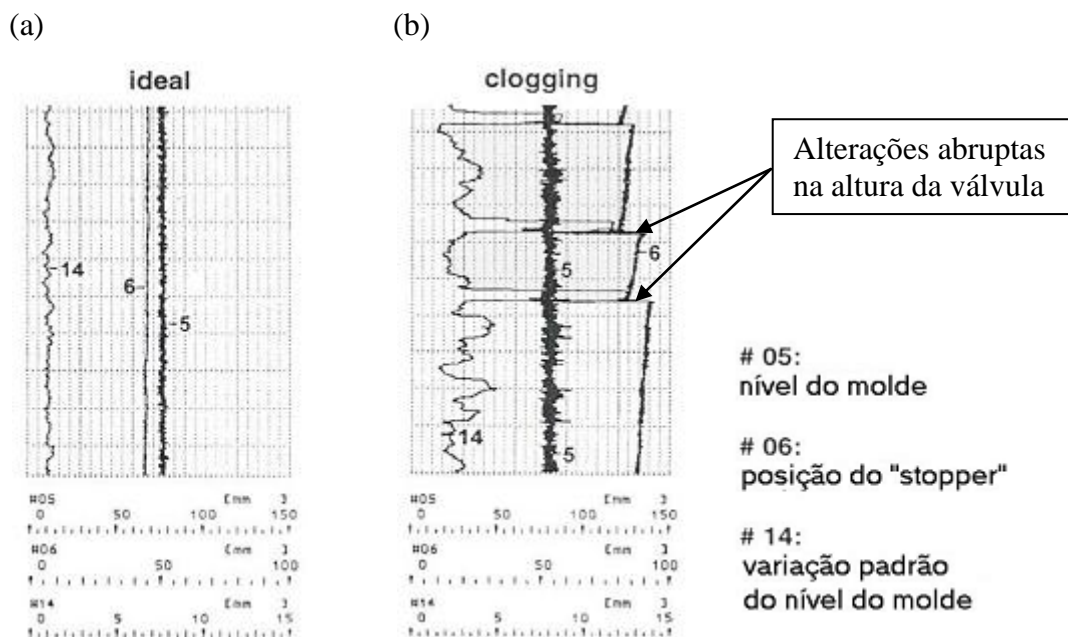


Figura 3 – Comparação do nível do molde, posição da *stopper* e variação padrão do nível do molde entre uma corrida ideal (Figura 3(a)) e uma corrida com *clogging* (Figura 3(b)) (Adaptado da fonte: BANNENBERG N. 1995).

SINGH, S. N. (1974) apresentou as primeiras hipóteses para explicar a origem do acúmulo de inclusões. Ele levantou quatro possíveis mecanismos para a deposição:

- I. Reação química entre o aço e o refratário da válvula;
- II. Difusão do oxigênio (ou ar) através dos poros do refratário. SCHEVCHENKO V. P. *et al* (1970) propõem que a difusão do oxigênio através dos poros do refratário daria condições para a oxidação do alumínio no aço. Isto causaria a formação de alumina, que se depositaria no refratário;
- III. Acúmulo de inclusões de alumina que estão presentes no aço e passam pela válvula ao longo do período de lingotamento;
- IV. Precipitação de Al_2O_3 devido à queda de temperatura que ocorre na válvula.

Após analisar cada uma delas detalhadamente, SINGH, S. N. (1974) concluiu que apenas a terceira hipótese seria verdadeira. Ele embasou sua afirmação com o artigo de SCHEVCHENKO V. P. *et al* (1970), que afirma que o acúmulo de inclusões na válvula não é originado *in situ*, ao invés disso, as inclusões responsáveis pelo acúmulo são de origem endógena e se depositam na válvula no momento que passam pela mesma.

No artigo de RACKERS, K. *et al* (1995) é apresentada uma revisão sobre o fenômeno de *clogging*. Quatro fatores são citados como responsáveis pela obstrução da válvula:

1. Aglomeração dos produtos da desoxidação: zircônia, alumina, titânia tem sido observado na válvula submersa. Essas inclusões formam aglomerados nas paredes da válvula sendo capazes de obstruir o canal.
2. Solidificação do aço na válvula (*freezing*): se a temperatura do aço estiver baixa, parte do aço que passa através da válvula pode solidificar diminuindo a área de passagem do aço.
3. Aglomeração de óxidos complexos: contaminantes não-metálicos também têm sido observados na região de saída da válvula. Segundo os autores, o pó fluxante usado no molde pode alcançar a região de saída da válvula causando acúmulo.

4. Se as conexões da válvula gaveta não estiverem bem vedadas, pode haver a entrada de ar, reagindo com o aço ou algum contaminante. Isso pode gerar inclusões, o que aumenta a chance de *clogging*.

3.5. Diferentes hipóteses para explicar o mecanismo de deposição de alumina

Uma das hipóteses mais antigas para tentar explicar o mecanismo de deposição foi apresentado por SINGH, S. N. (1974). Seu trabalho foi realizado com uma planta piloto, utilizando aço com uma elevada quantidade de inclusões para amplificar a ocorrência de *clogging*. Na Figura 4 está apresentada a fração de alumina depositada em três pontos do canal.

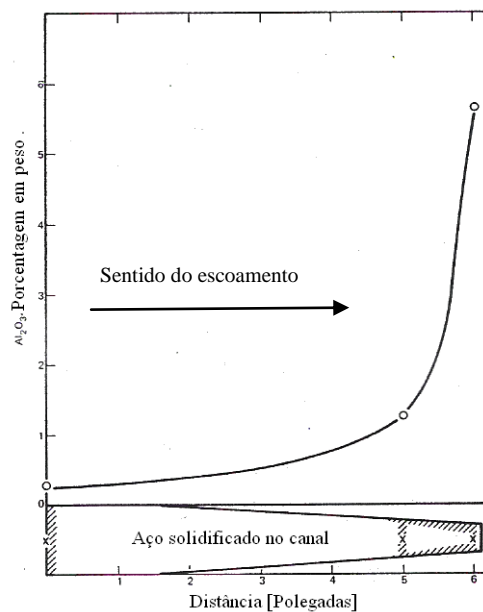


Figura 4 - Fração de Al_2O_3 depositada em diferentes pontos da válvula submersa. (Adaptado da fonte: SINGH, S. N. 1974).

Após uma análise química e morfológica dessas inclusões, SINGH, S. N. (1974) propõe uma explicação para o mecanismo de deposição. Para isso, ele divide em três etapas o fenômeno: (1) a partícula entra em contato com a superfície do refratário, (2) adere e (3) outras partículas começam aderir a ela formando uma rede de inclusões.

Sua proposta para explicar como uma inclusão entra em contato com refratário é baseada no conceito de camada limite. Resumidamente, a camada limite pode ser definida como uma camada de fluido próxima à parede onde a velocidade é mais baixa que no centro do escoamento. Isto ocorre principalmente devido às forças viscosas entre

as paredes e o líquido – mais adiante será feita uma discussão mais detalhada sobre este fenômeno. As inclusões localizadas nessa região estão em baixa velocidade e, com isso tem mais tendência a ficarem aderidas às paredes.

Outro fator que favorece a deposição de inclusões é a transição de regime da camada limite, passando de laminar para turbulenta, que ocorre quando se tem um alto número de Reynolds. Nessa região há presença de redemoinhos que aumentam a chance de colisões entre as inclusões já depositadas e as que estão passando pelo canal.

No entanto, GELATA P. (1981) discorda da conclusão de SINGH, S. N. (1974). Ele afirma que se a deposição fosse causada devido às inclusões presentes na camada limite, a deposição estaria presente em todo o canal, o que em sua avaliação não é verdade. Pode-se notar que nas observações experimentais feitas por SINGH, S. N. (1974) as regiões de maior deposição são aquelas onde a camada limite tem uma menor espessura.

Para tentar explicar o mecanismo de deposição GELATA, P. (1981) propôs um modelo matemático a fim de traçar a trajetória das inclusões na mesma geometria estudada por SINGH, S. N. (1974). Partindo de um somatório de forças que agem em uma inclusão o autor chega na equação 2.

$$F_R = E - F_g - F_{MV} - F_{TH} + F_D \quad \text{equação 2}$$

F_R = Força resultante;

E = Empuxo;

F_g = Força da gravidade;

F_{MV} = Força de massa virtual;

F_{TH} = Força (history term);

F_D = Força de arrasto.

Para estimar a quantidade de inclusões que aderem, Gelata avalia todas as trajetórias possíveis e calcula uma trajetória limite que é definida como a inclusão mais próxima capaz de chegar até o fim do canal sem entrar em contato com a parede – todas as outras trajetórias, segundo seu modelo, ficariam depositadas. O resultado pode ser visto na Figura 5.

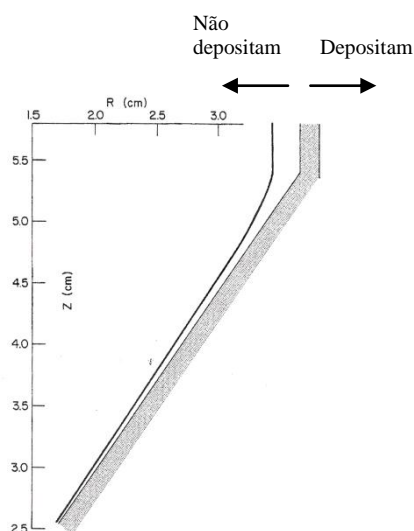


Figura 5 – Trajetória limite calculada segundo a equação 2 (Adaptado da fonte: GELATA *et al*, 1981).

Fazendo a soma do volume das inclusões aglomeradas no canal, conclui-se que o modelo teve uma concordância boa com o resultado experimental obtido por Singh. Apesar disso, Gelata faz uma discussão sobre a validade do seu modelo concluindo que o mecanismo de deposição proposto não é fisicamente aceitável.

Como exemplo pra explicar a falha do seu modelo, ele apresenta a seguinte situação:

O aço líquido tem uma inércia maior comparado com as inclusões de alumina devido à diferença de densidade entre eles. Isto implica que no escoamento do canal, o aço tem menos tendência a mudar de direção do que as inclusões de alumina. Considerando essa hipótese, as inclusões de alumina teriam a tendência de ir em direção ao centro do canal diminuindo a chance de deposição.

WILSON F. G. *et al* (1987) realizaram testes em planta piloto. Por meio de uma modelagem numérica computacional conseguiu-se caracterizar o escoamento na região da válvula.

A abordagem experimental foi realizada por meio de um distribuidor em escala reduzida utilizando o aço como fluido, conforme Figura 6.

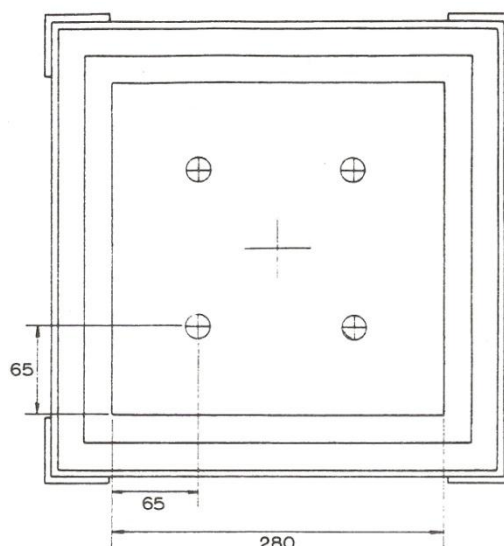


Figura 6 – Vista superior do distribuidor utilizado por Wilson *et al* (Adaptado da fonte: WILSON F. G. *et al.*, 1987).

Na Figura 7 é mostrado um corte transversal das duas configurações das válvulas submersas testadas experimentalmente.

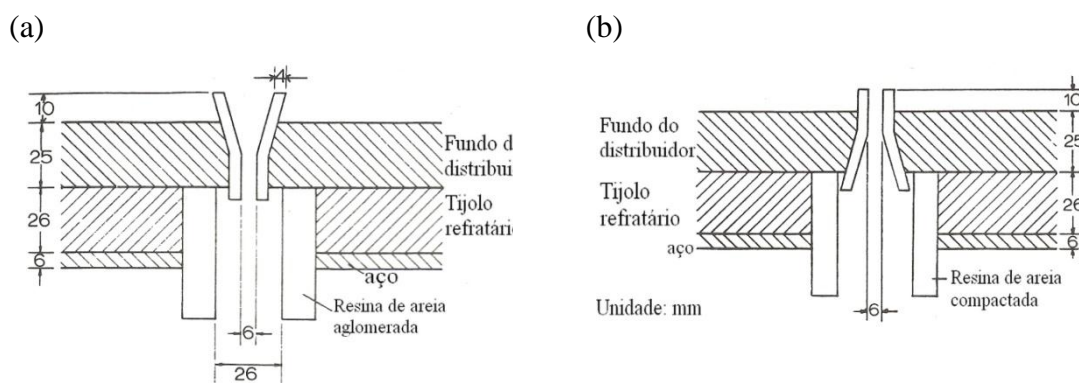


Figura 7 – (a) Canal de saída do aço na posição correta (b) Canal de saída do aço na posição invertida (Adaptado da fonte: WILSON F. G. *et al*, 1987).

A Figura 8 mostra as regiões preferenciais de deposição para as duas configurações testadas. Na Figura 8 (a) percebe-se que a maior deposição de inclusões ocorreu na passagem da região cônica para a região cilíndrica do canal. Já na Figura 8(b), a região preferencial de deposição se deu logo na entrada da válvula.

(a)

(b)



Figura 8 – (a) Corte transversal do canal de saída do aço (b) Corte transversal do canal de saída do aço na posição invertida (Adaptado da fonte: WILSON F. G. *et al* 1987).

Na segunda parte do trabalho, os autores buscaram conhecer as causas físicas responsáveis pela deposição nessas regiões preferenciais.

Como as inclusões acumuladas têm uma densidade menor que a densidade do aço, a causa da deposição, segundo os autores, seria devido à força centrípeta que age nas inclusões na região onde ocorre uma mudança brusca do escoamento.

Após realizar essa análise para diferentes tamanhos de partícula, os autores concluem que a menor inclusão capaz de atingir a parede deve ter um diâmetro de 36 μm .

Para tentar explicar como inclusões menores que 36 μm atingem a parede, WILSON F. G. *et al* (1987) usaram ferramentas de dinâmica computacional (CFD) para estudar o fenômeno. Após uma análise do escoamento eles afirmam que a causa primária da deposição seria a turbulência que ocorre devido ao estrangulamento do escoamento na entrada da válvula. Na Figura 9, pode ser vista a quantificação dos resultados.

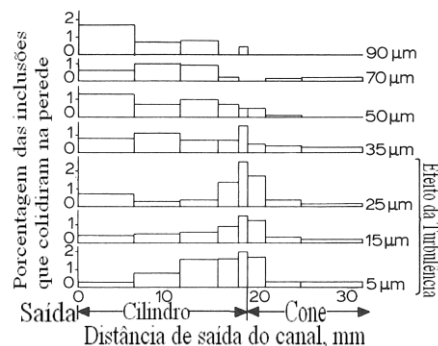


Figura 9 – Percentual de deposição ocorrida no canal e as prováveis causas – Válvula submersa na posição correta. (Adaptado da fonte: WILSON F. G. *et al* 1987).

DAWSON, S. (1990) estudou um modelo físico utilizando água como fluido para buscar a causa do acúmulo de inclusões na entrada do canal. Através da injeção de bolhas de hidrogênio na água, conforme Figura 10(a), foi possível visualizar e avaliar o comportamento do escoamento na entrada do canal, como se pode ver na Figura 10(b). Vale ressaltar que DAWSON, S. (1990) utilizou outras configurações de entrada do canal variando tanto a geometria quanto a inclinação da válvula.

Na segunda parte do trabalho, ele localizou as regiões preferenciais de deposição por meio de testes em uma planta piloto.

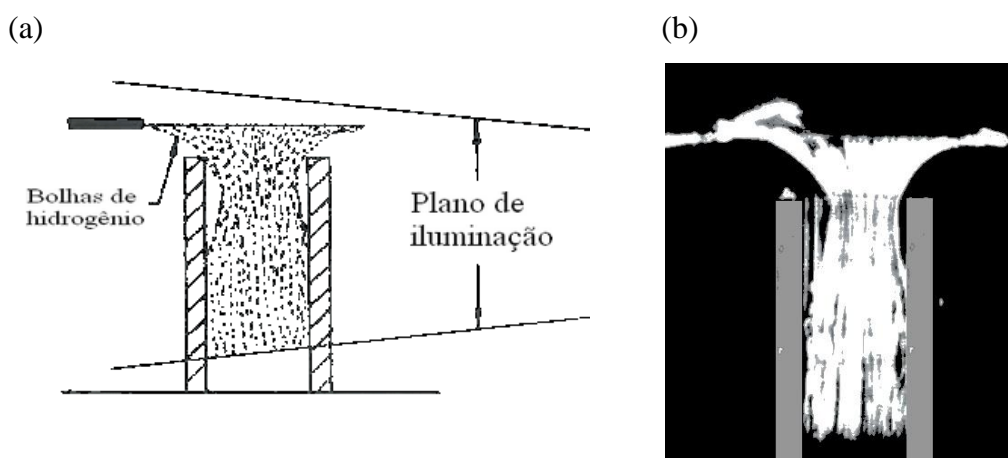


Figura 10 – (a) Esquema do experimento com bolhas de hidrogênio utilizado para visualizar as linhas de corrente do escoamento. (b) Um dos resultados obtido por Dawson. (Adaptado da fonte: DAWSON, S. *et al* 1990)

Fazendo uma comparação entre os dois experimentos, ele concluiu que nas regiões onde ocorre uma estagnação do escoamento ou descolamento da camada limite são mais favoráveis ao acúmulo de inclusões.

3.6. Propostas para reduzir o fenômeno de clogging

BOLGER, D. (1994) cita três possíveis formas para tentar minimizar o fenômeno de *clogging*. Suas propostas estão associadas principalmente à geometria:

- A válvula submersa não deve ser construída maior que o necessário, pois a largura excessiva do canal faz com que a válvula tampão não seja aberta completamente, aumentando o ângulo de entrada, aumentando a

recirculação e, conseqüentemente, aumentando a possibilidade de *clogging*.

- Os benefícios da injeção de argônio resultam numa maior altura da válvula tampão reduzindo drasticamente o ângulo de entrada.
- O *clogging* pode ser minimizado fazendo com que a velocidade de lingotamento seja máxima. Com um alto fluxo aumenta a altura da válvula tampão, diminuindo o ângulo de entrada do aço no canal.

A injeção de gás argônio pode ser utilizada para tentar diminuir a deposição de material na região da válvula submersa. Porém não está completamente esclarecido o porquê desta redução. Algumas hipóteses foram sugeridas por RACHERS, K. *et al* (2005):

- Um filme de gás é formado para prevenir que as inclusões entrem em contato com a parede. Este método funciona somente com alta vazão de gás.
- As bolhas de argônio promovem a flotação das inclusões.
- Há um aumento da turbulência desalojando inclusões que estão fracamente ligadas.
- Em válvulas gavetas a pressão dentro do canal aumenta reduzindo a aspiração de ar através de juntas e/ou fendas.

Uma das propostas mais recentes para tentar diminuir a recirculação próxima as paredes da válvula submersa foi realizada por LAVERS, J. D. *et al* (2003). Eles primeiramente propõem a instalação de dois eletrodos. Com isso, pode-se aplicar uma corrente DC próximo à região onde ocorre a recirculação do aço. O esquema dessa proposta pode ser visto no lado esquerdo da Figura 11. Ainda, no mesmo trabalho, os autores propõem a aplicação de um campo magnético gerado a partir de duas bobinas instaladas também próxima à região onde ocorre a recirculação. O objetivo das duas propostas é gerar uma força capaz de alinhar as linhas de corrente do escoamento – evitar a recirculação – e, conseqüentemente, diminuir o acúmulo de material nessa região. As duas metodologias foram comparadas através da simulação numérica do escoamento.

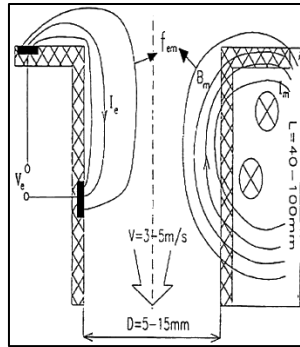


Figura 11 – Metodologia da proposta elétrica e magnética com o objetivo de alinhar as linhas de corrente no canal da válvula. (Adaptado da fonte: LAVERS, J. D. *et al* 2003)

Na Figura 12(a) é apresentada a simulação para a comparação das linhas de corrente com a aplicação de uma corrente DC (lado esquerdo) e o outro lado da válvula sem a aplicação. Nota-se que o objetivo de alinhar as linhas de corrente é alcançado quando foi aplicada uma corrente DC de 3500 A.

A comparação das linhas de corrente na simulação realizada com a aplicação de um campo magnético pode ser visto na Figura 12(b). Pode-se observar que no lado direito da válvula, onde estão posicionadas as bobinas, as linhas de correntes também ficaram alinhadas.

No entanto, os autores ressaltam que pode haver dificuldade na implementação de ambas as propostas.

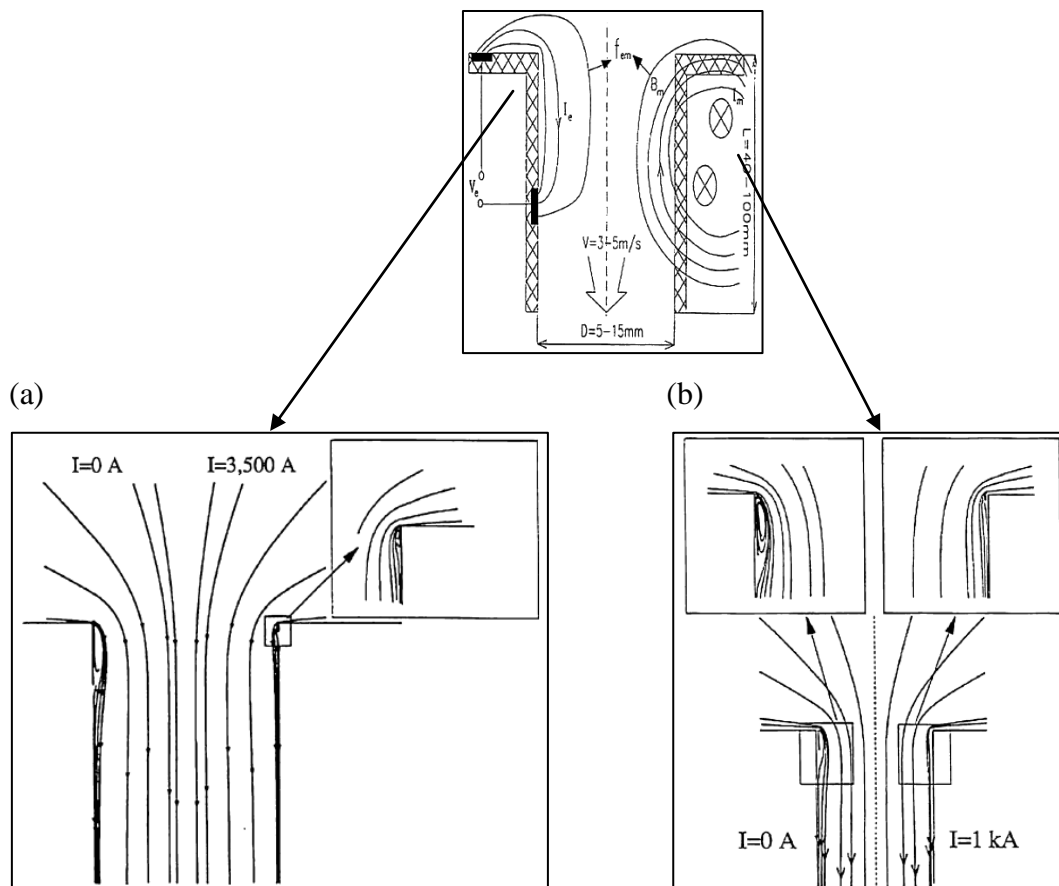


Figura 12 – (a) Linhas de corrente na entrada da válvula sem a aplicação de uma corrente DC (à esquerda) e com aplicação de uma corrente DC de 3500 A (à direita). (b) Comparação das linhas de corrente sem e com a aplicação de um campo magnético gerado a partir de duas bobinas com uma corrente AC de 1000 A e uma frequência de 500Hz. (Adaptado da fonte: LAVERS, J. D. *et al* 2003)

Uma simulação numérica dos efeitos da injeção de gás em válvulas com geometria similar à utilizada neste trabalho foi feito por KLOSTERMANN, J. *et al* (2007). Nesse artigo foi estudado o escoamento monofásico e bifásico de um modelo físico utilizando água e ar empregando de uma modelagem computacional. O modelo de turbulência utilizado foi o modelo $k-\varepsilon$.

A injeção de ar foi feita pela ponta do tampão e o objetivo principal do trabalho foi avaliar o comportamento da fase gasosa.

Para o escoamento monofásico, os resultados numéricos concordaram com os experimentais com uma discrepância de 15% para uma abertura de 80%. Os autores ressaltaram a importância de um estudo mais apurado no modelo de turbulência e na função de parede utilizada para obter melhores resultados.

Na modelagem multifásica não foi alcançada a validação. A grande dificuldade

relatada no artigo foi referente aos parâmetros do escoamento, como o tamanho de bolha utilizado e ao tipo de modelo para representar a dispersão da fase gasosa. Eles ressaltam, no fim do artigo, que é preciso mais estudos para saber qual o modelo de bolha mais adequado.

SILVA JUNIOR V. G (2009), verificou o efeito da injeção de gás através de válvulas submersas multiporos para injeção de gás – proposta similar ao que será apresentado neste trabalho. O resultado mostrou indicativos positivos ao uso dessa metodologia. No entanto, o autor relata que é necessária a realização de mais testes para a validação dos resultados.

Esta revisão está focada em estudar métodos físicos de reduzir o fenômeno de *clogging*. Contudo, podem-se citar trabalhos que buscam reduzir o fenômeno adicionando, por exemplo, cálcio (ANDERSSON, M. 2000; BIELEFELDT, W. V. 2009).

Uma revisão dos principais métodos e referências sobre a modelagem matemática utilizada nesse trabalho está descrita nos apêndices.

4. MATERIAIS E MÉTODOS

Pôde-se observar que existem diferentes propostas para explicar as causas fluidodinâmicas do fenômeno de *clogging* tanto experimentalmente quanto numericamente. No entanto, foram apresentados trabalhos em geometrias que atualmente não são mais utilizadas – com a presença de cantos vivos e sem a presença da válvula tampão. Além disso, todos os modelos numéricos apresentados na literatura não apresentaram uma metodologia mais rigorosa, como, por exemplo, modelos de turbulência adequados e malhas suficientemente refinadas, para simular a camada limite devido às limitações computacionais da época.

Dessa forma, conclui-se que há espaço para o estudo sobre o escoamento e a deposição de inclusões em geometrias atualmente utilizadas na indústria.

As etapas são sintetizadas a seguir:

- i. Geração da geometria
- ii. Geração da malha de volumes finitos
- iii. Definição do problema de contorno
- iv. Solução numérica
- v. Pós-processamento

4.1. Geração da geometria

Como é de interesse conhecer o escoamento na região da ponta do tampão e da válvula submersa, optou-se por construir uma geometria com foco nessa região.

Para construção da geometria foi desenhada uma caixa retangular. No meio dela foi desenhado o tampão e abaixo o colo e a válvula submersa. Como a geometria possui simetria, considerou-se apenas um quarto, conforme a Figura 13(a). As regiões de interesse foram nomeadas, conforme a Figura 13(b).

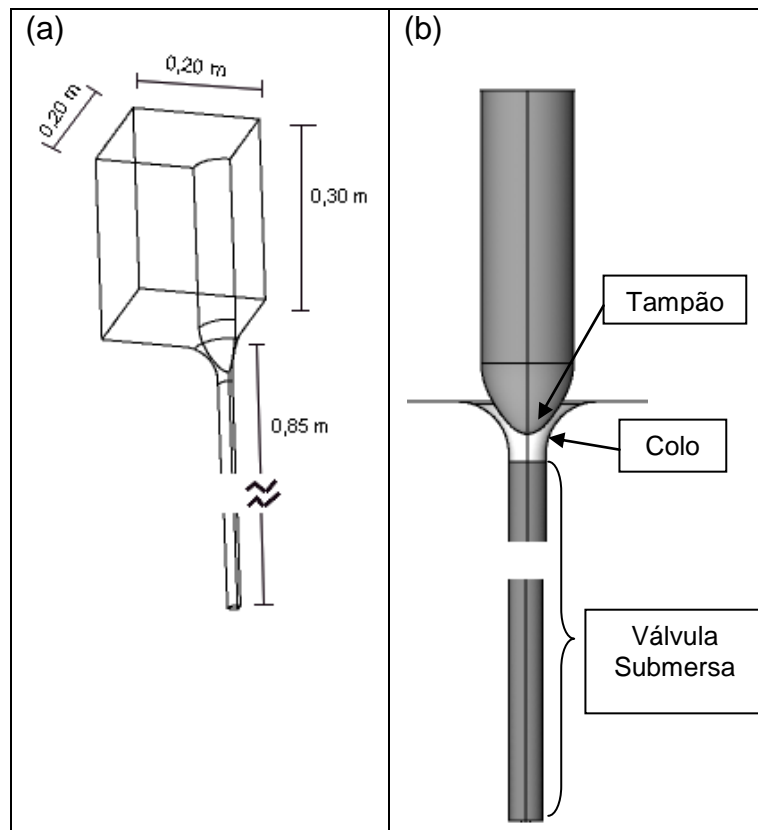


Figura 13–(a) Região do modelo considerada na simulação numérica (b) nomenclatura das regiões de interesse do escoamento.

4.2. Geração da malha

A discretização da geometria foi realizada utilizando o *software* Ansys ICEM 10.0. Através deste, é possível construir malhas estruturadas ou não-estruturadas compostas por volumes hexaédricos e/ou tetraédricos. Neste trabalho, optou-se por construir uma malha totalmente hexaédrica (Figura 14) e não-estruturada. Esta última opção foi feita, pois não está implementado o uso de malhas estruturadas no CFX 11.0.

A distribuição dos nós foi realizada de modo a priorizar a região de estrangulamento e as paredes da válvula, conforme a Figura 14(b). Após a construção da primeira malha, foi conduzida a análise de independência de malha, apresentada no apêndice C. A malha utilizada para obtenção dos resultados finais apresentados nesse trabalho possui, aproximadamente, 118 mil nós.

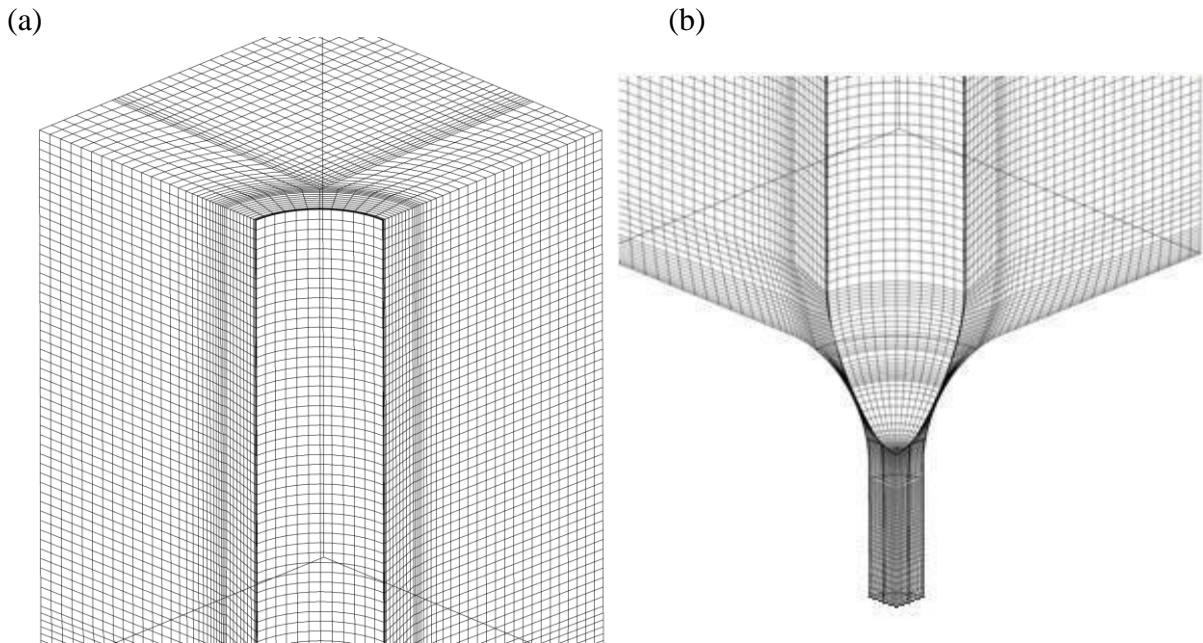


Figura 14 - a) malha inteira de 118mil nós; b) detalhe das paredes e ponta do tampão.

4.3. Hipóteses fundamentais

Considera-se que sejam válidas as seguintes hipóteses sobre:

- Escoamento
 - O escoamento é incompressível e isotérmico.
 - O escoamento é considerado turbulento. Tomando diâmetro da válvula submersa como sendo o comprimento característico, a viscosidade e a velocidade do aço na região da válvula submersa chega-se a um número de Reynolds da ordem de 7000.

- Inclusões de alumina
 - As inclusões de alumina terão diâmetro constante.
 - No modelo não estão implementadas a ocorrência de coalescência nem quebra das inclusões de alumina.
 - Não ocorre mudança de fase das inclusões, ou seja, as inclusões são consideradas sólidas em todo processo.

- Gás injetado

- O gás injetado entra no domínio com a mesma temperatura do aço.
- Considerou-se um tamanho de bolha médio.
- São desprezados os efeitos de quebra e coalescência de bolhas.

4.4. Condições de contorno e propriedades físicas

Uma forma de quantificar a abertura da válvula tampão, também usada por KLOSTERMANN, J. *et al* (2007), é fazer a razão da área com maior estrangulamento formada pela válvula tampão (A_a) e a área transversal da válvula submersa (A_t). Essas duas regiões estão exemplificadas na Figura 15. Nesse trabalho serão apresentados resultados referentes às aberturas $A_a/A_t = 0,3, 0,6$ e $1,0$.

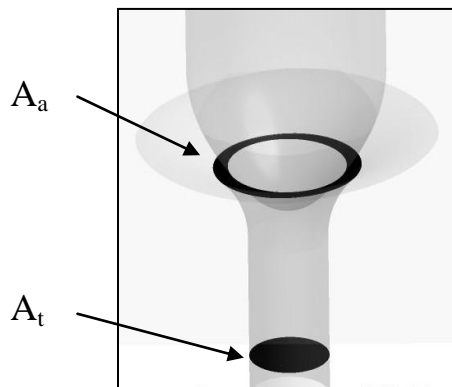


Figura 15. Destaque da área de abertura formado pela válvula tampão e a área transversal da válvula submersa.

O aço ingressa no domínio pela parte superior da geometria com direção normal ao plano da superfície, conforme se pode observar na Figura 16.

A vazão mássica de aço que entra no domínio para o caso com abertura $A_a/A_t = 1,0$ foi obtida de dados típicos de planta. Já a vazão obtida para abertura $0,6$ e $0,3$ foi estimada utilizando uma metodologia similar foi adotada por KLOSTERMANN, J. *et al* (2007).

As vazões e suas respectivas velocidades de lingotamento podem ser vistas na Tabela 1.

Tabela 1. Abertura de válvula com suas respectivas vazões e velocidades de lingotamento.

A_a/A_t	0,3	0,6	1,0
Vel. Lingotamento [m/min]	1,76	2,07	2,1
Vazão de aço [kg/s]	1,16	1,36	1,46

O restante das condições de contorno está explicitado na Figura 16. Na Tabela 2 constam as interpretações físicas de cada condição de contorno.

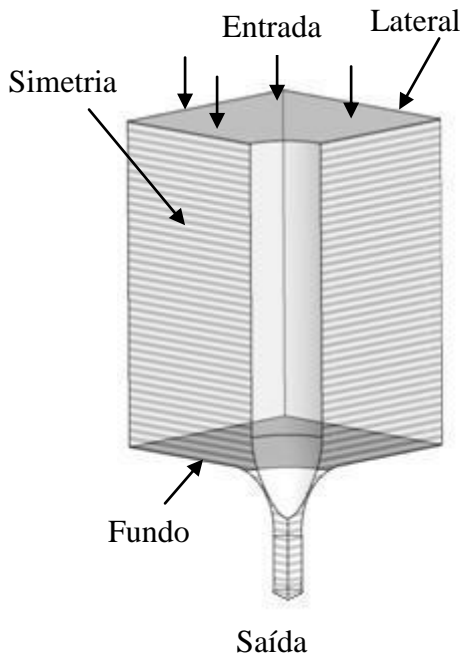


Tabela 2. Condições de contorno

<i>Entrada</i>	Vazão de aço [kg/s]
<i>Paredes</i>	Não-deslizamento
<ul style="list-style-type: none"> • Laterais da caixa • Válvula tampão • Fundo da caixa • Colo • Válvula submersa 	
<i>Simetria I</i> <i>Simetria II</i>	Simetria
<i>Saída</i>	Condição de pressão Pressão = 0 [Pa]

Figura 16. Vista isométrica em z da geometria e nome das principais regiões.

As propriedades físicas relevantes dos fluidos e inclusões a serem simuladas são apresentadas na Tabela 3.

Tabela 3. Propriedades físicas dos fluidos simulados.

Propriedades	Aço	Gás (Nitrogênio)	Alumina
Fase	Líquido	Gás	Sólido
Densidade [kg/m ³]	7020	0,4	3960
Viscosidade dinâmica [Pa.s]	$6,2 \cdot 10^{-3}$	$2,39 \cdot 10^{-5}$	-
Tensão superficial [N/m]	1,89		-

4.5. Modelo Algebraic Slip Model - ASM

Depois que o escoamento é estabelecido (plenamente desenvolvido e convergido) a condição de contorno da entrada é alterada. Junto ao aço são injetadas inclusões de alumina, conforme mostrado na Figura 17. Para que seja conhecida a distribuição da fração mássica dentro do domínio uma equação de transporte de massa é adicionada. Nesse método buscou-se o estado estacionário. Detalhes do método ASM pode ser visto no apêndice A.

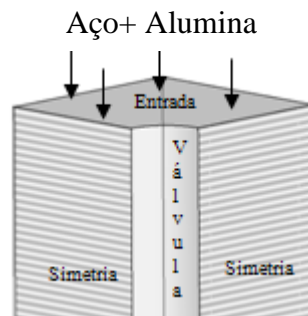


Figura 17. (a) Injeção de alumina junto ao aço pela superfície da geometria.

4.6. Modelo Lagrangeano

Ao solucionar numericamente um escoamento bifásico, é possível descrever a fase dispersa sendo composta por um número finito e contável de partículas, realizando um balanço das forças que agem sobre cada uma delas. Este método é denominado formulação Lagrangeana. Por meio da integração da Equação 3 é possível prever a velocidade e posição de determinada partícula a cada instante de tempo.

$$\mathbf{F}_{total} = \mathbf{F}_{arraste} + \mathbf{F}_{empuxo} + \mathbf{F}_{não-arrasto} + \mathbf{F}_{grad.pressão} + \mathbf{F}_{massavirtual} + \mathbf{F}_{turbulenta} \quad \text{Equação 3}$$

Por meio dessa abordagem será possível visualizar o comportamento individual de cada inclusão dentro do domínio. Além disso, quantificar o número de inclusões que ficou depositada em determinada parede do contorno.

Através do modelo ASM é possível quantificar a taxa de inclusões, mas não é possível conhecer a trajetória das inclusões. Já no modelo Lagrangeano é possível observar a trajetória das inclusões dentro do domínio. Após o escoamento atingir o

estacionário são injetadas as inclusões. Se elas entrarem em contato com as paredes do domínio, as mesmas são contabilizadas e removidas do domínio. Com isso, é possível saber ao final da simulação a trajetória e quais as regiões onde são mais suscetíveis ao acúmulo. No presente trabalho são injetadas 100 inclusões por segundo.

Vale ressaltar que todas as inclusões que entram em contato com a parede são contabilizadas como se depositassem na parede. Não são levadas em consideração condições termodinâmicas para que o fenômeno de deposição ocorra. Pode-se admitir que todos os casos analisados são, portanto, casos limites da física real do problema. A independência dos parâmetros do método Lagrangeano podem ser vistos no apêndice B.

4.7. Simulações realizadas

Na primeira parte deste trabalho, será realizada a caracterização do escoamento na região da válvula tampão para três aberturas de válvula. Após essa análise, será feita a comparação de dois modelos de deposição de inclusões – Modelo de deposição ASM e modelo de deposição Lagrangeano – que estão implementados no *software* CFX 11.0.

Na Tabela 4 estão mostradas as simulações que serão realizadas na modelagem monofásica.

Tabela 4. Simulações realizadas para escoamento sem a presença de gás

Simulações realizadas	Abertura de tampão		
	0,3	0,6	1,0
Escoamento monofásico	✓	✓	✓
Modelo ASM	✓	✓	✓
Modelo Lagrangeano	✓	✓	✓

Na segunda parte do trabalho, será analisada a influência da injeção de gás pelo colo da válvula para o caso $A_a/A_t = 0,3$, com objetivo de caracterizar o escoamento e a influência na taxa de deposição. A injeção foi feita usando 16 injetores distribuídos uniformemente no colo, de acordo com a Figura 18. A quantidade total de gás injetada pelos 16 injetores em cada simulação está mostrada na Tabela 5.

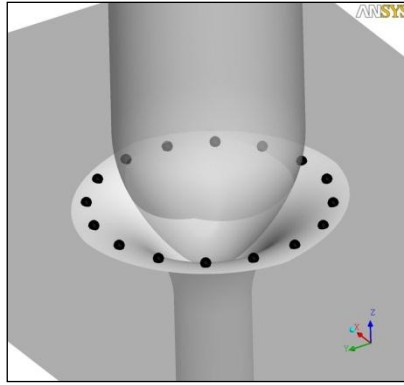


Figura 18 - Distribuição dos injetores ao longo da válvula. Os pontos em preto localizados no colo representam a posição dos injetores.

Tabela 5. Simulações realizadas para escoamento bifásico

Simulações realizadas	Abertura de tampão		
	$A_a/A_t = 0,3$		
	Gás injetado [NI/min]		
	0,3	3,0	6,0
Escoamento bifásico [NI/min]	✓	✓	✓
Modelo ASM	✓	✓	✓
Modelo Lagrangeano	* Não implementado		

4.8. Solução numérica

A solução do problema foi realizada utilizando o pacote numérico Ansys CFX 11.0. A configuração usada para a solução do escoamento monofásico e bifásico pode ser vista na Tabela 6 e Tabela 7, respectivamente. Na Tabela 8 e Tabela 9 está a configuração do modelo Lagrange e ASM. Detalhes sobre a formulação matemática pode ser visto no apêndice A.

Tabela 6. Configuração para solução do escoamento monofásico

<i>Escoamento monofásico</i>	
Método de solução	<i>EbFVM</i>
Modelo de turbulência	SST
<i>Solução do escoamento</i>	
Regime	Estacionário
Esquema de advecção	<i>High resolution</i>
Critério de convergência	10^{-5}
Regime	Estacionário

Tabela 7. Configuração para solução do escoamento bifásico

<i>Escoamento bifásico</i>	
<i>Iteração gás-líquido</i>	
*Modelo de arrasto	Ishii Zuber
*Força de sustentação	0,5
*Força de massa virtual	0,5
*Dispersão turbulenta (Lopez de Bertodano)	0,1
<i>Solução do escoamento</i>	
Regime	Falso transiente
Esquema de interpolação	High resolution
Critério de convergência	10^{-5}
Passo de tempo [s]	0,001-0,1

*Valores padrão do *software* CFX 11.0

Tabela 8. Configuração para solução do método de Lagrange

<i>Método Lagrange</i>	
<i>Solução do escoamento</i>	
Regime	Transiente
Esquema de interpolação	<i>High resolution</i>
Critério de convergência	10^{-3}
Tempo	400 [s]
Partículas por segundo	100
Tamanho da inclusão	10 μ m

Tabela 9. Configuração para solução do método ASM

<i>Método ASM</i>	
<i>Solução do escoamento</i>	
<i>Modelo ASM</i>	
Regime	Estacionário
Esquema de interpolação	<i>High resolution</i>
Critério de convergência	10^{-5}
Regime	Estacionário

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1. Apresentação dos resultados

Os resultados e discussões iniciam com a análise do escoamento monofásico, avaliando campos vetoriais e comparando com dados da literatura. Na segunda parte é feito o estudo de dois modelos de deposição ASM e Lagrange. Após é realizada uma comparação entre os mesmos. Na etapa seguinte é feita análise de uma proposta de diminuição das inclusões depositadas por meio da injeção de gás no colo da válvula usando o modelo ASM para simular a deposição das inclusões. Por fim – nos apêndices – é feita a independência de diversos parâmetros do escoamento e estudos suplementares. Na Figura 19, pode ser observada a estrutura na qual foram dispostos os resultados e discussões.

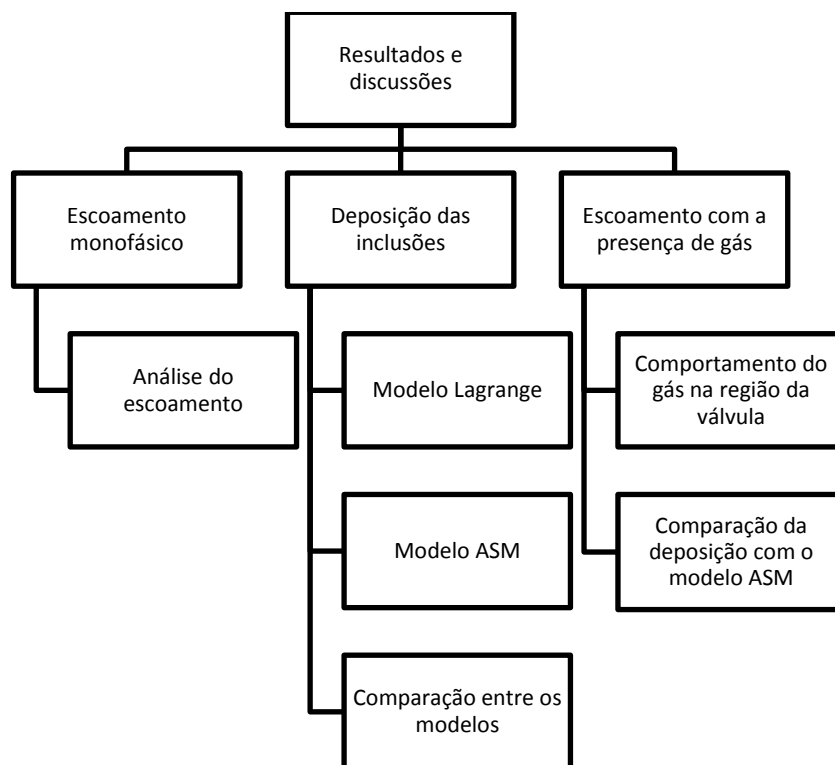


Figura 19 - Estrutura da apresentação dos resultados e discussões

A taxa de deposição será normalizada pela maior deposição em cada caso estudado para realizar uma comparação entre os dois modelos estudados.

5.2. escoamento monofásico

Como ilustra a Figura 20 (a), o escoamento para válvula com uma abertura de $A_a/A_t=0,3$ mostra que ocorre uma recirculação na ponta do tampão. Pode-se notar, também, que nas regiões próximas as paredes do colo e da válvula submersa o escoamento segue descendente. Colocando o tampão na posição $A_a/A_t=0,6$ e $1,0$ conforme a Figura 20(b) e (c), pode-se observar que a recirculação vai ficando menor à medida que eleva-se o tampão. Isso se deve ao fato de que, com o aumento da área de abertura, o fluxo de passagem do aço diminui, implicando numa menor queda de pressão na ponta da válvula. O número de Reynolds do escoamento varia de 2,01 na entrada do domínio a 30215 na região de estrangulamento para o caso $A_a/A_t=0,3$.

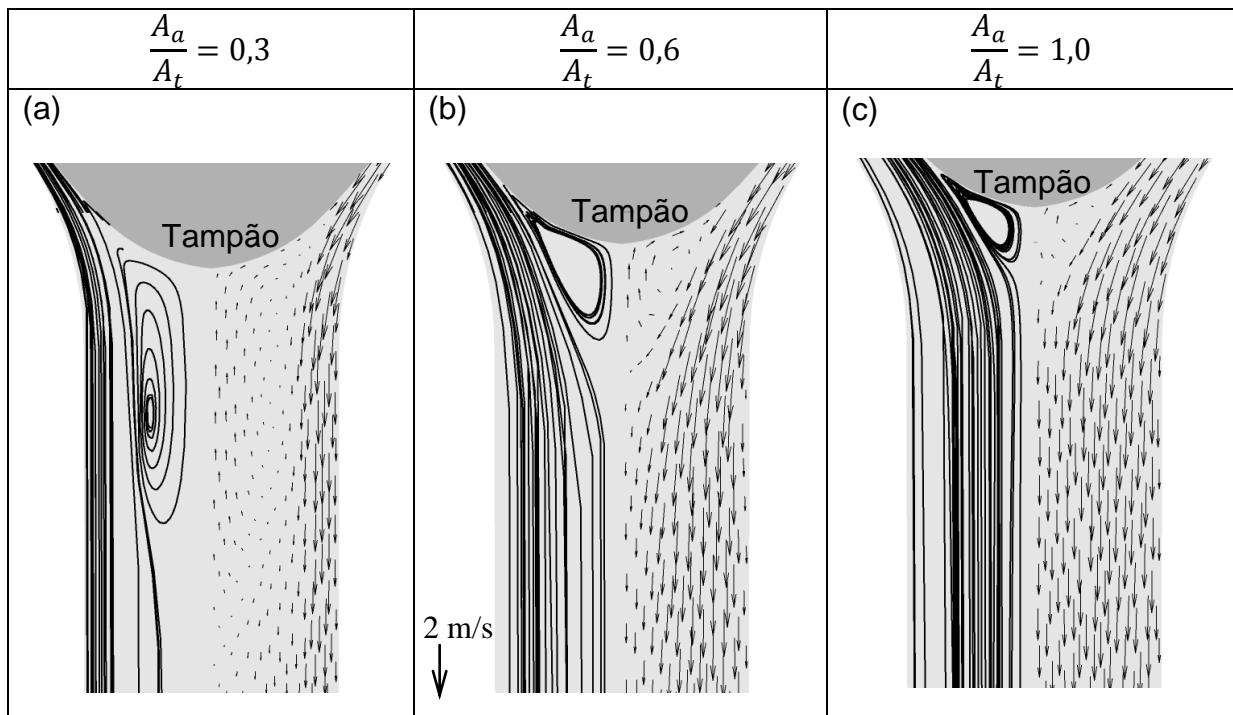


Figura 20 -Campo de velocidade e linhas de corrente do escoamento para o caso $A_a/A_t = 0,3, 0,6$ e $1,0$.

Este fenômeno pode ser relacionado com a variação da pressão ao longo da válvula, como visto na Figura 21. Ela indica que quanto maior a recirculação menor é a queda pressão na ponta da válvula.

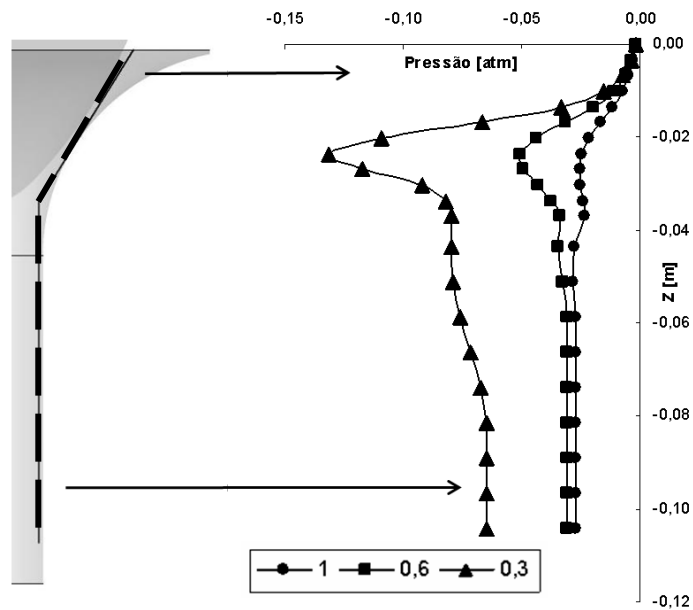


Figura 21 - Distribuição da pressão ao longo da linha tracejada mostrada na válvula tampão.

Apesar de a geometria ser diferente (principalmente na ponta do tampão), este comportamento também foi observado no trabalho de KLOSTERMANN, J. *et al* (2007), conforme pode-se ver na Figura 22.

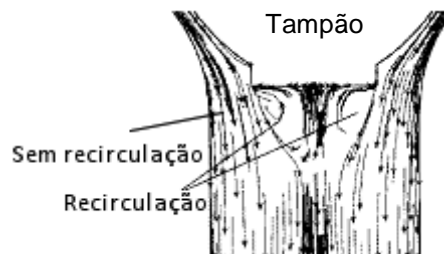


Figura 22 - Campo de velocidade para uma abertura de $A_a/A_t = 0,4$. (Adaptado da fonte: KLOSTERMANN, J. *et al* 2007)

Ressalta-se que no trabalho de KLOSTERMANN, J. *et al* (2007) é utilizado modelo $k-\epsilon$. Esse modelo não é considerado adequado para modelagens onde existe recirculação, conforme está descrito no manual do *software* (ANSYS, 2007).

Na Figura 23 é observada a diferença entre o escoamento no modelo $k-\epsilon$ e SST na ponta do tampão. No modelo $k-\epsilon$ a recirculação formada na ponta do tampão é menor que a recirculação formada usando o modelo SST.

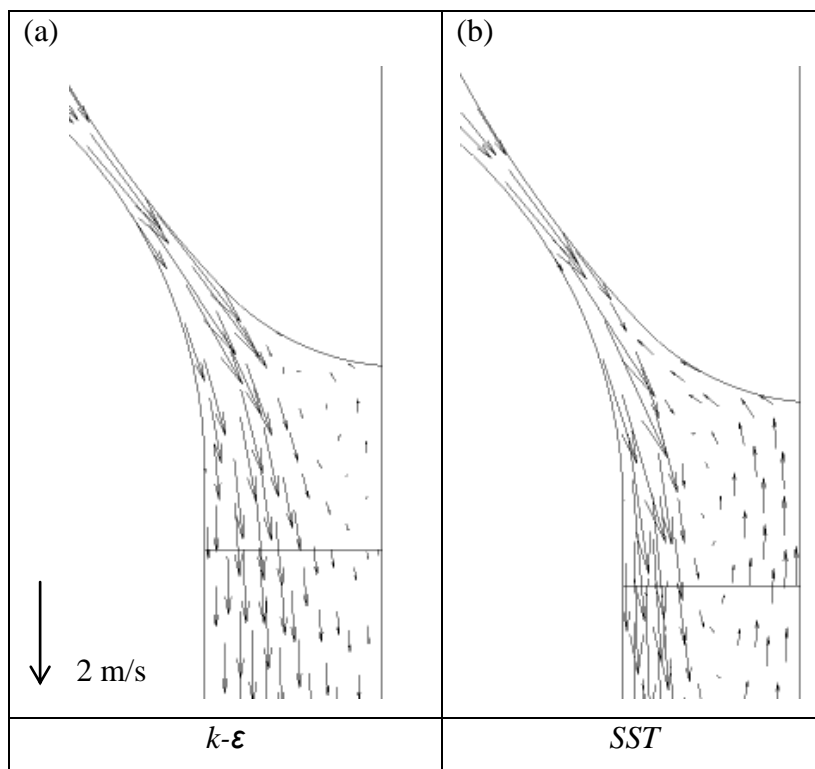


Figura 23 - Comparação de diferentes modelos de turbulência para o caso com abertura $A_a/A_t = 0,3$. (a) modelo de turbulência $k-\epsilon$. (b) modelo de turbulência SST.

5.3. Deposição com o modelo Lagrange

A Figura 24 ilustra a trajetória de algumas inclusões de alumina que se depositaram na ponta do tampão para o caso $A_a/A_t=0,3$. Pode-se observar que as trajetórias tem uma característica laminar após entrar no domínio. No entanto, ao passar pela região de estrangulamento a trajetória das inclusões torna-se praticamente aleatória como pode ser visto no detalhe da Figura 24. Isso se deve ao fato de que, quando as inclusões entram no domínio, a velocidade do aço é baixa e o escoamento pode ser tratado como laminar. À medida que se aproxima da válvula, a velocidade do aço aumenta devido ao estrangulamento e, com isso, o escoamento ganha um caráter turbulento, tornando a trajetória das inclusões irregular.

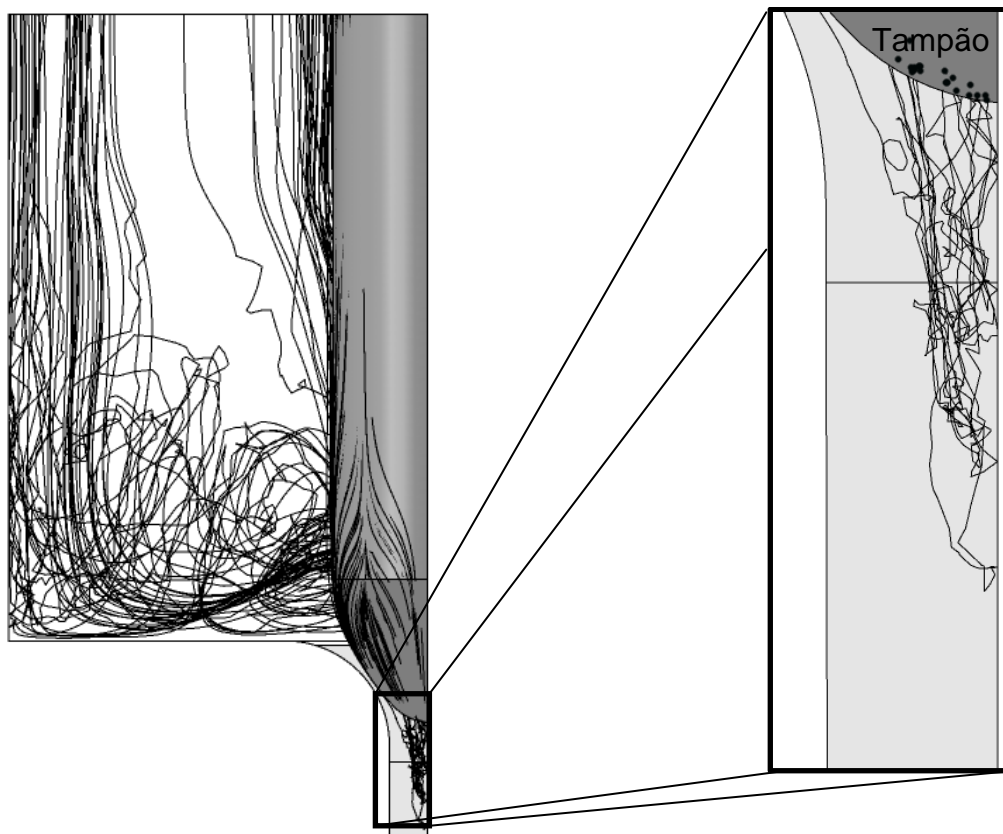


Figura 24 – Trajetória de algumas inclusões de alumina que se depositaram na ponta do tampão para o caso $A_a/A_t=0,3$. Mostrado no detalhe.

Fazendo a contagem da quantidade de inclusões depositadas em cada uma das regiões de interesse – colo, tampão e válvula submersa – e normalizando, conforme a Figura 25, observa-se que à medida que a válvula vai sendo aberta, a taxa de deposição vai diminuindo. O colo da válvula foi onde ocorreu uma maior deposição de inclusões, seguido pela válvula submersa e colo.

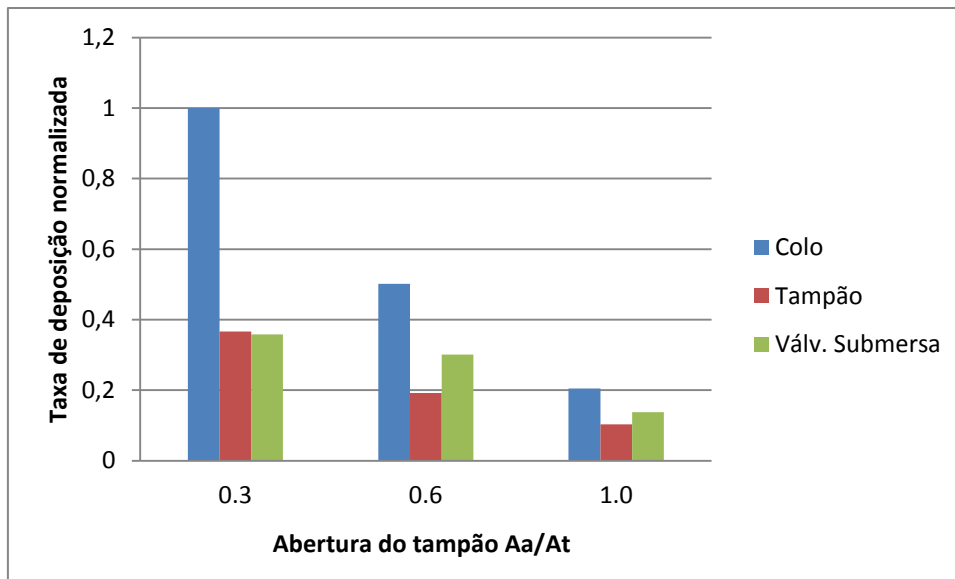


Figura 25 - Comparação da porcentagem de inclusões depositadas em função da abertura do tampão A_a/A_t .

Ponta do tampão

A deposição na ponta do tampão é causada, provavelmente, por três fatores principais: a turbulência, recirculação presente na ponta da válvula tampão e a estreita área de passagem do aço na região da válvula.

Para quantificar o quanto a turbulência influencia na deposição das inclusões realizou-se um teste comparando o caso com e sem a dispersão turbulenta. Observou-se que a turbulência é responsável por aproximadamente 40% da deposição na ponta do tampão, (Figura 26). Este resultado está de acordo com a literatura (WILSON, F. G. *et al* 1987).

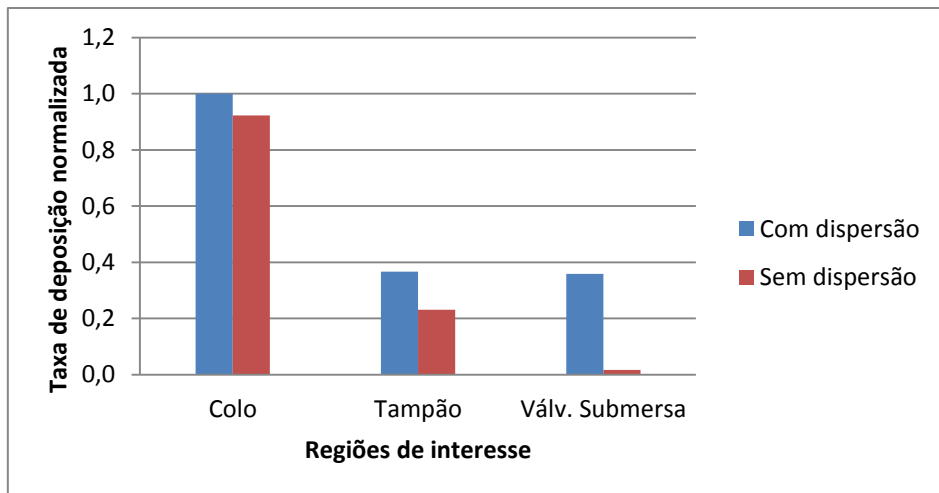


Figura 26 – Comparação da deposição de inclusões para o caso $A_a/A_t = 0,3$ com e sem a dispersão turbulenta.

Na Figura 27 (b) é ilustrada a trajetória das inclusões que se depositaram devido à estreita área de passagem formada pela válvula. Com uma estreita área de passagem a probabilidade das inclusões tocarem a parede aumenta.

A Figura 27 (c) mostra o comportamento das inclusões que se depositaram na região da ponta do tampão. A recirculação nessa região faz com que as inclusões sejam carregadas em direção a ponta do tampão e, conseqüentemente, se depositem.

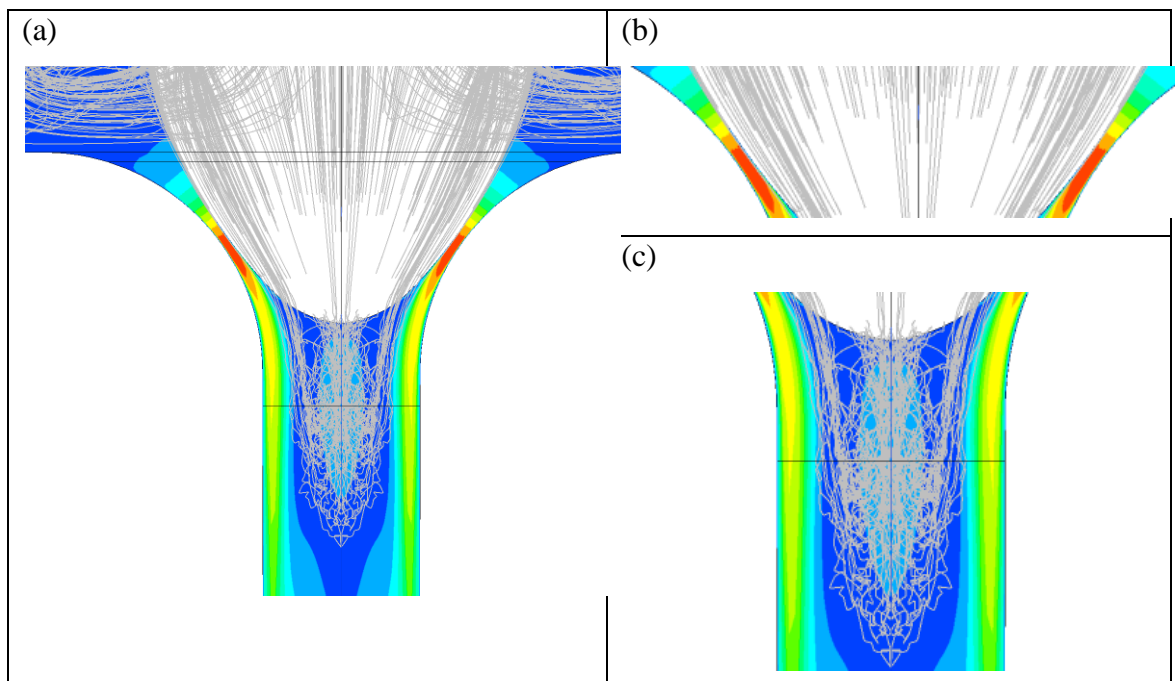


Figura 27 – (a) Mapa de velocidade do aço e trajetória das inclusões na região da válvula. (b) Foco da trajetória das inclusões que se depositaram no estreitamento do escoamento. (c) Foco da trajetória das inclusões na região da ponta do tampão.

Colo

No colo da válvula os dois principais fatores responsáveis pela deposição são a turbulência e a estreita área de passagem no colo. Analisando novamente a deposição sem e com dispersão turbulenta (Figura 26) observa-se que uma pequena porcentagem das inclusões se deposita no colo devido à turbulência. A maior parte é devido à estreita área de passagem igualmente ao que ocorre no tampão.

Válvula submersa

A turbulência do escoamento é a principal causa da deposição das inclusões na região da válvula submersa. Observa-se na Figura 26 que, sem a influência da turbulência, praticamente não ocorre deposição. Está ilustrado na Figura 28 a trajetória das inclusões na região da válvula submersa sem e com a dispersão turbulenta. Observa-se que com dispersão turbulenta as inclusões têm uma trajetória bastante irregular ao longo da válvula submersa. Esse comportamento favorece o contato das inclusões com as paredes da válvula. Já no caso sem dispersão, as inclusões têm trajetórias mais suaves em relação a caso anterior, diminuindo a chance do contato entre as paredes da válvula submersa e as inclusões.

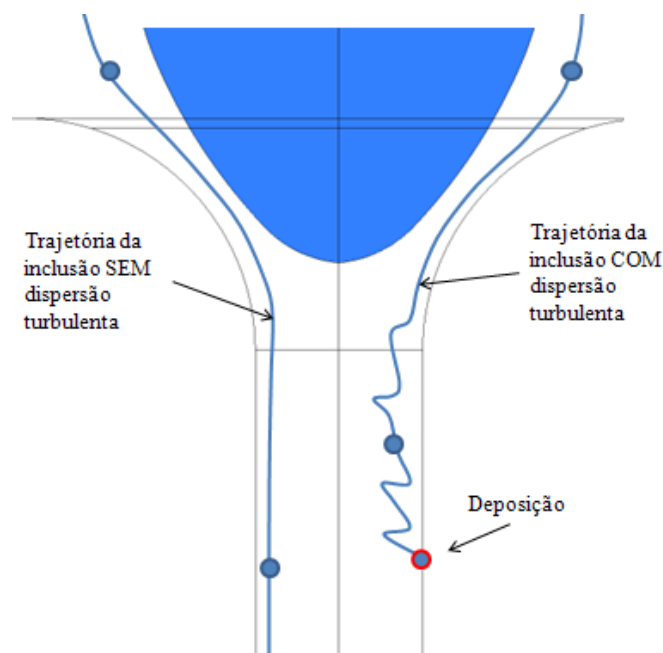


Figura 28 – Comportamento da trajetória das inclusões na região da válvula submersa com e sem dispersão turbulenta.

5.4. Deposição com o modelo ASM

O resultado do modelo ASM, como ilustra a Figura 29, mostrou que as principais zonas de deposição foram o colo e o tampão – não se observou deposição significativa na válvula submersa. Nota-se, também, que à medida que o tampão vai sendo aberto menor é a deposição.

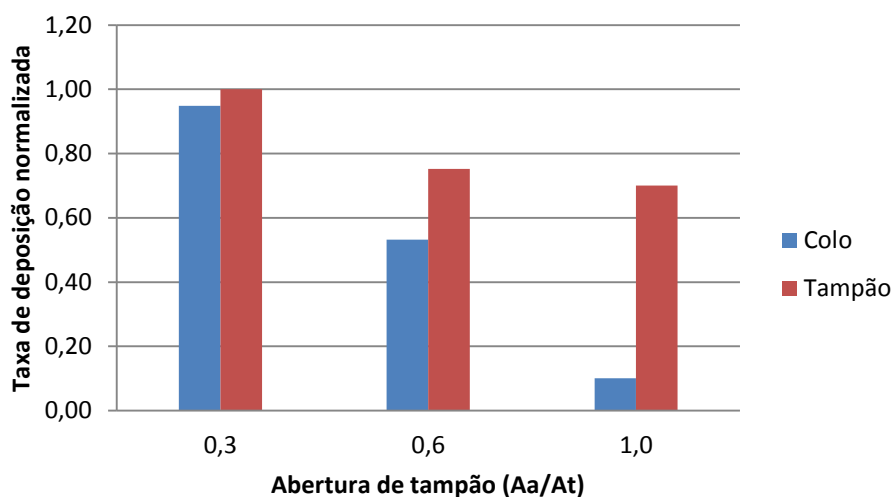


Figura 29 – Comparação da taxa de deposição normalizada em função da abertura do tampão para o modelo ASM.

Na Figura 30, é possível observar as principais regiões de deposição em função da abertura do tampão.

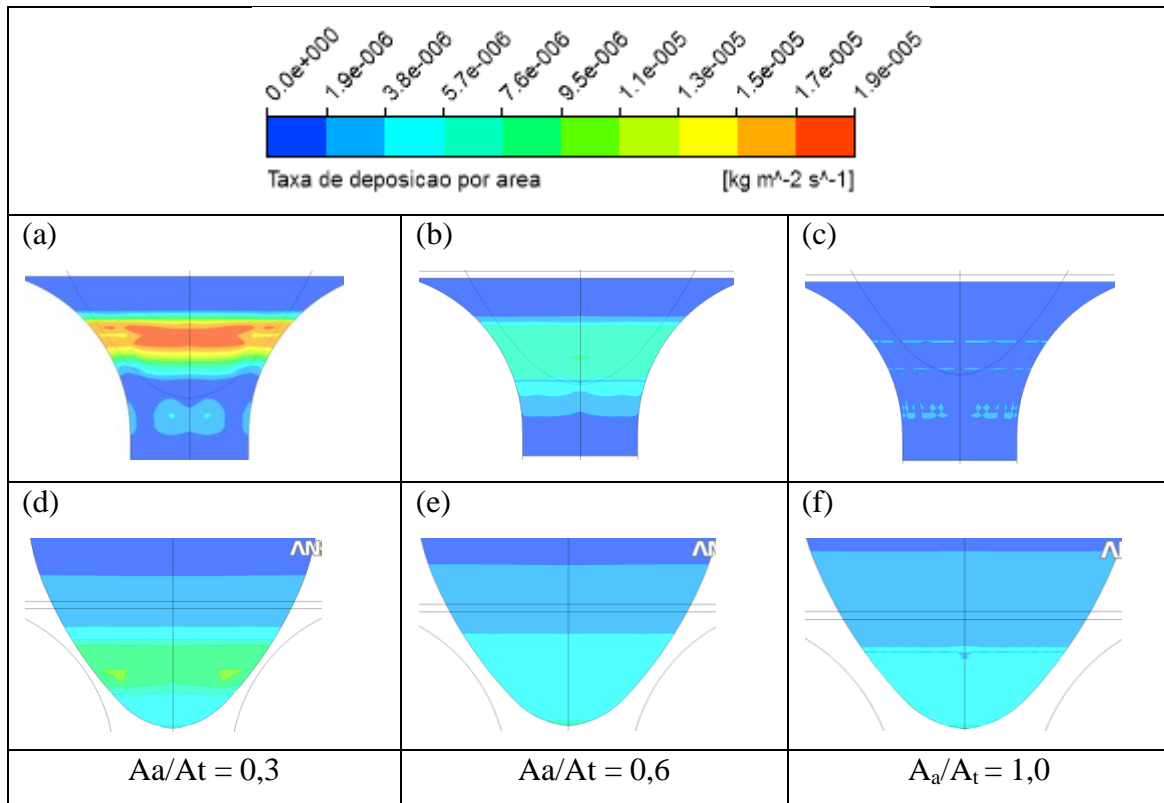


Figura 30 – Principais regiões de deposição no modelo ASM.

O modelo de deposição ASM – ainda não é muito citado na literatura – está pouco detalhado na documentação do *software* (Ansys, CFX). No mesmo está relatado que a deposição depende da velocidade relativa entre a fase dispersa (inclusões) e a fase contínua (aço), ou seja, a velocidade de escorregamento.

Tendo em vista isso, buscou-se conhecer melhor o modelo variando a densidade das inclusões em função da deposição, conforme a Figura 31. Observa-se que a deposição depende fortemente da densidade da inclusão. Ressalta-se que esse teste é apenas acadêmico. As inclusões presentes no aço não costumam ter densidade igual, ou maior que o mesmo.

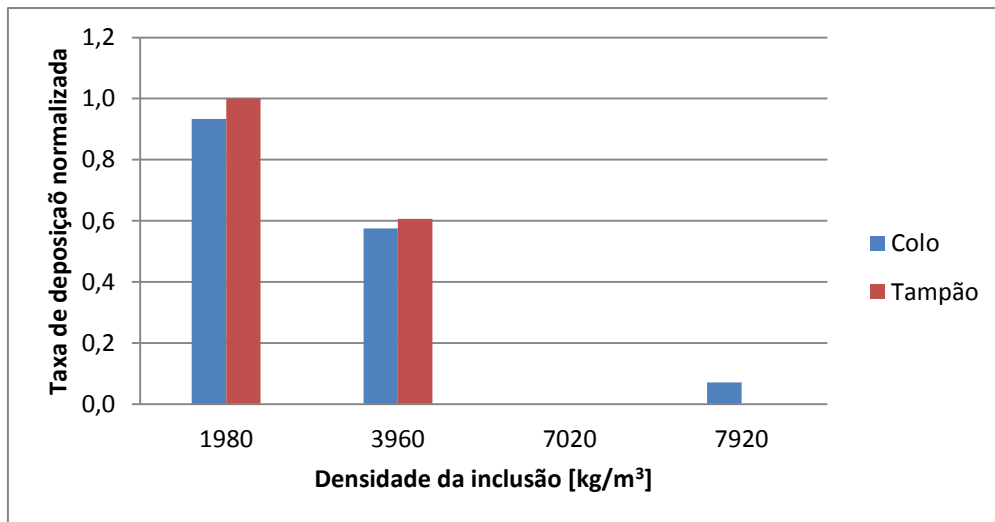


Figura 31 – Variação da taxa de deposição em função da densidade das inclusões para abertura $A_a/A_t = 0,3$.

Com essas informações, sugere-se que o principal mecanismo de deposição do modelo ASM é a força centrípeta que age na passagem do aço e das inclusões ao passar pela válvula. As inclusões, normalmente, têm uma densidade menor que a do aço, com isso é esperado que as mesmas tenham a tendência de ir em direção ao centro do raio de curvatura da trajetória ao passar pelo colo da válvula. Já o aço por ter uma densidade maior, tem menos tendência a mudar sua trajetória. A diferença da velocidade radial entre a inclusão e aço faz com que a inclusão migre em direção à parede e se deposite.

Esse fenômeno pode explicar, também, por que nenhuma inclusão se deposita na válvula submersa. Nessa região o raio de curvatura é zero fazendo com que a diferença de velocidade em direção a parede entre a inclusão e o aço seja zero. Na Figura 32 está ilustrado o fenômeno de deposição para modelo ASM.

Por conseqüência disso, se a inclusão tiver a mesma densidade que o aço sua trajetória será a mesma que o aço fazendo com que nenhuma inclusão se deposite, veja, a Figura 32.

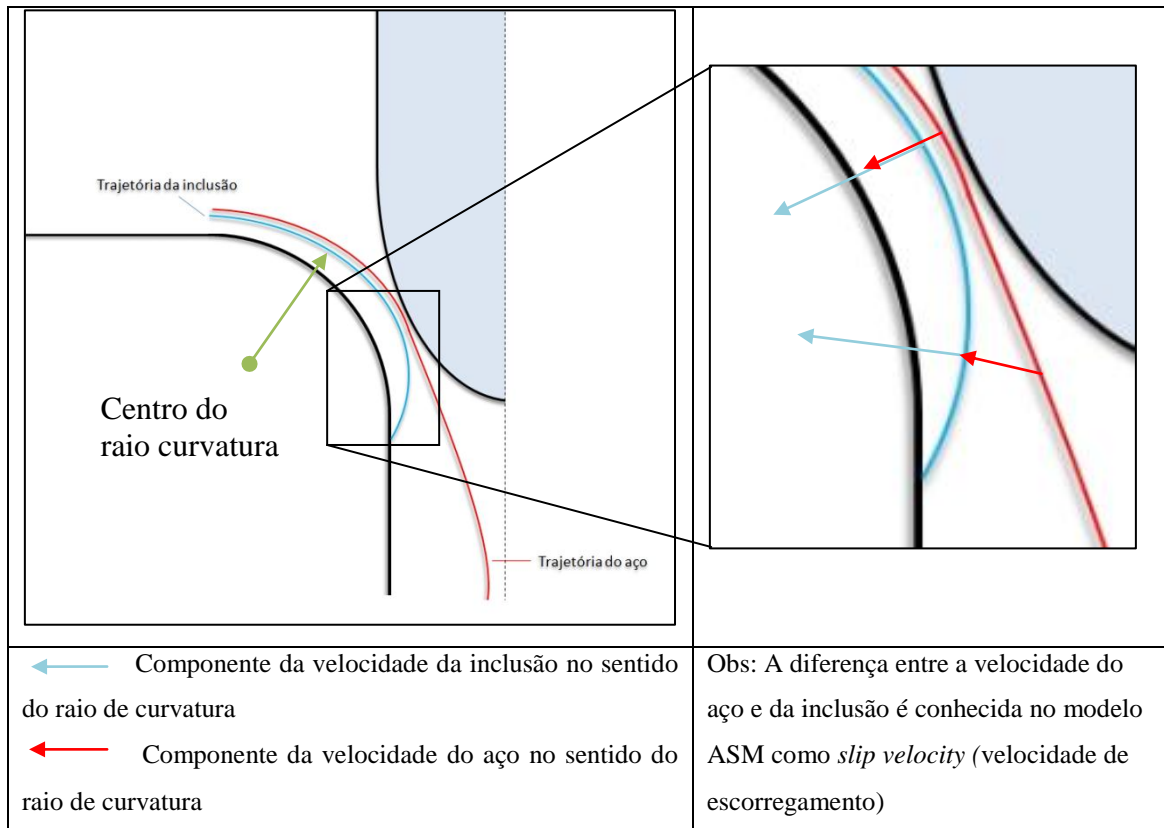


Figura 32 – Mecanismo responsável pela deposição no modelo ASM.

Portanto, o aumento da velocidade do aço na região de estrangulamento implica numa maior força centrípeta sobre o escoamento causando um aumento da deposição nas regiões do tampão e do colo.

5.5. Comparação entre os modelos de deposição ASM e Lagrange

Colo

Na Figura 33 apresenta-se uma comparação da deposição que ocorre no colo. Observa-se que tanto o modelo ASM quanto o modelo de Lagrange a deposição relativa para cada abertura mostrou uma boa concordância.

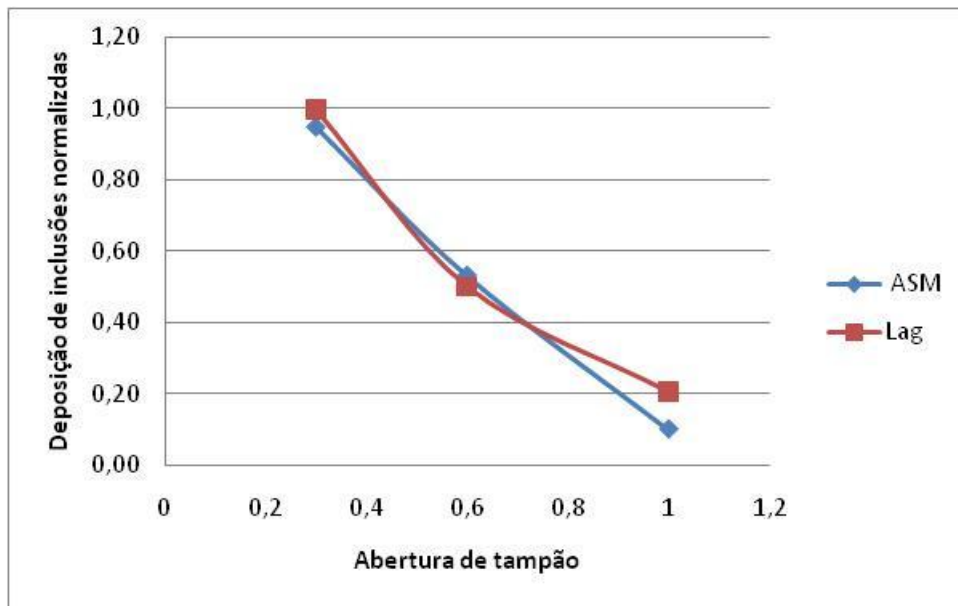


Figura 33 – Comparação dos modelos ASM e Lagrange da deposição de alumina normalizada na região do colo à medida que o tampão vai sendo aberto.

Apesar disso, o fenômeno responsável pela deposição nessa região é diferente. Enquanto que no modelo Lagrangeano considerou-se que o principal fenômeno é a estreita área de passagem, no modelo ASM o fenômeno responsável é a força centrípeta.

Tampão

Avaliando a deposição que ocorre no tampão, nota-se que, apesar de as curvas de deposição possuírem a mesma tendência, os valores relativos de deposição diferem consideravelmente – aproximadamente 60%, conforme mostra a Figura 34.

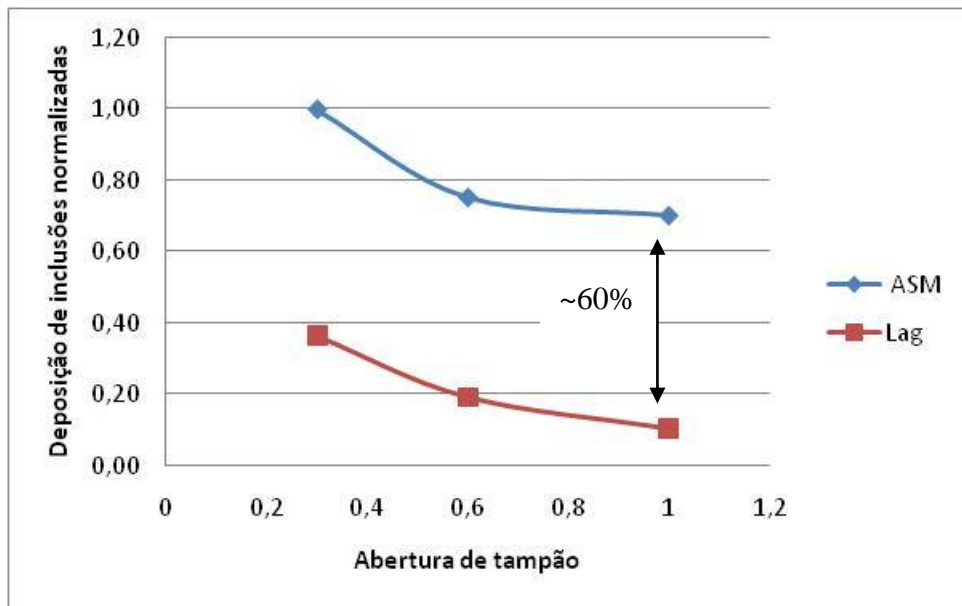


Figura 34 – Comparação dos modelos ASM e Lagrange da deposição (normalizada) de alumina na região do tampão em função da abertura do tampão.

Válvula submersa

Como pode ser observado anteriormente, no modelo ASM não se observou deposição na válvula submersa, ao contrário do que foi visto no modelo Lagrangeano.

Os modelos estudados mostraram que modelam fenômenos distintos. Enquanto o modelo Lagrangeano mostrou-se eficaz em representar a deposição devido aos fenômenos de estrangulamento da válvula, recirculações e a turbulência. O modelo ASM tem bastante sensibilidade na previsão da deposição devido à força centrípeta.

Tendo em vista isso, é mais adequado realizar a modelagem das inclusões com o modelo Lagrangeano por conseguir modelar um maior número de fenômenos físicos.

5.6. Escoamento bifásico

O comportamento do gás na região do colo e na ponta do tampão para abertura de $Aa/At = 0,3$ pode ser observado na Figura 35. Tanto na injeção de gás de 3NI/min quanto na de 6NI/min o gás injetado no colo da válvula foi arrastado em direção ao molde. Observa-se que parte desse gás é arrastada, ficando localizado no colo e outra para na ponta do tampão. Esse resultado sugere que gás possa gerar uma camada de proteção impedindo que as inclusões se depositem nessas regiões.

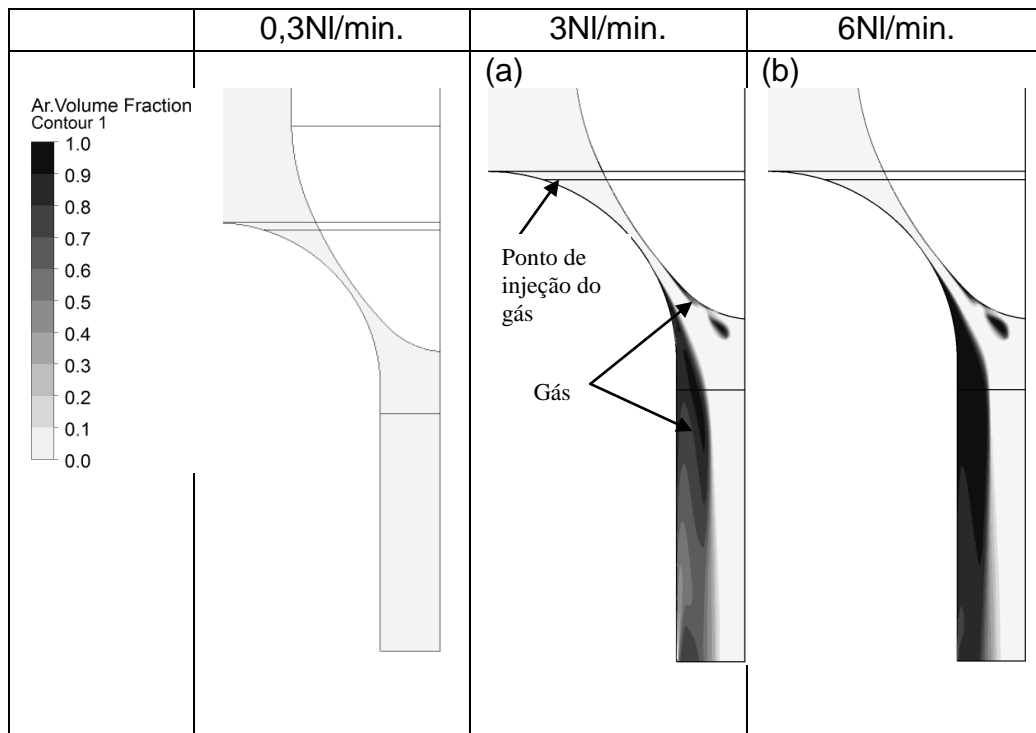


Figura 35 – Vista transversal de um corte no centro do tampão mostrando a fração volumétrica do gás na região da ponta do tampão e do colo da válvula.

5.7. Taxa de deposição para escoamento com presença de gás

Para o modelo ASM pode se observar que o gás injetado diminuiu a deposição tanto na região colo quanto no tampão, conforme se pode observar na Figura 36.

Sugere-se que a menor deposição com a injeção de gás seja devido à diminuição da região de contato entre o aço e as regiões da válvula.

No trabalho de Contini, A. C. *et al* (2009) numa válvula com geometria e injeção de gás similar a usada nesse trabalho para o caso com abertura $A_d/A_t = 1,0$, observou-se, também, que diminuiu a deposição com a injeção de gás de 3 e 6 NI/min em relação ao caso sem injeção de gás.

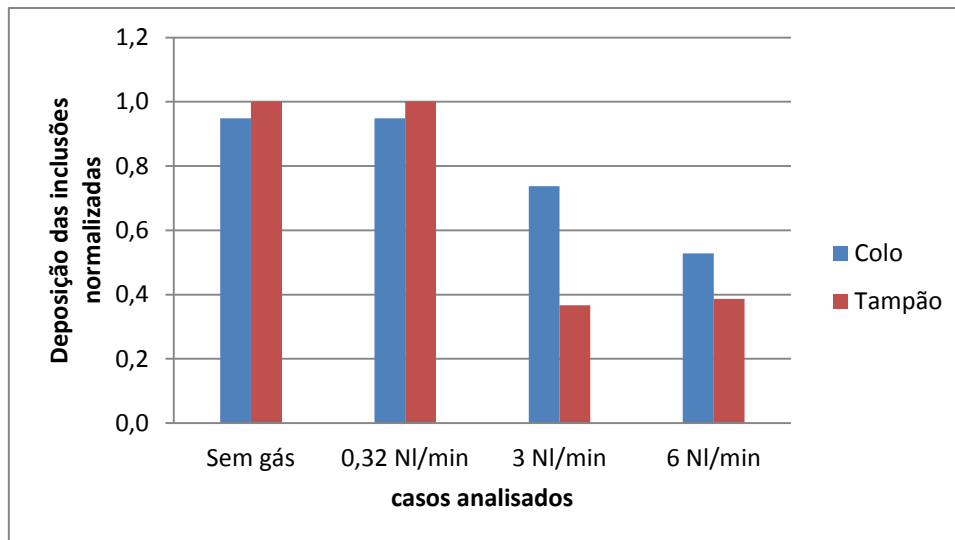


Figura 36 – Comparação da taxa de deposição normalizada em função da injeção gás para o caso com abertura $A_a/A_t = 0,3$.

6. CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos nas condições propostas neste trabalho, as seguintes conclusões podem ser citadas:

- A simulação do escoamento monofásico mostrou que, à medida que a válvula vai sendo aberta, menor é a recirculação presente na ponta da válvula tampão.

- O modelo de turbulência SST mostrou recirculações maiores na ponta do tampão quando comparado com o modelo k- ϵ .

- Tanto o modelo ASM quanto o modelo Lagrangeano tiveram a mesma tendência: quanto mais fechado estiver o tampão maior é quantidade de inclusões depositadas.

- Ao comparar o modelo ASM e o modelo Lagrangeano observou-se que, na região do colo, os valores tiveram uma boa concordância. Contudo, considera-se que os fenômenos responsáveis pela deposição sejam diferentes em cada modelo.

- Ao avaliar a influência da injeção de gás por meio de válvulas multiporos, notou-se que, para uma abertura de $A_a/A_t = 0,3$, ocorreu uma diminuição da taxa de deposição para o modelo ASM.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir dos resultados obtidos, são apresentadas as seguintes sugestões para a continuidade dos trabalhos:

- Verificar a independência de malha para o modelo ASM.
- Buscar uma validação do escoamento, tanto monofásico quanto bifásico por meio de um modelo físico.
- Buscar um melhor entendimento do modelo Lagrangeano para malhas muito refinadas nas paredes, principalmente na região do colo.
- Verificar qual o comportamento da deposição em função do tamanho das inclusões.
- Verificar taxa de deposição para o modelo Lagrangeano variando a densidade das inclusões.
- Avaliar a influência do modelo Lagrangeano para diferentes densidades para se conseguir separar a influência da estreita área de passagem na válvula e da força centrípeta na deposição das inclusões.
- Avaliar a influência da simetria no escoamento.
- Modelar o escoamento utilizando a metodologia de grandes vórtices (LES)

8. REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

- 1 ANDRESSON, M.; SEETHARAMAN, S. Inclusions Modification by Calcium Treatment of Al-killed Steel: a Thermodynamic Perspective. Supplement 6 of Doctoral thesis ANDERSSON, M. Department of Materials Science and Engineering – Division of Metallurgy – Royal Institute of Technology – Stockholm, Sweden – September 2000.
- 2 ANSYS CFX, Release 11.0 Solver manual. EUA, 2007.
- 3 BAI, H.; THOMAS, B.G. Effects of clogging, argon injection and casting conditions on flow rate and air aspiration in submerged entry nozzles. In: STEELMAKING CONFERENCE PROCEEDINGS, 83.,2000, Pittsburg, PA, Iron and Steel Society, Warrendale, PA, 2000, v. 83, p. 183-197.
- 4 BANNENBERG, N. Inclusion modification to prevent nozzle clogging. Steelmaking Conference Proceedings, p. 457-63. 1995. STEELMAKING CONFERENCE PROCEEDINGS, 78., 1995. Warrendale, PA, 1995, p. 457-463, 1995.
- 5 BIELEFELDT, W. V.; Estudo do tratamento de inclusões com cálcio na fabricação do aço SAE8620. Tese (Doutorado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2009.
- 6 BOLGER, D. Stopper rod and submerged nozzle design and operation in continuous casting. STEELMAKING CONFERENCE PROCEEDINGS, 77. 1994. Warrendale, PA, 1994, p. 531, 1994.
- 7 BÖLLING, R.; ODENTHAL, H.J.; PFEIFER, H. Transient fluid flow in a continuous casting tundish during ladle change and steady-state casting. Steel Research, V.76, n.1, p.71-80, 2005. Clean Steel, IISI Committee on Technology, p. 39–60, 2004.
- 8 CATTANI, M. S.D.; Elementos de mecânica dos fluidos. Editora Edgard Blücher Ed. 2. 2005.
- 9 CONTINI, A.C.; MORALES, B. B.; TRINDADE, L. B.; VILELA, A. C. F. Estudo do mecanismo de clogging do ponto de vista fluidodinâmico na região da válvula tampão através da ferramenta de CFD. In: SEMINÁRIO DE ACIARIA INTERNACIONAL, 40. 2009, São Paulo, ABM, 2009.
- 10 DAWSON, S. Tundish nozzle blockage during the continuous casting of aluminum-killed steel. In: STEELMAKING CONFERENCE PROCEEDINGS, 73., 1990. Warrendale, PA, 1990, p. 15-31, 1990.
- 11 GARCIA A.; SPIM J. A.; SANTOS A. C.; CHEUNG N. Livro: Lingotamento Contínuo de aços. Editora ABM. Ed. 2006.

- 12 GELATA, P.: Proc Modeling of Welding and Casting Process, ISS of AIME, 1981, pp. 361-372.
- 13 H. BAI, B. G. THOMAS. Effect of Clogging, Argon Injection, and Casting Conditions on Flow Rate and Air Aspiration in Submerged Entry Nozzles Steel, 83rd Steelmaking Conference Proceedings, 83, Pittsburgh, Warrendale, PA, 2000. pp. 183-197.
- 14 KLOSTERMANN, J.; CHAVES, H.; SCHWARZE, R. Investigation of the gas-liquid flow in a stopper rod controlled SEN. Steel Research International, v. 78, n. 8, p. 595-601, 2007.
- 15 LAUNDER, B.E. AND SPALDING, D.B., The numerical computation of turbulent flows, Comp Meth Appl Mech Eng, 3:269-289, 1974.
- 16 LAVERS. J. D. and KADAR L. Application of electromagnetic forces to reduce tundish nozzle clogging. Applied Mathematical Modeling. Volume 28, Issue 1, January 2004, Pages 29-45
- 17 LOUREIRO J.B.R. ALHO A.T.P, FREIRE A.P.S. The numerical computation of near-wall turbulent flow over a steep hill. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. 2008. 540-561.
- 18 MALISKA, C. R. Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional. Ltc Editora. 2004.
- 19 MANNINEN, M.; TAIVASSALO, V.; KALLIO, S. On the mixture model for multiphase flow. , EUA, VTT Publications, 1996.
- 20 MENTER, F.R. Zonal two-equation k- ω turbulence model for aerodynamic flows. AIAA Journal. v. 30, n. 6, p.2893-2906, 1993.
- 21 MILLMAN, S. Clean Steel – Basic Features and Operation Practices. IISI Study on Clean Steel, IISI Committee on Technology, p. 39-60, 2004.
- 22 MUNSON, BRUCE R.; YOUNG, DONALD F.; OKIISHI, THEODORE H. Fundamentos da mecânica dos fluidos. SÃO PAULO: Edgard Blücher, 2002.
- 23 RACKERS, K.; THOMAS, B.G. Clogging in continuous casting nozzles. In: STEELMAKING CONFERENCE PROCEEDINGS, 78., 1995, Nashville, Iron and Steel Society, Warrendale, PA, 1995, v.78, p. 723-734.
- 24 RIZZO, E. M. S. Introdução aos processos de lingotamento dos aços. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia, ABM, 2006.
- 25 SILVA JUNIOR, W. G. Verificação do efeito de injeção de gás através de válvulas submersas multiporos sobre a lingotabilidade e limpeza do aço, Dissertação (Mestrado profissional em engenharia metalúrgica), Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Porto Alegre, 2009.

- 26 THOMAS B. G. and BAI H. Tundish nozzle clogging – Application of computational models. 18th Process Technology Division Conference Proceedings, (Baltimore, MD, March 25-28, 2001), Vol. 18, Iron and Steel Society, Warrendale, PA, 2001, pp. 895-912.
- 27 THOMAS B. G. and ZHANG L. Mathematical Modeling of Fluid Flow in Continuous Casting. ISIJ International, Vol. 41, n° 10, pp. 1181-1193.
- 28 SCHEVCHENKO, V. P. *et al.*: Ogneuporny, 1970, vol. 35, no.10, pp. 31-33, H.B. 8345.
- 29 SCHLICHTING, H.; GERSTEN, K. Boundary-Layer Theory. 8th Revised and Enlarged Edition, 2000.
- 30 SCHWERDTFERGER K., H. SCHREVE: AIME Electric-Furnace Conference Proceedings, 1970, p.95.
- 31 SINGH, S.N. Mechanism of alumina buildup in tundish nozzles during continuous casting of aluminum-killed steels. Metallurgical Transactions, v. 5, n. 10, p. 2165-2178, 1974.
- 32 VIESER, W., ESCH, T. E MENTER, F. R., Heat transfer prediction using advanced two-equation turbulence models, Memorando técnico do CFX: CFX-VAL10/0602, 2002.
- 33 YUAN Q., SIVARAMAKRISHNAN S. , VANKA S.P., THOMAS B. G. Computational and Experimental Study of Turbulent Flow in a 0.4-Scale Water Model of a Continuous Steel Caster. *Metallurgical and Materials Transactions B*. Vol. 35, Oct 2004.
- 34 WILCOX, D. C., 1998. Turbulence Modeling for CFD, volume 2nd. Ed. DCW Industries.
- 35 WILSON, F.G.; HEEMSOM, M.J.; NICHOLSON, A.; HILLS, A.W.D. Effect of fluid flow characteristics on nozzle blockage in aluminium-killed steels. Ironmaking and Steelmaking, v. 14, n. 6, p. 296-309, 1987.

9. APÊNDICES

9.1. Apêndice A – Modelagem numérica

Uma forma de descrever a equação que rege o movimento de um fluido newtoniano e incompressível é dada pela equação4:

$$\underbrace{\rho \frac{\partial u_j}{\partial t}}_{\text{Taxa de variação da quantidade de movimento}} + \underbrace{\rho \frac{\partial}{\partial x_j} (u_i u_j)}_{\text{Fluxo convectivo da quantidade de movimento}} = \underbrace{\rho g_j}_{\text{Vetor da aceleração da gravidade}} - \underbrace{\frac{\partial p}{\partial x_j}}_{\text{Força resultante devida ao gradiente de pressão}} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)}_{\text{Fluxo líquido difusivo da quantidade de movimento ou dissipação de energia cinética dependendo das escalas em questão}} + \underbrace{Q}_{\text{Termo fonte de momento}} \quad \text{equação4}$$

Ela é conhecida como a equação de Navier-Stokes. Sua dedução é feita a partir de um balanço de forças em um volume infinitesimal. Detalhes da sua dedução podem ser vistos em SCHLICHTING, H. *et al* (2000).

O balanço de massa é dado pela equação5, conhecida como equação da continuidade ou equação da conservação da massa.

$$\underbrace{\frac{\partial \rho}{\partial t}}_{\text{Taxa de variação da massa no volume considerado}} + \underbrace{\frac{\partial \rho u_i}{\partial x_i}}_{\text{Fluxo líquido de massa através da superfície do volume considerado}} = \underbrace{Q}_{\text{Termo Fonte de massa}} \quad \text{equação5}$$

Para a modelagem de um escoamento isotérmico a equação de Navier-Stokes e da continuidade são a base para a solução. À medida que outros fenômenos tornam-se relevantes, mais termos e/ou equações devem ser considerados para se conseguir representar o escoamento.

9.1.1. Escoamento laminar e turbulento

Um critério para distinção entre um escoamento laminar ou turbulento é o número de Reynolds. Esse número, que é um adimensional, é definido pela razão entre as forças de inércia e os efeitos viscosos, sendo expresso pela equação 6:

$$Re = \frac{\rho V l}{\mu} \quad \text{equação 6}$$

Onde l é um comprimento característico, V uma velocidade característica, ρ e μ são a densidade e a viscosidade dinâmica do fluido, respectivamente.

Para uma placa plana o comprimento característico é definido como a distância do bordo do ataque. Com isso, à medida que se afasta do bordo de ataque, o número de Reynolds aumenta, chegando a um ponto onde o escoamento na camada limite torna-se turbulento.

Pode-se entender melhor a estrutura da camada limite considerando o movimento de uma partícula fluida no campo do escoamento com a presença de uma placa plana, conforme a Figura 37. Se uma partícula de forma retangular é transportada pelo escoamento externo, fora da camada limite, pode-se notar que sua forma ao longo do escoamento praticamente não muda. Contudo, quando uma partícula fluida escoar na região da camada limite, ela começa a se distorcer devido ao gradiente de velocidade do escoamento - a parte superior da partícula apresenta velocidade maior do que aquela na parte inferior. O escoamento é irrotacional fora da camada limite e rotacional dentro dela. Distanciando-se ainda mais do bordo, o escoamento na camada limite torna-se turbulento e a partícula fica completamente distorcida devido à natureza aleatória e irregular da turbulência.

No caso de tubos e válvulas l da fórmula deve ser substituído pelo diâmetro do tubo e área de abertura da válvula, respectivamente.

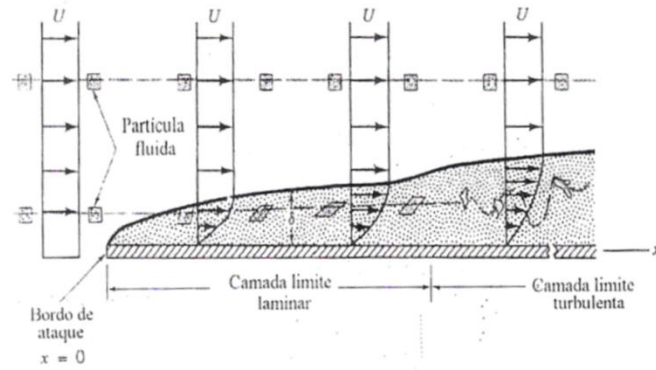


Figura 37 – Distorção de uma partícula fluida enquanto ao escoar pela camada limite (Adaptado da fonte: MUNSON, B. R. *et al*, 2004)

9.1.2. Modelagem da turbulência

Em escoamentos com regime turbulento, as variáveis u (velocidade) e p (pressão) são funções que oscilam aleatoriamente no tempo e no espaço. Para se conseguir representar um escoamento com estas propriedades, tornou-se necessário uma reformulação matemática. Reynolds, em 1895, propôs uma modelagem em termos de variáveis médias, com as seguintes alterações (equações 6 e 7):

$$u = U + u' \tag{equação7}$$

$$p = P + p' \tag{equação8}$$

u, p = Variável instantânea

U, P = Média temporal da variável instantânea

u', p' = Desvio da média

Rearranjado a equação4 e equação5, conforme foi proposto por Reynolds, obtém-se (considerando um escoamento incompressível):

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \tag{equação9}$$

$$\rho \frac{\partial U_i}{\partial t} + \rho \frac{\partial}{\partial x_j} (U_i U_j) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \overline{u'_i u'_j} \right) + \rho g_i \quad \text{equação 10}$$

O termo $\overline{u'_i u'_j}$ é chamado de tensor de tensões de Reynolds. Ele representa os efeitos da turbulência no escoamento médio.

No entanto, o sistema de equação 9 e equação 10 não constitui um sistema fechado. Para o fechamento, é utilizada, na maioria dos casos, a aproximação de Boussinesq, que é dada pela equação 11:

$$\overline{u'_i u'_j} = \frac{2}{3} k \delta_{ij} - \nu_t D_{ij} \quad \text{equação 11}$$

$$k = \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_i} \quad \text{equação 12}$$

$$D_{ij} = \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \quad \text{equação 13}$$

Em que k e D_{ij} são chamados de energia cinética de turbulência e tensor de deformações, respectivamente.

Para o fechamento do modelo falta apenas um passo que depende de como será modelada a ν_t (viscosidade turbulenta). Para isso, existem diversos modelos dentre os quais o mais usado é o modelo de duas equações k - ϵ .

9.1.3. Camada limite

O conceito de camada limite foi introduzido pelo alemão Ludwig Prandtl. Ele mostrou que muitos escoamentos viscosos podem ser analisados dividindo-os em duas regiões, uma perto das fronteiras sólidas, e outra cobrindo o restante do escoamento. Apenas na delgada região adjacente a uma fronteira sólida (camada limite), o efeito da viscosidade é importante. Na região fora da camada limite, o efeito da viscosidade é desprezível e o fluido pode ser tratado como invíscido.

A espessura da camada limite (δ) é usualmente definida como a distância da superfície ao ponto em que a velocidade é 99% da velocidade de corrente livre. Contudo, como o perfil de velocidade na camada limite une-se suave e assintoticamente

com a velocidade de corrente livre, a espessura de camada limite, δ , pode vir a ser difícil de medir.

A espessura da camada limite cresce com \sqrt{x} à medida que um fluido se desloca ao longo de uma placa plana, ou seja, a camada limite vai se tornando mais espessa, devido à ação contínua das tensões de cisalhamento. Com isso, as distribuições de pressão vão se alterando, chegando a um ponto onde o gradiente de pressão aponta no sentido contrário ao da corrente inicial. Esse efeito culmina por provocar o aparecimento de uma corrente que se desloca no sentido oposto ao inicial. Pode-se entender melhor observando a Figura 38(a) e 14(b).

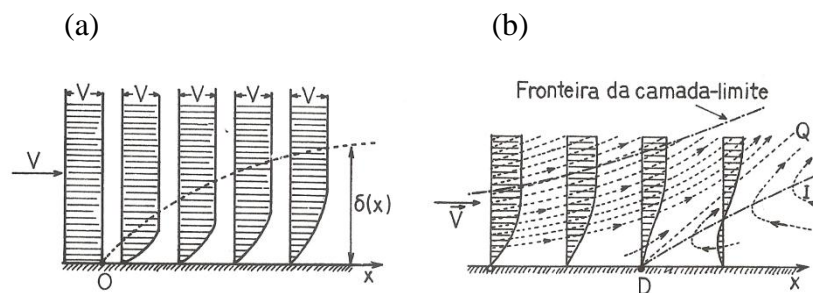


Figura 38. (a) Espessura da camada limite em uma placa plana (b) Descolamento da camada limite em uma placa plana. (Adaptado da fonte: CATTANI, M. S. D. 2005)

Devido a esse gradiente de pressão adverso, a camada limite se descola, a partir do ponto D , denominado ponto de descolamento ou de separação. Na região à direita da linha DQ aparecem vórtices (turbilhões ou redemoinhos). Esse fenômeno não ocorre apenas no caso de uma placa plana. Na Figura 39 mostra-se o que ocorre numa superfície cilíndrica em condições de escoamento nas quais ocorre o descolamento. Nesse caso o ponto D está localizado na parte posterior do cilindro.

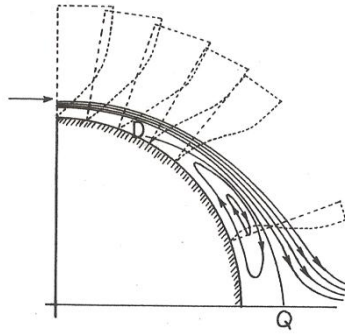


Figura 39. Descolamento da camada limite em um cilindro. (Adaptado da fonte: CATTANI, M. S. D. 2005)

Uma referência mais detalhada sobre o estudo de camada limite pode ser encontrado em SCHLICHTING, H. *et al* (2007).

9.1.4. Escoamentos multifásicos

Ao considerar a presença de inclusões ou a injeção de gás no aço líquido, configura-se um escoamento bifásico. Com isso, será necessário realizar adaptações na formulação matemática para contemplar as interações entre as fases.

Uma possibilidade de modelar escoamentos bifásicos é a modelagem euleriana, onde tanto a fase contínua, quanto a fase dispersa são modeladas pelas equações da continuidade e de Navier-Stokes. Ambas as equações são multiplicadas pela fração volumétrica da respectiva fase em cada termo. A soma total das frações volumétricas em cada volume de controle deve ser igual a um, que é dada pela equação 14. Ainda, o campo de pressão é compartilhado pelos fluidos (equação 15).

$$\alpha_g + \alpha_l = 1 \quad \text{equação 14}$$

$$p_g = p_l = p \quad \text{equação 15}$$

O sub-índice l representa fase aço, g a fase gás.

9.1.1. Esquemas de interpolação

Para o cálculo dos fluxos na fronteira de cada volume são necessárias funções de interpolação a partir dos valores das variáveis nos pontos nodais. No CFX existem dois esquemas de interpolação: *upwind* e *high resolution*.

O *upwind* é um esquema de interpolação de primeira ordem. Esse esquema incondicionalmente estável. Contudo, o manual do *software* não aconselha obter resultados finais com essa implementação. Deve ser usado apenas no início da solução para atingir a convergência mais rapidamente. Outra característica do *upwind* é que suaviza os gradientes existentes no domínio, produzindo a chamada difusão numérica (MALISKA, C.R. *et al* 2005).

Já o esquema de interpolação *high resolution* é de segunda ordem. Isso evita oscilações da solução em regiões com fortes gradientes. Vale ressaltar que este método, apesar de necessário para se obter uma solução final, é menos robusto que o método anterior. Detalhes dos dois esquemas podem ser encontrados em ANSYS (2007).

9.1.2. Método de solução numérica - EbFVM

O método de solução das equações no CFX 11.0 é conhecido como Método de Volumes Finitos Baseados em Elementos, ou *Element-based Finite Volume Methods – EbFVM*. Este método surgiu da necessidade de resolver problemas em malhas não-estruturadas utilizando o método de volumes finitos.

Uma ótima referência para compreensão desse método pode ser visto em MALISKA, C.R. *et al* (2005).

9.1.3. Modelos de turbulência

Introdução

O modelo k- ϵ é um dos modelos mais antigos de duas equações e ainda é amplamente utilizado devido a sua boa performance, robustez e precisão em uma grande variedade de escoamentos. No entanto, ele tem limitações em escoamentos com (Ansys, 2007):

- separação da camada limite;
- mudanças repentinas do escoamento principal;
- campos rotacionais;

- superfícies curvas.

O modelo $k-\omega$ foi proposto por Kolmogorov (1942). Desde a primeira proposta várias melhoras foram realizadas. O modelo $k-\omega$ usado pelo CFX 11.0 é a versão mostrada por WILCOX, D. C. (1998). Esse modelo descreve muito bem escoamentos com gradientes de pressão adverso capazes de provocar descolamentos da camada limite. Como exemplo, problemas aerodinâmicos em asas de aviões ANSYS (2007). Um artigo interessante que compara diferentes modelos de turbulência usando o CFX pode ser visto em LOUREIRO, J. B. R. *et al* (2008)

O SST é um modelo de duas equações que é recomendado para simular com maior precisão regiões próximas à camada limite e regiões com gradientes de pressão adversos. Sua formulação matemática é uma forma combinada do modelo $k-\omega$ e $k-\varepsilon$.

Modelo k-ε standard

A modelagem da viscosidade turbulenta no modelo k-ε é dada pela seguinte equação16:

$$\nu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad \text{equação16}$$

Onde C_μ é uma constante de ajuste obtida experimentalmente e ε é definido como a taxa de dissipação de k e é dado por:

$$\varepsilon = \nu \left(\frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right) \left(\frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right) \quad \text{equação17}$$

Definindo uma nova variável chamada de viscosidade efetiva como sendo a soma da viscosidade molecular e a viscosidade turbulenta tem-se:

$$\mu_e = \mu + \mu_t \quad \text{equação18}$$

Pode-se escrever, portanto, a equação de Navier-Stokes para a componente- x da seguinte forma:

$$\rho \left(U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial y} \right) = -\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_e \frac{\partial U}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_e \frac{\partial U}{\partial y} \right) + S^u \quad \text{equação19}$$

$$S^u = \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_t \frac{\partial U}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_t \frac{\partial U}{\partial y} \right) \quad \text{equação20}$$

De maneira rudimentar pode-se dizer que o modelo $k-\varepsilon$ resolve um escoamento laminar somado a alguns termos fontes de momento.

A equação de conservação para k fica:

$$\rho \left(U \frac{\partial k}{\partial x} + V \frac{\partial k}{\partial y} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial U}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial U}{\partial y} \right) + G - \rho \varepsilon \quad \text{equação21}$$

↑
↑
 Geração de k Dissipação de k

$$G = \mu_t \left[\left(\frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial U}{\partial x} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial U}{\partial x} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial U}{\partial x} \right)^2 \right] \quad \text{equação22}$$

A equação de conservação para ε :

$$\rho \left(U \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} + V \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial U}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial U}{\partial y} \right) + C_1 \frac{G}{k} \varepsilon - \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad \text{equação23}$$

Onde $\sigma_k, \sigma_\varepsilon, C_1$ e C_2 são constantes de ajuste.

Na região próxima a parede pode-se assumir que $\mu_t = \mu$ são da mesma ordem. À medida que se afasta dela assume-se que $\mu_t = \mu$.

Mais detalhes do modelo $k-\varepsilon$ pode ser encontrado em LAUNDER, B. E. *et al* (1974).

Modelo k- ω

Baseado numa proposta similar ao modelo $k-\varepsilon$, é considerado que a viscosidade turbulenta seja dada pela equação24:

$$v_t = \frac{\bar{k}}{\omega} \quad \text{equação24}$$

As equações de transporte que caracterizam este modelo são:

$$\frac{\partial(\rho\bar{k})}{\partial t} + \frac{\partial(u_j\rho\bar{k})}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial\bar{k}}{\partial x_j} \right] + (G - \beta\rho\bar{k}\omega) \quad \text{equação25}$$

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t} + \frac{\partial(u_j\rho\omega)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial\bar{\omega}}{\partial x_j} \right] + \left(\frac{\alpha\omega}{\bar{k}} G - \beta\rho\omega^2 \right) \quad \text{equação26}$$

Modelo SST

Na equação27 e equação28 pode ser visto o modelo $k-\omega$ com um termo adicional. Este termo é responsável por dizer a forma que o modelo terá: Se tiver próximo a camada limite F_1 é próximo a 1 e o escoamento é regido pela formulação $k-\omega$. À medida que vai se afastando da parede a função F_1 tenderá a um valor próximo a 0, com isso o modelo passa a ter uma característica similar ao modelo $k-\epsilon$.

equação27

$$\underbrace{\frac{\partial\rho k}{\partial t} + \frac{\partial k U_i}{\partial x_i} = \widetilde{P}_k - \beta^* \rho k \omega + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(v + \sigma^* v_T) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right]}_{\text{EDP tradicional para o cálculo do termo k no modelo } k-\omega}$$

EDP tradicional para o cálculo do termo k no modelo $k-\omega$

equação28

$$\underbrace{\frac{\partial\rho\omega}{\partial t} + \frac{\partial\rho\omega U_i}{\partial x_i} = \alpha\rho S^2 - \beta\rho\omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(v + \sigma_{\omega 1}^* v_T) \frac{\partial\omega}{\partial x_i} \right]}_{\text{EDP tradicional para o cálculo do termo } \omega \text{ no modelo } k-\omega} + \underbrace{2(1 - F_1)\sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial\omega}{\partial x_i}}_{\text{Termo adicional utilizado no modelo SST}}$$

EDP tradicional para o cálculo do termo ω no modelo $k-\omega$

Termo adicional utilizado no modelo SST

Onde ω é chamado de freqüência da turbulência. \widetilde{P}_k , F_1 e α são definidos a seguir:

$$\widetilde{P}_k = \min(P_k, 10\beta^* \rho k \omega)$$

equação29

$$P_k = \nu_T \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \quad \text{equação30}$$

$$F_1 = \tanh \left\{ \left[\min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right), \frac{4\rho\sigma_{\omega 2} k}{CD_{k\omega} y^2} \right] \right]^4 \right\} \quad \text{equação31}$$

$$CD_{k\omega} = \max \left(2\rho\sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i}, 10^{-10} \right) \quad \text{equação32}$$

$$\alpha = \alpha_1 F + \alpha_2 (1 - F) \quad \text{equação33}$$

y é a distância do nó mais próximo à parede.

A viscosidade turbulenta é relacionada a k e ω conforme equação34:

$$\nu_T = \frac{\alpha_1 k}{\max(\alpha_1 \omega, SF_2)} \quad \text{equação34}$$

Sendo S é um invariante e F_2 é dado por:

$$F_2 = \tanh \left\{ \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right) \right]^2 \right\} \quad \text{equação35}$$

O valor das constantes e maiores detalhes da formulação e validação podem ser encontrados no artigo de MENTER, F. R. (1993).

9.1.4. Modelo de deposição Algebraic Slip Model - ASM

Ao invés de tratar cada fase separadamente, como na abordagem Euler-Euler, o modelo ASM é uma forma simplificada que trata duas ou mais fases como sendo uma mistura. Com isso, tem-se apenas uma equação para a conservação da massa e para conservação de momento, conforme equação36 e equação37. Pode-se notar que a equação de conservação de momento ganhou um termo adicional comparada com a equação4, vista anteriormente. Este termo é definido para calcular interação de momento entre cada fase.

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho_m u_{m,i}) = 0 \quad \text{equação36}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho_m u_{m,j}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho_m u_{m,i} u_{m,j}) = & -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j} \mu_m \left(\frac{\partial u_{m,i}}{\partial x_j} + \frac{\partial u_{m,j}}{\partial x_i} \right) + \\ & + \rho_m g_j + Q_j + \frac{\partial}{\partial x_i} \sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k u_{D_{k,i}} u_{D_{k,j}} \end{aligned} \quad \text{equação37}$$

A densidade, a viscosidade dinâmica e o vetor velocidade média da mistura são expressos por:

$$\rho_m = \sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k \quad \text{equação38}$$

$$\mu_m = \sum_{k=1}^n \alpha_k \mu_k \quad \text{equação39}$$

$$\mathbf{u}_m = \frac{\sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k \mathbf{u}_k}{\rho_m} \quad \text{equação40}$$

Para calcular a velocidade de cada fase em relação à mistura é necessário definir a variável velocidade de deriva (*drift velocity*) que é dada pela equação41:

$$\mathbf{u}_{D_k} = \mathbf{u}_k - \mathbf{u}_m = \mathbf{v}_{k,c} - \frac{1}{\rho_m} \sum_{q=1}^{n-1} \alpha_q \rho_q \mathbf{v}_{q,c} \quad \text{equação41}$$

A velocidade de escorregamento (*Slip velocity*) que é a velocidade da fase dispersa em relação a fase contínua é dada pela equação42:

$$\mathbf{u}_{k,c} = \mathbf{u}_k - \mathbf{u}_c \quad \text{equação42}$$

O cálculo da velocidade de escorregamento na direção-*i* é dado pela equação43:

$$v_{i,c} = \frac{(\rho_m - \rho_k)}{18\mu_c C_d} \left(\mathbf{g} - \frac{D\mathbf{u}_m}{Dt} \right) \quad \text{equação43}$$

A vantagem desta formulação é a redução do tempo computacional e uma menor complexidade numérica. Contudo, esta metodologia tem algumas limitações. Deve-se assumir que as fases estão em equilíbrio localmente, ou seja, a fase dispersa atinge a velocidade terminal instantaneamente. Para que essa hipótese seja cumprida a fase dispersa deve ter um pequeno diâmetro. Outra simplificação é que as forças de não-arrasto são desprezadas nesta modelagem. Este modelo será usado neste trabalho para simular as inclusões de alumina presentes no aço, pois além de ser um modelo matemático mais simples ele consegue prever as regiões mais prováveis de deposição. Maiores detalhes podem ser encontrados em MANNINEN, M. *et al* 1996.

9.1.5. Modelo de arraste entre as fases

Se houver diferença de velocidade entre a fase contínua e a fase dispersa deve ser considerada a força de arrasto. Esta força é oriunda da pressão e fricção entre as fases atuando no sentido oposto ao movimento. Ela é definida conforme a equação 44.

$$\mathbf{F}_{12} = -\mathbf{F}_{21} = \frac{C_D}{8} A_{21} \alpha_2 \rho_1 |\mathbf{u}_2 - \mathbf{u}_1| \quad \text{equação 44}$$

Onde A é a área transversal da bolha e C_D é conhecido como coeficiente de arrasto. Este coeficiente é, em geral, obtido experimentalmente. Uma discussão mais detalhada deste parâmetro pode ser obtido em MUNSON *et al* (2004).

O cálculo de C_D nesse modelo é dependente do regime de formato da fase dispersa. O modelo utilizado neste trabalho é o modelo Ishii Zuber, cuja implementação está presente no *software*. Detalhes sobre esse modelo podem ser vistos no manual do *software* CFX 11.0 (ANSYS, 2007).

Além da força de arrasto existem várias outras forças que podem ser acrescentadas para ajustar e refinar a modelagem entre as fases. Essas forças são conhecidas como forças de não-arrasto.

Dentre elas estão: força de sustentação, força de massa virtual e força de dispersão turbulenta.

9.1.6. Forças de não-arrasto

- **Força de sustentação**

A força de sustentação provém da assimetria do campo de velocidade ao redor da bolha ou partícula dispersa. Ela é definida pela equação 45:

$$\mathbf{F}_1^L = -\mathbf{F}_2^L = C_{SL}\rho_1\alpha_2\mathbf{u}_R \times (\nabla \times \mathbf{u}_1) \quad \text{equação 45}$$

Em um sistema simples onde uma bolha de gás está mergulhada em um líquido e em movimento a ascendente, a direção da força de sustentação é transversal ao movimento.

- **Força de massa virtual**

Em um escoamento gás-líquido, onde o gás é a fase dispersa a força de massa virtual torna-se relevante. Essa força é responsável por acelerar a massa da fase contínua que circunda a bolha. A modelagem deste fenômeno é dada pela Equação 46:

$$\mathbf{F}_1^{VM} = -\mathbf{F}_2^{VM} = r_2\rho_1C_{VM} \left(\frac{d\mathbf{u}_2}{dt} - \frac{d\mathbf{u}_1}{dt} \right) \quad \text{Equação 46}$$

O produto entre C_{VM} e a densidade do líquido equivale a massa do líquido deslocado por unidade de volume que contribui para compor a “massa efetiva” da fase dispersa.

- **Força de dispersão turbulenta**

Já a força de dispersão turbulenta é devida da turbulência do escoamento. Essa força amplifica o efeito de difusão da fase dispersa. Para modelagem deste fenômeno existem diferentes teorias. No presente trabalho será usado o modelo de Lopez de Bertodano, que é regido pela Equação 47.

$$\mathbf{F}_1^{TD} = -\mathbf{F}_2^{TD} = -C_{TD}\rho_1k_1\nabla\alpha_2 \quad \text{Equação 47}$$

O termo $-\nabla\alpha_2$ representa a difusão da fase dispersa.

Como pode ser visto cada uma das forças de não-arrasto possui um coeficiente, análogo ao da força de arrasto, que pondera sua influência. Contudo, não existem valores que sejam aplicáveis de forma universal. Cada caso deve ser ajustado com os coeficientes que melhor representam o escoamento.

Já modelagem da dispersão turbulenta usada no modelo Lagrangeano tem outra formulação matemática.

Nesse modelo é assumido que as partículas estão sempre localizadas dentro de um vórtice. Cada vórtice tem uma velocidade oscilante v'_f , tempo de vida, τ_e , e comprimento, l_e . Esses são termos são calculados pelas seguintes equações:

$$v'_f = \Gamma\sqrt{2k/3} \quad \text{equação48}$$

$$l_e = C_\mu^{3/4}k^{3/2}/\varepsilon \quad \text{equação49}$$

$$\tau_e = l_e/\sqrt{2k/3} \quad \text{equação50}$$

Segundo o manual do *software* (ANSYS, 2007) quando as partículas forem menores que 100 μm é aconselhado utilizar a força de dispersão turbulenta.

9.2. APÊNDICE B – Independência dos principais parâmetros do escoamento

Para se obter um resultado de simulação numérica consistente é necessário que o resultado obtido não seja função de parâmetros como: discretização temporal (passo de tempo), discretização espacial (malha), e o número de inclusões depositadas devem independender do escoamento, etc.

Tendo vista isso, o presente trabalho realizou os seguintes testes:

- a) Avaliação da discretização temporal na deposição das partículas;
- b) Influência do número de inclusões injetadas na deposição das três regiões de interesse;
- c) Avaliação do y^+ máximo nas três regiões que ocorre a deposição;

- d) Avaliação do escoamento através das variáveis velocidade e energia cinética turbulenta;

Todos os testes realizados nesse apêndice utilizaram a geometria com abertura $A_a/A_t = 0,3$, considerada geometria mais difícil de construir a malha e o escoamento com maior número de Reynolds devido ao maior estrangulamento. Além disso, devido à necessidade de construir uma malha bastante refinada nas paredes da válvula utilizou-se uma geometria com uma válvula submersa mais curta, com o objetivo de diminuir o número de nós e consequentemente o custo computacional, conforme pode ser observado na Figura 40.

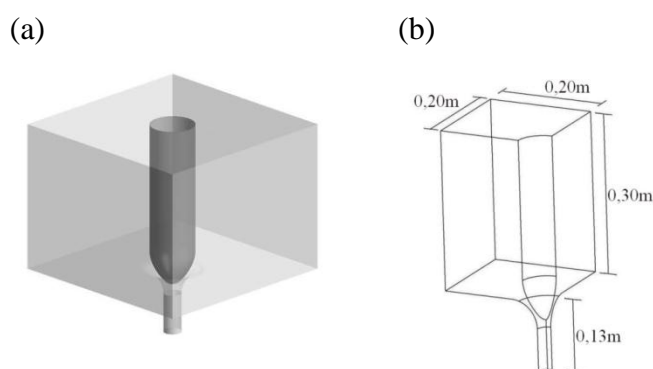


Figura 40 a) geometria inteira do modelo computacional b) região do modelo considerada na simulação numérica.

9.2.1. Influência da discretização temporal nos resultados de deposição

Ao usar o método Lagrangeano, é necessário definir uma discretização temporal (passo de tempo) suficiente para representar o fenômeno de deposição. Assim, foi feita uma análise da sensibilidade dos resultados de deposição de inclusões variando o passo de tempo. Os resultados são ilustrados na Figura 41.

Foram conduzidos três testes:

- Fixo 0,1 segundo : tempo fixo igual a 0,1 segundo;
- Adaptativo 1,0 segundo: o escoamento começa com um passo de 0,1 segundo e vai aumentando. Se o resíduo RMS da trajetória das inclusões não alcançar o máximo definido - 10^{-3} é o valor aconselhado no manual do

software (Ansys CFX). Se o resíduo aumentar até o valor máximo estabelecido o passo de tempo volta a diminuir gradativamente;

- Adaptativo 10 segundos: método igual ao anterior, com passo de tempo máximo de 10 segundos.

Os resultados desses testes são ilustrados na Figura 41. Ressalta-se que não foram testados passos de tempo maiores.

Verifica-se que o resultado nos três casos analisados é praticamente o mesmo. Com isso, o passo de tempo utilizado foi o adaptativo 10 segundos.

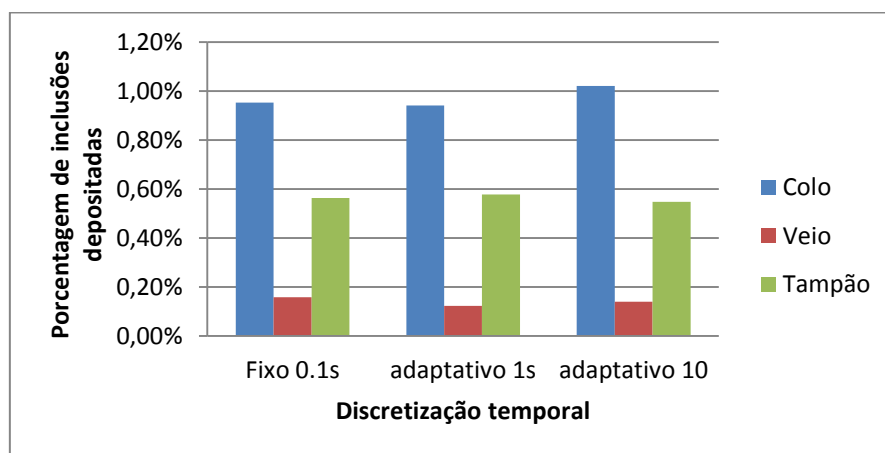


Figura 41 – Avaliação da influência da discretização temporal na deposição das inclusões. A malha utilizada foi de aproximadamente 121 mil nós.

9.2.2. Influência do número de partículas injetadas no resultado de deposição

Atualmente é impossível simular a quantidade real de inclusões que passa na válvula por unidade de tempo devido à limitação de memória e a capacidade de processamento. Tendo em vista essa limitação, avaliou-se qual a quantidade mínima de inclusões necessárias para que a deposição não seja função do número de inclusões injetadas no domínio. O primeiro teste foi feito com 50 inclusões por segundo entrando junto ao aço. Os testes subsequentes foram 100, 200 e 400 inclusões por segundo.

Pode-se observar na Figura 42 que a partir de 100 inclusões por segundo o resultado da deposição é praticamente o mesmo. Logo, em todas as simulações realizadas nesse trabalho a taxa de inclusões por segundo foi de 100, durante um período de 400 segundos.

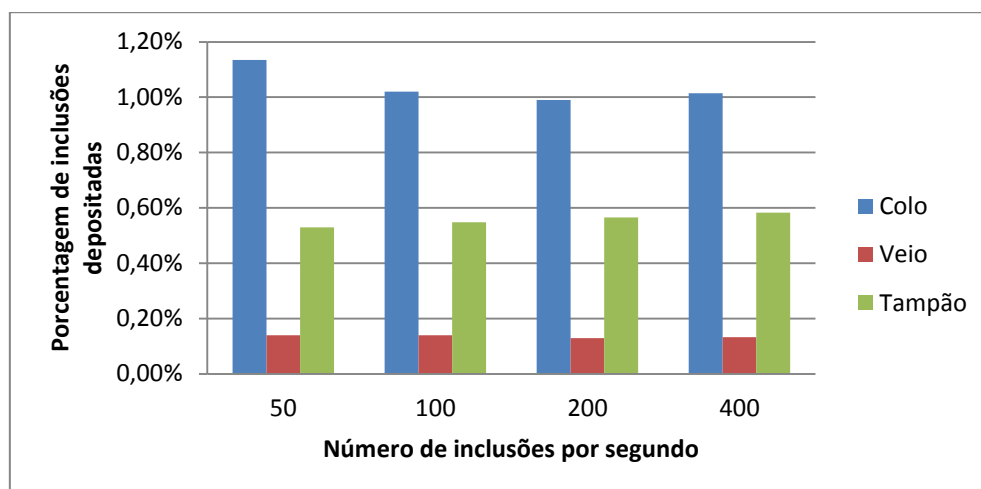


Figura 42 – Influência do número de inclusões injetadas na deposição em cada região da válvula. A malha utilizada foi de aproximadamente 121 mil nós.

9.2.3. Influência da discretização espacial na deposição das inclusões – Método Lagrangeano

Para saber se malha computacional influencia na deposição das inclusões foi necessário realizar o teste de independência de malha, que consiste em sucessivas simulações nas mesmas condições com malhas sistematicamente mais refinadas. É dada a independência de malha quando o resultado não varia entre dois refinamentos consecutivos. Conforme pode ser observado na Figura 43, a deposição das inclusões depende fortemente do número de nós. Pode-se observar que a deposição no colo mudou abruptamente da malha de 389 para malha de 815 mil nós. Frente aos estudos realizados neste trabalho não se conseguiu explicar esse comportamento.

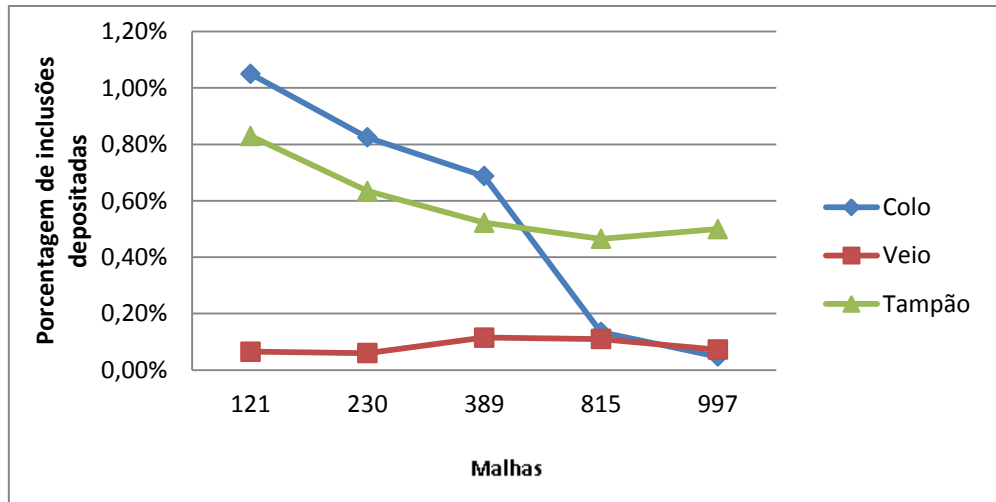


Figura 43 – Influência da malha computacional na quantidade de inclusões depositadas para o caso $A_a/A_t = 0,3$.

9.2.4. Avaliação do y^+

A avaliação do y^+ é imprescindível para se ter uma solução correta da camada limite e conseqüentemente do escoamento. Ele é definido como:

$$y^+ = \frac{\rho y u_\tau}{\mu} \quad \text{equação 51}$$

Onde a variável y nessa equação é definida como a distância entre o primeiro nó da malha e a parede.

É aconselhado utilizar malhas com $y^+ \leq 2$ para o modelo de turbulência SST. Para analisar o y^+ , selecionou-se o caso mais crítico (com abertura 0,3), no qual ocorre o maior estrangulamento e maiores velocidades. Pode se observar na Figura 44 que apenas na região da válvula submersa conseguiu-se atingir o valor definido pelo manual. Não foram testadas outras malhas devido a limitação computacional do laboratório.

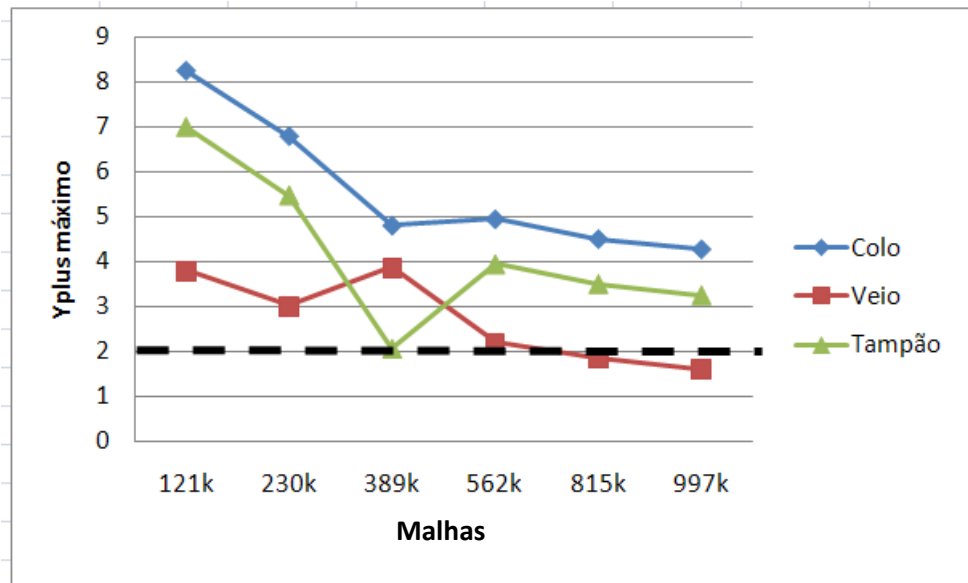


Figura 44 – Avaliação do y^+ nas principais regiões de deposição: colo, válvula submersa e tampão.

Conclusões

Foram obtidas as seguintes conclusões deste apêndice:

- A independência da discretização temporal para o método Lagrangeano foi de 10 segundos (passo adaptativo);
- A quantidade mínima de inclusões para representar a deposição em cada região foi de 100 inclusões por segundo;
- É necessário uma discretização mais refinada para atingir y^+ adequados. Contudo, não ficou claro como funciona

Como o fenômeno de deposição ocorre na camada-limite, acredita-se que a independência de malha será atingida quando o mesmo estiver dentro dos limites em todas as regiões da válvula.

9.3. APÊNDICE C – Independência do escoamento

Na tentativa de fazer uma independência de malha frente ao escoamento, observou-se o escoamento em duas posições do escoamento.

Na Figura 45 está mostrado o perfil de velocidade em duas posições diferentes da válvula submersa. Pode-se observar que os perfis de velocidade são similares independente da malha utilizada.

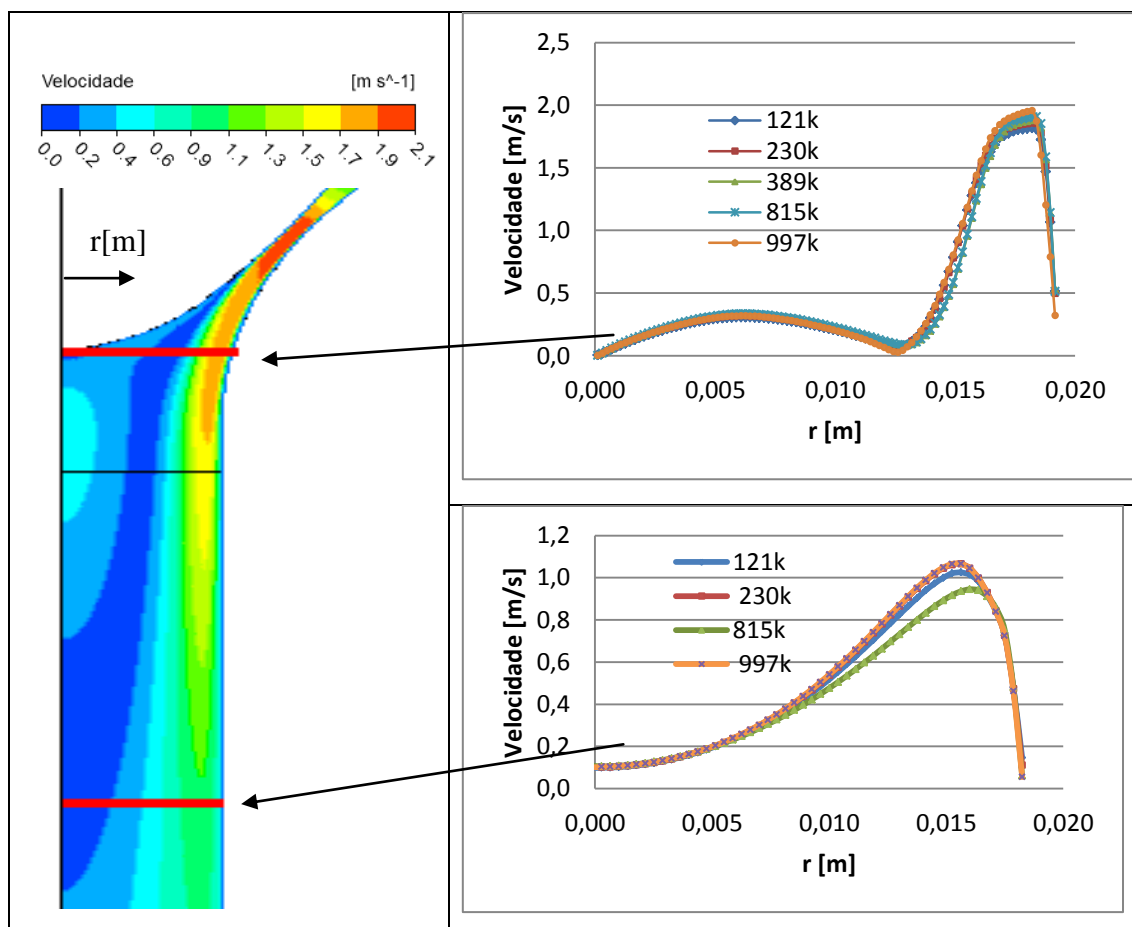


Figura 45 – Avaliação do perfil de velocidade em duas posições da válvula submersa.