

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Tese de Doutorado

"Modelamento matemático do escoamento turbulento, da
transferência de calor e da solidificação no distribuidor e
na máquina de lingotamento contínuo"

Autor: Rodrigo Ottoni da Silva Pereira
Orientador: Roberto Parreiras Tavares

Abril/2004

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Rodrigo Ottoni da Silva Pereira

MODELAMENTO MATEMÁTICO DO ESCOAMENTO TURBULENTO, DA
TRANSFERÊNCIA DE CALOR E DA SOLIDIFICAÇÃO NO DISTRIBUIDOR
E NA MÁQUINA DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO

Tese de Doutorado apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais

Área de concentração: Metalurgia Extrativa

Orientador: Roberto Parreiras Tavares

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG
2004

SUMÁRIO

	Página
1. INTRODUÇÃO	01
2. OBJETIVOS	04
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	06
3.1. Descrição do processo de lingotamento contínuo	06
3.2. Influência de algumas variáveis no processo de lingotamento contínuo	12
3.2.1. Presença de dispositivos modificadores de fluxo no distribuidor	13
3.2.2. Material do molde	13
3.2.3. Conicidade do molde	15
3.2.4. Comprimento do molde	15
3.2.5. Velocidade de lingotamento	15
3.2.6. Temperatura de vazamento do aço	16
3.2.7. Condições de resfriamento do molde	17
3.2.8. Lubrificantes do molde	18
3.2.9. Composição do aço	18
3.2.10. Distorção e desgaste do molde	20
3.2.11. Características do resfriamento secundário	21
3.3. Defeitos originários da máquina de lingotamento contínuo	21
3.3.1. Trincas intermediárias	25
3.3.2. Trincas de ponto triplo	25
3.3.3. Trincas centrais	26
3.3.4. Trincas diagonais	27
3.3.5. Trincas de curvamento e descurvamento	27
3.3.6. Trincas na região dos rolos de extração	28
3.3.7. Trincas internas junto às quinas	28
3.3.8. Trincas longitudinais no meio da face	28
3.3.9. Trincas longitudinais de quina	29
3.3.10. Trincas transversais	30
3.3.11. Trincas em estrela	30
3.3.12. Canaletas	30

3.3.13. Marcas de oscilação	31
3.3.14. Inclusões e bolhas	31
3.3.15. Segregação	32
3.4. Modelos matemáticos para o processo de lingotamento contínuo	33
3.4.1. Modelos matemáticos para a transferência de calor no lingotamento contínuo	33
3.4.2. Modelos matemáticos para o escoamento de fluidos, transferência de calor e solidificação no lingotamento contínuo	38
3.4.2.1. Modelos de turbulência do tipo $K-\varepsilon$	39
3.4.2.2. Equacionamento	40
3.4.2.3. Modelos matemáticos para o distribuidor	47
3.4.2.4. Modelos matemáticos para o lingotamento contínuo	49
3.4.3. Modelos matemáticos para a remoção de inclusões	54
3.4.4. Modelos matemáticos para a transferência de calor nas paredes do molde	59
3.4.5. Modelos matemáticos para a transição entre dois tipos de aço no processo de lingotamento contínuo	63
3.4.6. Modelos matemáticos para a contração do veio e distorção do molde ..	71
3.5. Modelos físicos para o distribuidor	73
3.6. Propriedades físicas dos materiais e parâmetros de transferência de calor ..	75
3.6.1. Propriedades físicas do aço	75
3.6.2. Propriedades físicas do cobre, refratários, inclusões e pós fluxantes	84
3.6.3. Permeabilidade da zona pastosa	84
3.6.4. Coeficientes de transferência de calor e fluxos de calor	86
4. METODOLOGIA	90
4.1. Modelo matemático do distribuidor	91
4.2. Elaboração do programa de computador para o modelo matemático do distribuidor	95
4.3. Simulação em modelo físico do distribuidor	103
4.4. Simulação matemática do distribuidor	105
4.4.1. Avaliação da adequação da malha	106
4.4.2. Seleção do modelo de turbulência	110

4.4.3.	Simulações para os distribuidores da Acesita	111
4.4.4.	Simulações para avaliação da utilização dos modelos físicos com água	111
4.5.	Modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo	115
4.6.	Elaboração do programa de computador para o modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo	120
4.7.	Trabalho experimental	127
4.8.	Simulação matemática da máquina de lingotamento contínuo	128
4.8.1.	Simulação para a máquina de lingotamento contínuo da Acesita	128
4.8.2.	Comparação de diferentes modelos matemáticos para o lingotamento contínuo	130
4.8.3.	Comparação de diferentes ângulos de entrada da válvula submersa ...	131
4.9.	Modelo de transição entre dois tipos de aço no lingotamento contínuo	133
5.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	136
5.1.	Distribuidor	136
5.1.1.	Validação do modelo do distribuidor	136
5.1.1.1.	Avaliação da malha para o distribuidor	136
5.1.1.2.	Comparação com trabalho experimental e seleção do modelo de turbulência	140
5.1.2.	Simulações com o modelo do distribuidor	147
5.1.2.1.	Simulações para os distribuidores da Acesita	147
5.1.2.2.	Avaliação do emprego de modelos físicos para a simulação de distribuidores	223
5.2.	Máquina de lingotamento contínuo	231
5.2.1.	Validação do modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo	231
5.2.2.	Simulações com o modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo	234
5.2.2.1.	Simulação da máquina de lingotamento contínuo da Acesita .	234
5.2.2.2.	Comparação de diferentes modelos matemáticos para o lingotamento contínuo	255
5.2.2.3.	Estudo do efeito do ângulo da porta da válvula submersa	267

5.3. Transição entre dois tipos de aço	284
5.4. Programas de computador	289
6. CONCLUSÕES	296
7. CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO	300
8. RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS	301
9. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	302
10. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	304
BIBLIOGRAFIA	313

LISTA DE FIGURAS

	Página
Figura 3.1 - Esquema do processo de lingotamento contínuo	06
Figura 3.2 - Perfis térmico e de fluxo de calor típicos para a parede do molde	09
Figura 3.3 - Linhas de isoconcentração de inclusões de 120 μ m em distribuidores com e sem modificadores de fluxo	14
Figura 3.4 - Influência da temperatura de vazamento do aço na sua estrutura	16
Figura 3.5 - Variação da taxa média de transferência de calor no molde com o teor de carbono no aço	19
Figura 3.6 - Variação do perfil longitudinal de um molde com sua utilização	20
Figura 3.7 - Tipos de trincas produzidas no lingotamento contínuo	24
Figura 3.8 - Esquema da localização da trinca de ponto triplo	26
Figura 3.9 - Esquema de formação da trinca diagonal	27
Figura 3.10 - Comparação das diferentes expressões para fração de sólidos	36
Figura 3.11 - Temperaturas no centro e na superfície, e espessura da camada solidificada de uma placa de 6 polegadas com resfriamento com coeficiente de transferência de calor uniforme	37
Figura 3.12 - Temperaturas no centro e na superfície, e espessura da camada solidificada de uma placa de 6 polegadas com resfriamento com coeficiente de transferência de calor variável	37
Figura 3.13 - Perfil térmico na parede do molde de um tarugo	60
Figura 3.14 - Esquema do submodelo de misturamento no distribuidor	65
Figura 3.15 - Esquema do submodelo de misturamento no veio	67
Figura 3.16 - Curva típica de distribuição de tempo de residência para o fluxo num distribuidor	70
Figura 3.17 - Variação da densidade com a temperatura	76
Figura 3.18 - Variação do calor específico com a temperatura	77
Figura 3.19 - Variação da condutividade térmica do aço	79
Figura 4.1 - Configurações dos modelos de distribuidor	96
Figura 4.2 - Esquema geral de resolução de uma equação do modelo matemático	98
Figura 4.3 - Seções da malha na altura do distribuidor	99
Figura 4.4 - Seções da malha na largura do distribuidor para a Configuração 1	100

Figura 4.5 - Seções da malha na largura do distribuidor para a Configuração 2	101
Figura 4.6 - Seções da malha no comprimento do distribuidor para a Configuração 1	102
Figura 4.7 - Seções da malha no comprimento do distribuidor para a Configuração 2	103
Figura 4.8 - Dimensões do modelo em escala reduzida do distribuidor	104
Figura 4.9 - Esquema da malha ao longo da espessura do veio na máquina de lingotamento contínuo	125
Figura 4.10 - Esquema da malha ao longo da largura do veio na máquina de lingotamento contínuo	126
Figura 4.11 - Esquema da malha ao longo do comprimento do veio na região do molde da máquina de lingotamento contínuo	127
Figura 4.12 - Esquema para comparação dos modelos de transição	123
Figura 5.1 - Curvas DTR para comparação das malhas	138
Figura 5.2 - Curvas DTR para comparação das malhas	139
Figura 5.3 - Curvas DTR para comparação das malhas	140
Figura 5.4 - Comparação dos resultados experimentais com os da simulação matemática com diferentes modelos de turbulência para a simulação V0	141
Figura 5.5 - Comparação dos resultados experimentais com os da simulação matemática com diferentes modelos de turbulência para a simulação S0	142
Figura 5.6 - Comparação dos resultados experimentais com os da simulação matemática com diferentes modelos de turbulência para a simulação I0	143
Figura 5.7 - Comparação dos experimentos V0, S0 e I0	143
Figura 5.8 - Comparação das simulações V0, S0 e I0 com o modelo de turbulência de Launder & Sharma	144
Figura 5.9 - Comparação das simulações V0, S0 e I0 com o modelo de turbulência de Jones & Launder	144
Figura 5.10 - Comparação das simulações V0, S0 e I0 com o modelo de turbulência de Hoffman	145

Figura 5.11 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor	149
Figura 5.12 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor ..	150
Figura 5.13 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor	151
Figura 5.14 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor	152
Figura 5.15 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor	154
Figura 5.16 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor ..	155
Figura 5.17 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor	156
Figura 5.18 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor	157
Figura 5.19 - Perfil da energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor	159
Figura 5.20 - Perfil da energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor	160
Figura 5.21 - Perfil da energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor	161
Figura 5.22 - Perfil da energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor	162

Figura 5.23 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor	164
Figura 5.24 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor	165
Figura 5.25 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor	166
Figura 5.26 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor	167
Figura 5.27 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor	168
Figura 5.28 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor	169
Figura 5.29 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor	170
Figura 5.30 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor	171
Figura 5.31 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor ...	173
Figura 5.32 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor ...	174

Figura 5.33 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor	175
Figura 5.34 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor	176
Figura 5.35 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor .	178
Figura 5.36 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor ...	179
Figura 5.37 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor	180
Figura 5.38 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor	181
Figura 5.39 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor .	182
Figura 5.40 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor ...	183
Figura 5.41 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor	184
Figura 5.42 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor	185
Figura 5.43 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor	187
Figura 5.44 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor	188
Figura 5.45 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor	189

Figura 5.46 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor	190
Figura 5.47 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor	191
Figura 5.48 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor	192
Figura 5.49 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor	193
Figura 5.50 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor ..	194
Figura 5.51 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor	196
Figura 5.52 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor	197
Figura 5.53 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor	198
Figura 5.54 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor ..	199
Figura 5.55 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor	200
Figura 5.56 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor	201

Figura 5.57 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor	202
Figura 5.58 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor	203
Figura 5.59 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pelo centro para diferentes níveis de aço no distribuidor	205
Figura 5.60 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa junto à parede para diferentes níveis de aço no distribuidor	206
Figura 5.61 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor	207
Figura 5.62 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor	208
Figura 5.63 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pelo centro para diferentes níveis de aço no distribuidor	209
Figura 5.64 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa junto à parede para diferentes níveis de aço no distribuidor	210
Figura 5.65 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor	211
Figura 5.66 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor	212
Figura 5.67 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pelo centro para diferentes níveis de aço no distribuidor	214
Figura 5.68 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa junto à parede para diferentes níveis de aço no distribuidor	215
Figura 5.69 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor	216

Figura 5.70 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor	217
Figura 5.71 - Comparação do índice de flotação de inclusões com a fração de volume em escoamento pistão para o distribuidor 1	220
Figura 5.72 - Comparação da quantidade de descarte com a fração de volume morto para o distribuidor 1	221
Figura 5.73 - Comparação do segundo índice de flotação de inclusões com a fração de volume em escoamento pistão para o distribuidor 1	222
Figura 5.74 - Curvas DTR para o caso do distribuidor sem dispositivos modificadores de fluxo	225
Figura 5.75 - Curvas DTR para o caso do distribuidor com um dique e uma barreira	225
Figura 5.76 - Curvas DTR para o caso do distribuidor sem dispositivos modificadores de fluxo	226
Figura 5.77 - Curvas DTR para o caso do distribuidor com um dique e uma barreira	227
Figura 5.78 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pelo centro para a simulação A com e sem convecção natural	227
Figura 5.79 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa junto à parede para a simulação A com e sem convecção natural	228
Figura 5.80 - Valor relativo dos coeficientes de transferência de calor ao longo da largura da placa para este modelo e o de Yang et alii	233
Figura 5.81 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0000m	236
Figura 5.82 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0375m	237
Figura 5.83 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0714m	238
Figura 5.84 - Perfis de velocidades na máquina de lingotamento contínuo a partir de simulações matemática e física, segundo Thomas e Zhang	239
Figura 5.85 - Variação da velocidade na superfície do veio	240
Figura 5.86 - Perfil de temperatura no plano da posição na espessura = 0,0000m ...	241
Figura 5.87 - Perfil de temperatura no plano da posição na espessura = 0,0375m ...	242
Figura 5.88 - Perfil de temperatura no plano da posição na espessura = 0,0714m ...	243

Figura 5.89 - Perfil de temperatura no plano da posição na espessura = 0,1000m ...	244
Figura 5.90 - Perfis de temperatura no centro das faces do veio na máquina de lingotamento contínuo	246
Figura 5.91 - Perfis de temperatura no plano central da região superior da máquina de lingotamento contínuo, segundo Yang et alii	247
Figura 5.92 - Perfil da energia cinética de turbulência no plano da posição na espessura = 0,0000m	249
Figura 5.93 - Perfil da energia cinética de turbulência no plano da posição na espessura = 0,0375m	250
Figura 5.94 - Perfil da energia cinética de turbulência no plano da posição na espessura = 0,0714m	251
Figura 5.95 - Perfil de energia cinética de turbulência na superfície do metal no molde ao longo da largura	252
Figura 5.96 - Espessura da camada solidificada no lingotamento contínuo da Acesita	253
Figura 5.97 - Camada solidificada na saída do molde no lingotamento contínuo da Acesita	254
Figura 5.98 - Corte no veio na saída do molde, segundo Yang et alii	254
Figura 5.99 - Comparação da espessura das camadas solidificada e pastosa perpendicular à face larga para os diferentes modelos matemáticos	257
Figura 5.100 - Comparação da espessura das camadas solidificada e pastosa perpendicular à face larga para os diferentes modelos matemáticos	258
Figura 5.101 - Perfil de velocidades nos primeiros 2m da máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor e escoamento de fluidos	259
Figura 5.102 - Perfil de velocidades nos primeiros 2m da máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor, escoamento de fluidos e segregação do carbono	260

Figura 5.103 - Perfil de temperatura na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor e escoamento de fluidos	261
Figura 5.104 - Perfil de temperatura na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor, escoamento de fluidos e segregação do carbono	262
Figura 5.105 - Perfil de energia cinética de turbulência na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor e escoamento de fluidos	264
Figura 5.106 - Perfil de energia cinética de turbulência na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor, escoamento de fluidos e segregação do carbono	265
Figura 5.107 - Perfil de concentração adimensional de carbono na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor, escoamento de fluidos e segregação do carbono	266
Figura 5.108 - Perfil de concentração adimensional de carbono na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a comprimento = 15,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor, escoamento de fluidos e segregação do carbono	267
Figura 5.109 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0000m para a simulação com ângulo de entrada nulo	269
Figura 5.110 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0000m para a simulação com ângulo de entrada positivo	270
Figura 5.111 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0000m para a simulação com ângulo de entrada negativo	271
Figura 5.112 - Perfis de velocidade junto à válvula submersa para diferentes ângulos da porta da válvula submersa	273

Figura 5.113 - Perfis de velocidade na válvula submersa para diferentes ângulos da porta da válvula submersa, segundo Thomas et alii	274
Figura 5.114 - Variação da pressão no centro da face estreita ao longo do comprimento do veio para diferentes ângulos da porta da válvula submersa	275
Figura 5.115 - Perfil de temperaturas no plano da posição na espessura = 0,0544m para a simulação com ângulo de entrada nulo	276
Figura 5.116 - Perfil de temperaturas no plano da posição na espessura = 0,0544m para a simulação com ângulo de entrada positivo	277
Figura 5.117 - Perfil de temperaturas no plano da posição na espessura = 0,0544m para a simulação com ângulo de entrada negativo	278
Figura 5.118 - Perfil de energia cinética de turbulência na superfície do metal no molde para a simulação com ângulo de entrada nulo	279
Figura 5.119 - Perfil de energia cinética de turbulência na superfície do metal no molde para a simulação com ângulo de entrada positivo	279
Figura 5.120 - Perfil de energia cinética de turbulência na superfície do metal no molde para a simulação com ângulo de entrada negativo	280
Figura 5.121 - Perfil de velocidades superficiais para a simulação com ângulo de entrada nulo	281
Figura 5.122 - Perfil de velocidades superficiais para a simulação com ângulo de entrada positivo	281
Figura 5.123 - Perfil de velocidades superficiais para a simulação com ângulo de entrada negativo	281
Figura 5.124 - Comparação da espessura das camadas solidificada e pastosa na face mais larga para diferentes ângulos de entrada da abertura da válvula submersa	282
Figura 5.125 - Comparação da espessura das camadas solidificada e pastosa na face mais estreita para diferentes ângulos de entrada da abertura da válvula submersa	283
Figura 5.126 - Evolução da concentração adimensional com a posição na transição, de acordo com o modelo 2	286

Figura 5.127 - Evolução da concentração adimensional ao longo da transição, no centro e na borda da placa, para os modelos 1 e 2	287
Figura 5.128 - Evolução da concentração adimensional com a posição na transição, de acordo com Huang e Thomas	288
Figura 5.129 - Tela inicial de LINGOTA	290
Figura 5.130 - Tela de seleção da configuração do distribuidor	291
Figura 5.131 - Tela de seleção dos dispositivos modificadores de fluxo do distribuidor	291
Figura 5.132 - Tela principal da interface de entrada de dados	292
Figura 5.133 - Primeira tela de entrada de dados do distribuidor	292
Figura 5.134 - Tela de entrada de dados do fluido e do processo	293
Figura 5.135 - Primeira tela de entrada de dados relativos aos métodos numéricos .	294
Figura 5.136 - Tela de entrada da especificação da malha na altura	295
Figura 5.137 - Tela para visualização da definição das seções da malha na altura ...	295

LISTA DE TABELAS

	Página
Tabela 3.1 - Problemas na máquina de lingotamento contínuo	22
Tabela 3.2 - Parâmetros para os modelos de turbulência - parte I	45
Tabela 3.3 - Parâmetros para os modelos de turbulência - parte II	46
Tabela 3.4 - Parâmetros para os modelos de turbulência - parte III	46
Tabela 3.5 - Densidades para o aço	76
Tabela 3.6 - Calores específicos para o aço	77
Tabela 3.7 - Viscosidade para o aço líquido	78
Tabela 3.8 - Condutividade térmica para o aço	79
Tabela 3.9 - Emissividade do aço em função da temperatura	80
Tabela 3.10 - Calor latente de fusão para o aço	80
Tabela 3.11 - Comparação das equações para temperaturas solidus e liquidus	82
Tabela 3.12 - Coeficiente de expansão térmica para o aço	82
Tabela 3.13 - Difusividade molecular de diferentes elementos em aço	83
Tabela 3.14 - Difusividade molecular de diferentes elementos em aço	83
Tabela 3.15 - Coeficiente de Boussinesq relativo à variação de concentração	84
Tabela 4.1 - Configurações dos modelos de distribuidor	95
Tabela 4.2 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 1 (parte 1)	106
Tabela 4.3 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 1 (parte 2)	107
Tabela 4.4 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 2 (parte 1)	107
Tabela 4.5 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 2 (parte 2)	108
Tabela 4.6 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 2 (parte 3)	108
Tabela 4.7 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 3 (parte 1)	109

Tabela 4.8 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 3 (parte 2)	109
Tabela 4.9 - Condições da simulação matemática para comparação com os resultados do modelo físico em escala reduzida (parte 1)	110
Tabela 4.10 - Condições da simulação matemática para comparação com os resultados do modelo físico em escala reduzida (parte 2)	110
Tabela 4.11 - Condições das simulações matemáticas para o distribuidor 1 da Acesita (parte 1)	112
Tabela 4.12 - Condições das simulações matemáticas para o distribuidor 1 da Acesita (parte 2)	113
Tabela 4.13 - Condições das simulações matemáticas para o distribuidor 2 da Acesita (parte 1)	113
Tabela 4.14 - Condições das simulações matemáticas para o distribuidor 2 da Acesita (parte 2)	114
Tabela 4.15 - Condições das simulações matemáticas para avaliar a utilização de modelos físicos com água (parte 1)	114
Tabela 4.16 - Condições das simulações matemáticas para avaliar a utilização de modelos físicos com água (parte 2)	115
Tabela 4.17 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo da Acesita (parte 1)	129
Tabela 4.18 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo da Acesita (parte 2)	129
Tabela 4.19 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo para a comparação de modelos (parte 1)	130
Tabela 4.20 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo para a comparação de modelos (parte 2)	131
Tabela 4.21 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo para comparação dos ângulos de entrada da válvula submersa (parte 1)	132
Tabela 4.22 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo para comparação dos ângulos de entrada da válvula submersa (parte 2)	132

Tabela 5.1 - Frações de volume pistão e volume morto para as simulações V0, S0 e I0	146
Tabela 5.2 - Identificação das simulações para os distribuidores da Acesita	148
Tabela 5.3 - Comparação das simulações para os distribuidores da Acesita	219
Tabela 5.4 - Comparação dos índices de flotação de inclusões	222
Tabela 5.5 - Identificação das simulações e suas respectivas vazões	224
Tabela 5.6 - Comparação dos resultados das simulações para o caso do distribuidor sem dispositivos modificadores do fluxo	229
Tabela 5.7 - Comparação dos resultados das simulações para o caso do distribuidor com um dique e uma barreira	230
Tabela 5.8 - Resultados das simulações de transição com o modelo 1	287

NOMENCLATURA

A_K = constante de proporcionalidade no termo que leva em conta o efeito da solidificação nas equações da energia cinética de turbulência e da taxa de dissipação da energia cinética de turbulência

C = concentração

C_j = concentração do componente j

C_l = concentração na fase líquida

C_s = concentração na fase sólida

$C_{ref,j}$ = concentração de referência do componente j para a aproximação de Boussinesq

C_d = coeficiente de arraste

C_1 = coeficiente da equação de taxa de dissipação de energia cinética de turbulência

C_2 = coeficiente da equação de taxa de dissipação de energia cinética de turbulência

C_D = coeficiente para cálculo de viscosidade turbulenta

C_p = calor específico

$C_{p,eff}$ = calor específico efetivo

D = coeficiente de difusividade de massa

D_{eff} = coeficiente de difusividade de massa efetiva

D_l = coeficiente de difusividade de massa na fase sólida

D_m = componente laminar do coeficiente de difusividade de massa efetiva

D_s = coeficiente de difusividade de massa na fase líquida

D_t = componente turbulenta do coeficiente de difusividade de massa efetiva

f_l = fração de líquidos na região pastosa

f_s = fração de sólidos na região pastosa

g = gravidade

g_x = componente da gravidade na direção x

g_y = componente da gravidade na direção y

g_z = componente da gravidade na direção z

G_K = geração de K

h = coeficiente de transferência de calor por convecção

H = entalpia

H_l = entalpia da fase líquida

H_s = entalpia da fase líquida
 H_{ref} = entalpia de referência para a aproximação de Boussinesq
 k = condutividade térmica
 k_{eff} = condutividade térmica efetiva
 k_l = condutividade térmica do líquido
 k_s = condutividade térmica do sólido
 k_t = contribuição da turbulência para a condutividade térmica efetiva
 K = energia cinética de turbulência
 K_p = permeabilidade da zona pastosa
 Nu = número de Nusselt
 P = pressão
 Pr = número de Prandtl
 Pr_l = número de Prandtl laminar
 Pr_t = número de Prandtl turbulento
 q = fluxo de calor
 r_c, r_i, r_j, r_k = raio das inclusões
 Re_p = número de Reynolds
 Re_t = número de Reynolds turbulento
 Sc = número de Schmidt
 Sc_t = número de Schmidt turbulento
 t = tempo
 t_{mold} = tempo médio de residência do metal no molde
 T = temperatura
 T_{amb} = temperatura ambiente
 T_{liq} = temperatura "liquidus" do aço
 T_m = temperatura de fusão do ferro puro
 T_{ref} = temperatura de referência para a aproximação de Boussinesq
 T_{sol} = temperatura "solidus" do aço
 T_{sur} = temperatura da superfície do veio
 T_w = temperatura da água de resfriamento
 u = velocidade na direção z
 u_i = velocidade numa direção genérica i

u_l = velocidade na direção z da fase líquida (da região pastosa)

u_p = velocidade da inclusão na direção z

u_s = velocidade na direção z da fase sólida (da região pastosa)

u_{st} = velocidade terminal de Stokes

v = velocidade na direção y

v_l = velocidade na direção y da fase líquida (da região pastosa)

v_s = velocidade na direção y da fase sólida (da região pastosa)

w = velocidade na direção x

w_l = velocidade na direção x da fase líquida (da região pastosa)

w_p = velocidade da inclusão na direção x

w_s = velocidade na direção x da fase sólida (da região pastosa)

W = vazão de água no resfriamento

x, y, z = coordenadas que representam a localização de um ponto num eixo de coordenadas ortogonais, onde a coordenada z segue ao longo da direção de lingotamento (ou ao longo da altura, no caso do distribuidor)

x_i, x_j = coordenada genérica de posição

α = coeficiente de expansão térmica

β_c = coeficiente para a aproximação de Boussinesq para o efeito de concentração

$\beta_{c,j}$ = coeficiente para a aproximação de Boussinesq para o efeito de concentração do componente j

β_T = coeficiente para a aproximação de Boussinesq para o efeito térmico

ΔH_{fus} = calor latente de fusão do aço

ε = taxa de dissipação da energia cinética de turbulência

ε_r = emissividade

μ = viscosidade

μ_{eff} = viscosidade efetiva

μ_l = componente laminar da viscosidade

μ_t = componente turbulenta da viscosidade

ρ = densidade

ρ_p = densidade da inclusão

σ_B = constante de Stefan-Boltzmann

σ_K = coeficiente da equação de energia cinética de turbulência

σ_ϵ = coeficiente da equação de taxa de dissipação de energia cinética de turbulência

RESUMO

Neste trabalho foi desenvolvido um conjunto de modelos matemáticos para o processo de lingotamento contínuo e de seus principais fenômenos. Os modelos englobam o distribuidor e o veio de lingotamento contínuo. O modelo considera a transferência de calor, o escoamento de fluidos (com modelos de turbulência do tipo $K-\varepsilon$ de baixo número de Reynolds) e a transferência de massa.

Os modelos permitem calcular os perfis de temperatura, velocidade e das grandezas de turbulência, nos dois equipamentos; os perfis de concentração de carbono na peça solidificada (macrosegregação); a espessura da camada solidificada na máquina de lingotamento contínuo; e o tamanho e a localização da região do veio fora de especificação no caso de uma troca de painéis com tipos de aço diferentes.

A validação do modelo do distribuidor foi feita com o auxílio de experimentos em modelos a frio. Com base nestes experimentos selecionou-se o modelo de turbulência de Launder e Sharma como o mais adequado para ser utilizado em modelos matemáticos de distribuidores. O modelo mostrou que a utilização de dispositivos modificadores de fluxo (dique, barreira e supressor de turbulência) permite a melhora do desempenho dos distribuidores. O modelo indica que experimentos em modelos a frio em escala 1:1 ou em escala 1:3 utilizando o critério de similaridade de Froude ou o de Reynolds levam aos mesmos resultados. O modelo indica ainda a necessidade de se considerar o efeito da variação da densidade do aço com a temperatura nas simulações de distribuidores. Simulações para os distribuidores da Acesita indicam que: aumento da vazão de aço no distribuidor reduz a remoção de inclusões; redução de nível de metal no distribuidor reduz a quantidade de aço a ser descartada na transição entre dois tipos de aço; e redução na penetração da válvula de entrada aumenta a quantidade de aço a ser descartada na transição entre dois tipos de aço.

O modelo do veio de lingotamento contínuo apresenta como novidades a inclusão dos efeitos da geometria da válvula submersa sobre a circulação de aço no molde e a possibilidade de realizar os cálculos para todo o veio até a região de corte. O modelo foi

validado a partir de medidas de temperaturas na superfície do veio no final da zona de resfriamento forçado da máquina de lingotamento contínuo da Acesita. Foi mostrada a importância de se considerar o escoamento de fluidos no modelo. O modelo indica que o veio só se solidifica completamente a cerca de 13m do menisco. O escoamento de fluidos afeta o processo apenas nos primeiros 4 a 5m do veio, sendo importante apenas nos 2 primeiros metros. Foram avaliados diferentes ângulos para a porta da válvula submersa e verificou-se que um ângulo positivo (direcionado para baixo) leva a uma maior espessura da camada solidificada na região do molde. A introdução do efeito da segregação no modelo faz com que ele indique um maior misturamento do aço, o que implicaria num maior volume de aço fora de especificação numa transição entre dois tipos de aço.

Foram desenvolvidas ainda interfaces amigáveis para os modelos para facilitar o seu uso e torná-los ferramentas úteis no diagnóstico de problemas e proposição de melhoras no processo.

ABSTRACT

In the present work a group of mathematical models for the continuous casting process and their principal phenomena was developed. The models comprise the tundish and the strand of the continuous casting machine. The model takes into account: heat transfer, fluid flow (with different K - ε type low Reynolds number turbulence models) and mass transfer.

The models allow the calculation of: temperature, velocity and turbulence variables profiles, in the two equipments; the carbon concentration profiles in the solidified metal (macrosegregation); the solidified shell thickness in the continuous casting machine; and the length and position of the intermixed steel zone in a grade transition.

The tundish models were validated using water model data. The results led to the selection of the turbulence model of Launder and Sharma for use in mathematical models of tundishes. The models showed that the use of flow modifying devices (weir, dam and turbulence suppressor) can enhance the tundish performance. These models also showed that experiments with water in scale 1:1 or in scale 1:3 using the similarity criteria of Reynolds or Froude lead to similar results. Mathematical simulations showed that the variation of steel density with temperature should be taken into account in tundish simulations. Mathematical simulation for Acesita tundishes indicate: a greater steel flowrate leads to a smaller inclusion removal; a lower metal depth in the tundish leads to a lower steel volume discarded in a grade transition; a smaller penetration of submerged nozzle leads to a greater steel volume discarded in a grade transition.

The new features of the model of the strand of the continuous casting machine are the inclusion of the effects of nozzle port configuration on the fluid flow and the possibility to make the calculations for the whole strand until it reaches the cutter. The model was validated with temperature measurements in the surface of the strand in the end of the cooling zone. It was shown that the mathematical model should take into account the fluid flow. The model also showed that the strand become completely solid at approximately 13m below the meniscus. The fluid flow affects the process in the first 4

to 5 m of the strand, being important only in the first 2 m. Different nozzle port angles were simulated and it was shown that a port with a downward angle leads to a thicker solidified steel shell in the mould zone. The introduction of the effect of segregation in the model indicates that there is a greater mixing of the steel melt, leading to a greater volume discarded in a grade transition.

Finally, user-friendly interfaces were developed, so it would be easier to use the models and make them useful tools for problem diagnosis and process development.

1. INTRODUÇÃO

O processo de lingotamento tem por objetivo permitir a solidificação do aço líquido numa forma e qualidade (produtos semi-acabados) tais que posteriormente possam ser trabalhados em estado sólido.

Num primeiro estágio da prática do lingotamento, este envolvia as seguintes operações:

- produção de lingotes;
- reaquecimento e uniformização da temperatura em fornos-poço;
- desbaste no laminador;
- produção de semi-acabados (placas, blocos, tarugos).

O desenvolvimento deste processamento levou ao lingotamento contínuo, que permite a produção direta de semi-acabados. O lingotamento contínuo permite:

- aumento do rendimento na transformação do metal líquido em produtos semi-acabados;
- redução de investimentos e de custos operacionais com a eliminação de fornos-poço e laminadores desbastadores;
- melhoria da qualidade interna do aço, devido à solidificação mais rápida;
- melhoria da qualidade superficial da peça produzida.

Atualmente são produzidas no mundo cerca de 945 milhões de toneladas de aço por ano (dados preliminares de 2003)⁽¹⁾. Desse total cerca de 88,4% (dados de 2002) são produzidos via lingotamento contínuo⁽²⁾. Em países como: Japão, Coréia do Sul, Alemanha e Itália, o lingotamento contínuo responde por no mínimo 96% (dados de 2002) da produção de aço, enquanto que no Brasil esse número é da ordem de 92,6% (dados de 2002). Essa porcentagem de aço produzida via lingotamento contínuo, de certa forma, dá uma medida do grau de atualização da indústria siderúrgica de um país, pois não existe uma tecnologia concorrente. A não utilização do lingotamento contínuo representa o uso de tecnologias ultrapassadas.

O modelamento matemático vem sendo utilizado no lingotamento contínuo há bastante tempo. No entanto, devido à complexidade do assunto, os modelos utilizados ou são modelos setoriais, ou são modelos bem simplificados. Exemplificando, modelos setoriais seriam como: modelo matemático das distribuições de temperatura e de inclusões do aço no distribuidor, modelo matemático da distribuição de temperaturas do aço no molde, modelo matemático da distribuição de temperaturas nas paredes do molde, modelo matemático da distribuição de temperaturas do aço no resfriamento secundário. Cada um desses modelos busca tratar de forma mais detalhada algum aspecto do lingotamento contínuo, mas restringem-se a esses pontos tratados. Os modelos, quando buscam tratar o processo de forma mais abrangente, acabam incorporando um grande número de simplificações, que, se por um lado viabilizam a obtenção de soluções, por outro lado tornam esses modelos de uso um tanto restrito.

Assim sendo, nesse trabalho o que se pretende é a elaboração de um modelo matemático do lingotamento contínuo, que compreenda o distribuidor e a máquina de lingotamento contínuo até o ponto onde se faz o corte. Foi escolhido o conjunto distribuidor e máquina de lingotamento contínuo, pois entende-se que são eles os responsáveis pela definição da qualidade do produto a ser utilizado nas etapas posteriores do processamento do aço. O distribuidor, de certa forma, define o nível de inclusões, e a máquina de lingotamento contínuo definirá, além das dimensões da peça, o nível de segregação e ocorrência de defeitos internos e superficiais. Cabe lembrar ainda que há outros fatores que influem na qualidade do produto que entram apenas como dados de entrada nestes modelos, tais como: a composição química, que é definida após o refino na aciaria; e o superaquecimento do aço, que é determinado basicamente na panela.

O modelo elaborado considerou o escoamento turbulento, a transferência de calor e a solidificação, levando em conta a geometria da válvula de alimentação do molde. Ele permite calcular, no distribuidor, perfis de temperatura e de velocidades do metal líquido, e a remoção de inclusões. No molde e na região de resfriamento, além dos perfis de temperatura e de velocidades e da remoção de inclusões, o modelo permite calcular: espessura de metal solidificado e níveis de segregação. Além disso, é possível estimar o volume fora de especificação no caso de transição entre dois tipos de aço.

Esse modelo foi parcialmente validado e acoplado a uma interface amigável. A validação permite que ele seja utilizado na análise da influência de diferentes parâmetros sobre o processo de lingotamento contínuo. A interface amigável permite que essa tarefa possa ser executada por uma pessoa sem conhecimentos profundos das técnicas numéricas adotadas na solução das equações diferenciais dos fenômenos envolvidos no processo, ao invés de se limitar a uns poucos conhecedores do programa.

2. OBJETIVOS

O objetivo deste trabalho é o desenvolvimento de modelos matemáticos do distribuidor e da máquina de lingotamento contínuo, seguidos da elaboração de programas de computador para solução numérica destes modelos. Assim, dadas as condições de entrada do aço líquido no distribuidor, as características do distribuidor, as características do molde e as condições do resfriamento secundário, e admitindo-se estado estacionário, o programa de computador efetuará os seguintes cálculos:

- perfis de temperatura e de velocidade do aço líquido no distribuidor;
- perfis de temperatura e de velocidade do aço na máquina de lingotamento contínuo;
- espessura da camada de aço solidificada na máquina de lingotamento contínuo;
- contração do veio de aço no molde;
- concentração de inclusões do aço no distribuidor e no produto solidificado;
- macrossegregação na peça solidificada.

Serão elaborados ainda modelos transientes tanto para o distribuidor, quanto para a máquina de lingotamento contínuo, que permitirão avaliar a remoção de inclusões e o comprimento e a localização do veio fora de especificação na transição entre dois tipos de aço.

Os modelos matemáticos desenvolvidos deverão ser validados com dados de uma máquina industrial, o que permitirá que as simulações feitas com os modelos sejam confiáveis.

Após a validação dos modelos, será possível realizar alguns estudos ligados ao lingotamento contínuo, tais como:

- efeitos de diques / barreiras / supressores de turbulência no distribuidor;
- efeito da configuração da válvula submersa no escoamento de fluidos no molde, no nível de turbulência na superfície e no avanço da frente de solidificação;
- formas de redução do volume fora de especificação na transição entre dois tipos de aço.

Finalmente esse programa deve ser desenvolvido com uma interface amigável, para que seu uso não fique restrito a poucas pessoas. O programa deverá permitir que qualquer pessoa, mesmo alguém com poucos conhecimentos das técnicas numéricas empregadas na solução das equações que definem os fenômenos, entre com os dados e analise os resultados, usando-os como ferramentas para análise e solução de problemas.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Inicialmente se fará uma rápida descrição do processo de lingotamento contínuo, que permitirá não só uma visão global do processo, mas também uma uniformização do vocabulário a ser adotado no texto. Aí serão colocados os objetivos de cada etapa do processo, assim como os problemas normalmente encontrados. Em seguida serão apresentados alguns dos muitos modelos matemáticos já formulados para o lingotamento contínuo.

3.1 - Descrição do Processo de Lingotamento Contínuo

O processo de lingotamento contínuo está representado esquematicamente na Figura 3.1.

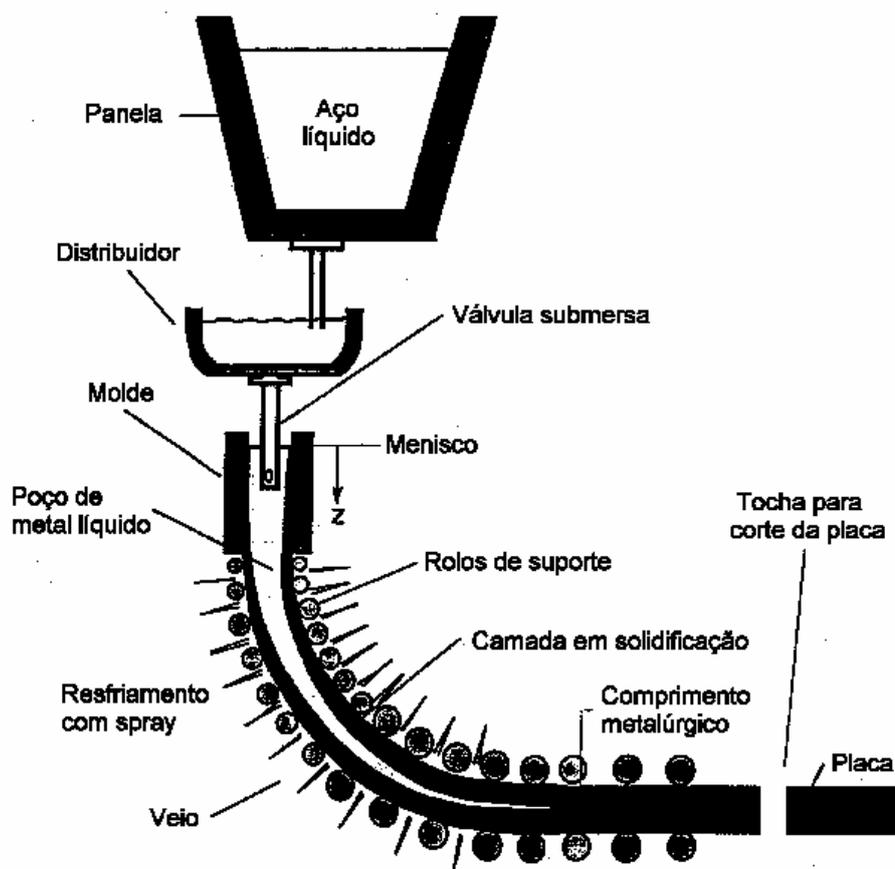


Figura 3.1 - Esquema do processo de lingotamento contínuo⁽³⁾.

O lingotamento contínuo compreende as seguintes etapas⁽⁴⁾ :

- fluxo do metal líquido através de um distribuidor para alimentar o molde;
- formação de uma casca solidificada no molde em cobre resfriado a água;
- extração contínua da peça por meio dos rolos extratores;
- remoção de calor do veio por meio de sprays de água de resfriamento;
- remoção de calor do veio apenas por convecção natural e radiação;
- corte no comprimento desejado e remoção das peças.

Na panela é onde se faz a homogeneização e acerto da temperatura do aço líquido, e a separação de parte das macroinclusões. O controle da temperatura é importante, pois um superaquecimento (diferença entre a temperatura de vazamento do aço e a temperatura "liquidus") elevado pode causar ruptura do veio ou uma estrutura fortemente colunar, que normalmente está associada a uma má qualidade interna. Um superaquecimento muito baixo pode causar dificuldades no lingotamento, devido à obstrução das válvulas de alimentação de aço. A uniformidade da temperatura na panela é normalmente obtida através da agitação com nitrogênio ou argônio.

O distribuidor, por sua vez, deve permitir o fornecimento ao molde de metal líquido numa vazão tanto quanto possível constante, além de propiciar a separação das inclusões. O controle da vazão que sai do distribuidor pode ser feito por um tampão ou uma válvula gaveta. O distribuidor deve ter ainda uma capacidade que permita a troca de panelas sem interrupção do lingotamento. Outro cuidado que se deve ter é fazer com que a queda de temperatura do aço líquido no distribuidor seja mínima. O superaquecimento no distribuidor deve ficar entre 5 e 20 °C no caso do lingotamento de placas, e entre 5 e 50 °C no caso de lingotamento de tarugos⁽⁴⁾.

Na transferência do metal líquido do distribuidor para o molde deve-se buscar minimizar a oxidação do metal e a incorporação de inclusões pelo material solidificado. A utilização de válvulas submersas permite que isto seja conseguido, pois não há contato do metal com o ar, e a turbulência na interface entre o metal líquido e o pó fluxante é bem menor, permitindo uma menor incorporação de material escorificado pelo metal líquido.

Nas válvulas submersas pode-se fazer ainda a injeção de argônio⁽⁵⁾. Essa injeção pode ser feita em diferentes pontos da válvula, e tem por objetivo impedir que as inclusões fiquem aderidas às paredes da válvula, pois essa adesão vai provocar o entupimento da válvula e eventualmente até interromper o processo. Essa injeção afeta também o nível de turbulência no molde, já que as bolhas são arrastadas pelo fluxo de metal para o molde, e a ascensão destas bolhas através do metal líquido altera o escoamento do aço no molde.

O molde é normalmente feito de cobre eletrolítico, em virtude da necessidade de uma rápida extração de calor do veio, já que o cobre tem uma alta condutividade térmica. O molde é usinado de um bloco inteiriço (para tarugos) ou constituído de um conjunto de placas mantidas firmemente juntas (para placas). Dentro das paredes do molde circula água, que permite o seu resfriamento. Na confecção dos moldes são também utilizadas ligas metálicas a base de cobre. O molde pode ainda ter suas paredes internas revestidas de cromo ou níquel^(4,6).

No molde é feita a extração de calor do veio de aço. O veio deve sair do molde com uma camada solidificada que tenha resistência suficiente para que ele não se rompa, nem haja o abaulamento da sua superfície devido à pressão ferrostática. Assim, o comprimento do molde e a velocidade de extração do veio devem ser regulados de forma a permitir que se forme uma camada solidificada de espessura adequada dentro do molde. O comprimento dos moldes varia normalmente de 500 a 1000 mm, enquanto as velocidades de lingotamento estão na faixa de 0,8 a 4,0 m/min⁽⁴⁾.

Um perfil térmico típico da parede do molde, assim como perfis do fluxo de calor através das superfícies interna e externa da parede do molde são apresentados na Figura 3.2.

Observa-se que o pico de fluxo de calor na face interna do molde fica na altura do menisco, enquanto que na face externa o pico de fluxo de calor fica mais abaixo e é menos pronunciado. A temperatura máxima na face interna do molde fica um pouco abaixo do menisco.

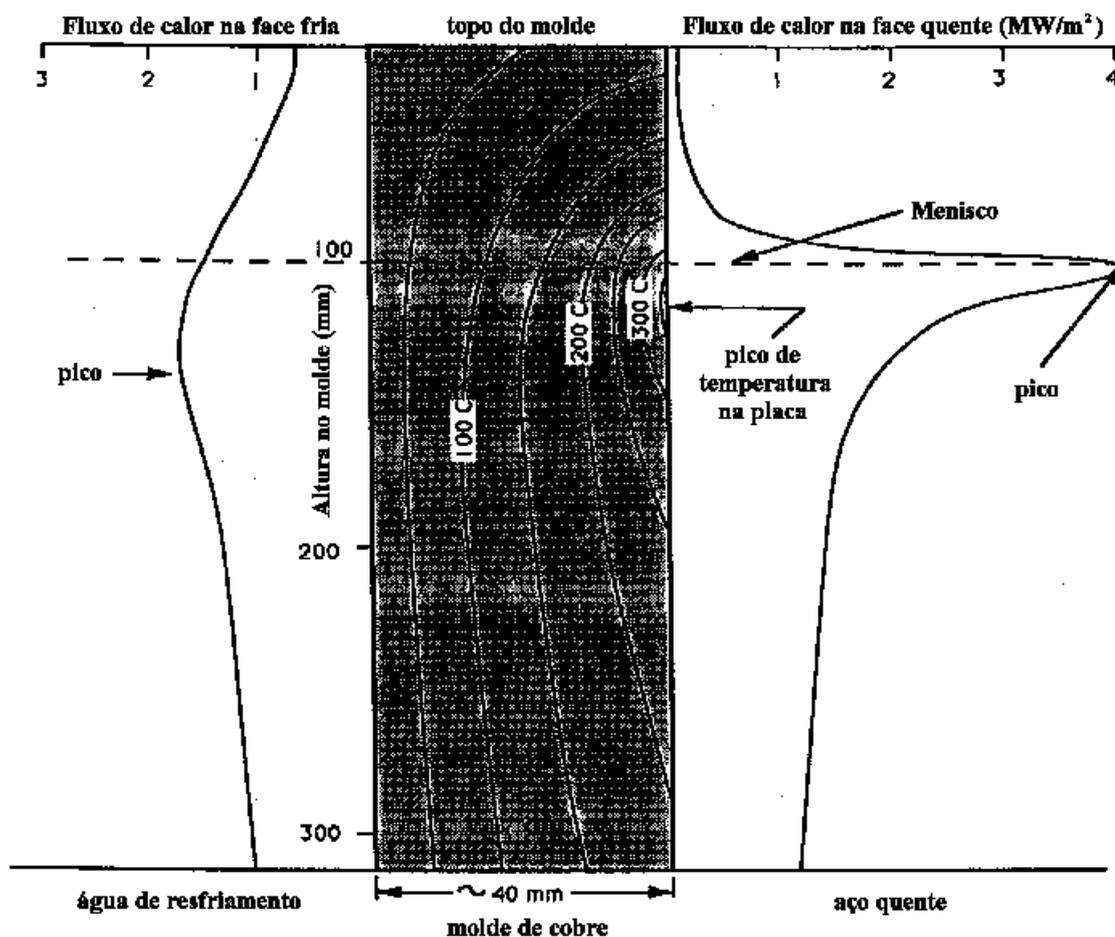


Figura 3.2 - Perfis térmico e de fluxo de calor típicos para a parede do molde⁽³⁾.

Com o propósito de evitar a colagem do veio à parede interna do molde, esse é submetido a um movimento oscilatório na direção do lingotamento. Essa colagem deve ser evitada, pois o aparecimento de esforços de tração na fina camada solidificada poderia provocar o seu rompimento. O movimento de oscilação do molde, que segue geralmente um padrão senoidal, faz com que o molde se desloque durante um período no mesmo sentido do veio e no período seguinte no sentido contrário ao do veio. Isto permite que se tenha o estripamento negativo ("negative stripping"), isto é, um período em que o molde tem um movimento descendente mais rápido que o veio, proporcionando um ligeiro esforço de compressão na casca solidificada, que permite o fechamento de rupturas incipientes, e aumenta a resistência da casca solidificada⁽⁴⁾. Esse movimento oscilatório é responsável pelo aparecimento das marcas de oscilação nas superfícies da peça. Como essas marcas atuam como pontos de concentração de

esforços, elas tornam o material mais suscetível ao aparecimento de trincas e suas profundidades devem ser minimizadas. A amplitude da oscilação normalmente varia de 15 a 50 mm⁽⁴⁾, e sua frequência varia usualmente entre 100 e 150 oscilações por minuto, chegando até 500 oscilações por minuto. Há uma tendência de se buscar um aumento da frequência e redução da amplitude da oscilação, visando reduzir a profundidade das marcas de oscilação.

Para reduzir o atrito entre as paredes internas do molde e o veio é feita a lubrificação do molde. No caso de lingotamento de tarugos, normalmente utiliza-se um óleo que não deixe resíduos ao queimar e que não contribua para a contaminação ou absorção de gás pela superfície da peça. No lingotamento de placas, normalmente são utilizados pós fluxantes. Esses pós são geralmente compostos de: SiO₂, CaO, Al₂O₃, Na₂O e CaF₂. O pó fluxante funde em contato com o metal líquido e infiltra entre a parede do molde e o veio. Essa camada de material entre a parede do molde e o veio é o elemento que controla a retirada de calor do veio, influenciando não só o desempenho do processo, como também a qualidade da peça produzida. Além de lubrificar o molde e controlar a transferência de calor entre o molde e o veio, o pó fluxante, que é adicionado sobre o metal líquido no molde, tem como funções: reduzir a perda de calor do metal para o ambiente, evitar a contaminação do metal pela atmosfera e absorver inclusões^(4,7). As propriedades normalmente consideradas na escolha do pó fluxante são seu ponto de fusão e sua viscosidade. Menores pontos de fusão e menores viscosidades permitem uma maior retirada de calor do veio. O pó fluxante deve ter ainda uma boa capacidade de dissolver as inclusões sem que suas propriedades físicas sejam substancialmente alteradas⁽⁴⁾.

Como o veio ao solidificar sofre uma contração, há a formação de um vazio entre a parede do molde e o veio. A espessura desse "vazio" ("air gap") e o seu preenchimento são os fatores determinantes para a retirada de calor do veio. Esse espaço é normalmente preenchido pelo ar ou pelo pó fluxante (líquido ou solidificado). Como um aumento da distância entre o veio e as paredes internas do molde levaria a uma redução na extração de calor do veio, as paredes dos moldes possuem uma pequena inclinação (conicidade) de forma a contrabalançar a contração do veio, assim, a seção transversal

do molde na saída é menor do que sua seção transversal na entrada. No caso de moldes para tarugos, utiliza-se uma inclinação de cerca de 0,5% por metro. No caso de moldes de placas, em que a pressão ferrostática faz com que a espessura do veio acompanhe o formato da abertura do molde, apenas as paredes estreitas são inclinadas. Nesse caso, a inclinação das paredes estreitas pode chegar a 2% por metro⁽⁴⁾. Convém acrescentar que a presença de uma camada de ar nessa situação é mais prejudicial à transferência de calor do que uma camada de pó fluxante.

Após a saída do molde tem-se a zona de resfriamento secundário. Nessa zona, que pode ter de 3 a 12 m de comprimento, tem-se a solidificação completa da peça⁽⁴⁾. Ao longo do resfriamento secundário, o veio é guiado por uma série de rolos com diferentes funções: rolos de extração, rolos de curvamento, rolos de desencurvamento. No trecho inicial do resfriamento secundário, sprays de água, instalados entre os rolos, permitem um resfriamento mais vigoroso do veio. Nesse trecho pode-se usar também o resfriamento por nebulização ar-água, que permite uma retirada mais uniforme do calor⁽⁸⁾. Em seguida, a remoção de calor se dá por convecção natural e radiação. As condições do resfriamento secundário devem ser controladas de tal maneira que a peça se solidifique sem a ocorrência de tensões ou deformações excessivas.

Outra técnica que também é utilizada no lingotamento contínuo é a agitação eletromagnética. Ela tem por objetivo⁽⁴⁾:

- obtenção de uma estrutura equiaxial;
- melhoria da limpeza do aço;
- melhoria da qualidade superficial da peça;
- aumento da uniformidade da composição;
- melhoria das propriedades mecânicas.

A agitação eletromagnética no molde permite reduzir a quantidade de inclusões, bolhas e porosidade na superfície, assim como a porosidade e a segregação na região central. No caso de placas, a agitação eletromagnética no molde permite um amortecimento do jato de metal líquido que sai da válvula submersa em direção às paredes mais estreitas do molde, impedindo a refusão do metal solidificado e a ocorrência de trincas de canto.

Na zona de resfriamento secundário, a agitação eletromagnética vai permitir um aumento do número dos cristais equiaxiais, assim como uma estrutura com menor porosidade e com menor segregação central.

Na região final de solidificação, a agitação eletromagnética evitará a formação de "pontes" de cristais e dendritas alongadas, que possibilitam a formação de cavidades e aumentam a segregação central.

Finalmente, tem-se a zona de corte onde as peças são cortadas no comprimento desejado, por meio de maçaricos (para placas) ou tesouras mecânicas ou hidráulicas (para tarugos). Tanto maçaricos quanto tesouras são montados sobre dispositivos que acompanham o movimento do veio. O corte a maçarico comparado ao corte com tesouras apresenta as seguintes características:

- independe da espessura do veio;
- pode ser feito a qualquer temperatura do veio;
- não deforma as pontas;
- exige investimentos menores;
- provoca maior perda de material;
- tem um tempo de corte mais demorado.

3.2 - Influência de Algumas Variáveis no Processo de Lingotamento Contínuo

O processo de lingotamento contínuo pode ser afetado por uma série de variáveis. No distribuidor tem-se a presença de modificadores de fluxo. No molde tem-se: material do molde, inclinação das paredes internas, comprimento, espessura das paredes, desgaste e distorção, condições de resfriamento, velocidade de lingotamento, temperatura de vazamento do aço, características dos lubrificantes do molde, composição do aço. Na região do resfriamento secundário tem-se uma série de elementos que definem as condições de resfriamento. Em seguida, será analisada a influência de algumas dessas variáveis.

3.2.1 - Presença de dispositivos modificadores de fluxo no distribuidor

O metal líquido ao passar pelo distribuidor deve perder o mínimo de calor possível e deve ter o máximo das inclusões em seu interior retiradas.

A retirada das inclusões se dá pela flotação destas partículas até a superfície do aço, e por sua incorporação à escória, que protege o banho metálico. Assim, o fluxo de metal no distribuidor deve ser tal que a trajetória das inclusões no banho favoreça sua incorporação à escória. Diques, barreiras e supressores de turbulência são colocados no distribuidor com o objetivo de modificar o fluxo do metal líquido, de forma a favorecer a retirada das inclusões⁽⁹⁾. Diques e barreiras são anteparos colocados transversalmente ao comprimento do distribuidor. O dique fica na parte superior e a barreira fica na parte inferior. O supressor de turbulência é uma caixa aberta que é colocada no fundo do distribuidor sob a válvula de alimentação e, como o nome indica, reduz a turbulência gerada pelo jato de entrada.

A Figura 3.3 mostra o efeito da presença de um dique e uma barreira num distribuidor. Comparando as situações sem e com dispositivos modificadores de fluxo, observa-se que no caso com dique e barreira a remoção de inclusões de 120 mm é maior do que no caso sem modificadores de fluxo.

Joo et alii⁽¹⁰⁾ concluíram que diques e barreiras permitem uma redução significativa das inclusões maiores que 50 μm , e que a barreira é um componente crítico num arranjo dique/barreira.

3.2.2 - Material do molde

O material do qual o molde é feito deve ter as seguintes características⁽¹¹⁾:

- boa resistência mecânica na temperatura de lingotamento contínuo;
- ser inerte ao aço líquido;
- boa condutividade térmica.

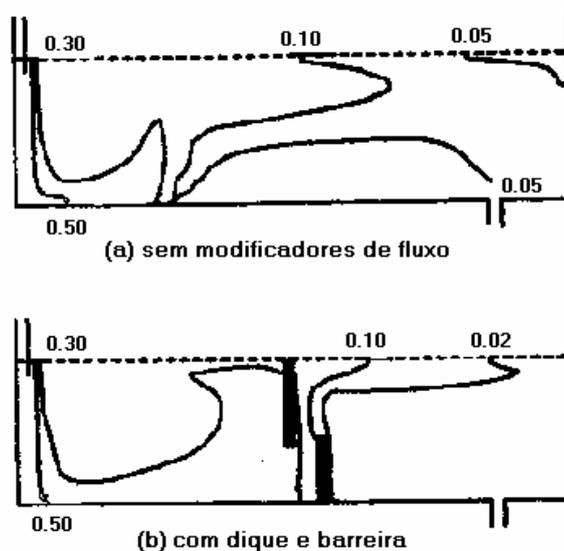


Figura 3.3 - Linhas de isoconcentração de inclusões de 120µm em distribuidores sem e com modificadores de fluxo⁽¹⁰⁾.

A boa condutividade térmica tem por objetivo impedir o aparecimento de altas temperaturas no molde, o que facilitaria a sua deformação. O cobre, devido à sua alta condutividade térmica, foi uma das primeiras escolhas para o material do molde. No entanto, devido à sua baixa resistência mecânica, o molde acaba sofrendo deformações permanentes, que levam a um tempo de vida útil reduzido. Para contornar esse problema, surgiram como opções: utilização de ligas a base de cobre, onde se busca um compromisso entre o aumento da resistência mecânica e a redução da condutividade térmica, e o recobrimento da superfície interna com uma pequena camada de níquel ou cromo⁽¹²⁾.

Alguns exemplos de ligas a base de cobre são:

- ligas Cu-Cr-Zn⁽¹¹⁾;
- ligas Cu-Cr(0,40%)- Zr(0,15%)-Mg(0,06%)⁽¹³⁾;
- Cu-Ag(0,065%)⁽¹³⁾;
- STP116, cobre com 0,085%Ag⁽¹²⁾;
- DHP122, cobre com alto teor residual de fósforo^(12,13).

3.2.3 - Conicidade (inclinação das paredes internas) do molde

Quando o metal líquido solidifica, ele se contrai. Dessa forma, seria desejável que a inclinação da parede interna do molde acompanhasse a contração do veio. Uma conicidade adequada do molde permite que o espaçamento entre o veio e a parede do molde seja pequeno, o que melhora a transferência de calor no molde e reduz a temperatura da superfície do veio na saída do molde.

Uma conicidade insuficiente do molde leva a uma redução na transferência de calor entre o veio e o molde, causando um aumento na temperatura de saída do veio do molde, com a conseqüente elevação do risco de ocorrência de ruptura do veio ("breakout").

Uma conicidade excessiva do molde leva a um aumento na fricção molde-veio e a um aumento do desgaste do molde. Isso pode ainda levar à formação de trincas longitudinais próximas às quinas da peça⁽¹¹⁾.

3.2.4 - Comprimento do molde

O comprimento mínimo que um molde deve ter é aquele que permita a formação de uma casca solidificada com uma resistência mecânica suficiente para que não haja o rompimento do veio. Quanto maior a velocidade de lingotamento, maior deve ser o comprimento do molde. No molde, a maior parte do calor é extraída em sua parte superior, de forma que a função da parte inferior do molde é basicamente de sustentação da camada solidificada do veio.

3.2.5 - Velocidade de lingotamento

O aumento da velocidade de lingotamento leva a um aumento do fluxo de calor do veio para o molde, do coeficiente de transferência de calor e das temperaturas nas paredes do molde.

O fluxo de calor aumenta com a velocidade de lingotamento, mas o fluxo de calor por unidade de massa decresce, o que leva a uma redução na espessura da camada solidificada⁽¹¹⁾.

3.2.6 - Temperatura de vazamento do aço

A temperatura de vazamento do aço deve ter um valor ótimo. Uma baixa temperatura de vazamento pode levar a um resfriamento prematuro do aço na válvula de alimentação, assim como a um aumento do nível de inclusões, pois a baixa temperatura dificulta a flotação das inclusões⁽¹⁴⁾. Uma alta temperatura de vazamento, por sua vez, acarreta as seguintes consequências:

- estrutura preferencialmente colunar, que é mais suscetível à formação de trincas internas, aumenta a segregação central e aumenta a porosidade⁽¹⁴⁾;
- menor espessura da camada solidificada, em especial nas quinas do veio, o que aumenta a probabilidade de rompimento do veio⁽¹¹⁾.

A influência da temperatura de vazamento do aço na sua estrutura bruta de solidificação pode ser melhor visualizada pela Figura 3.4.

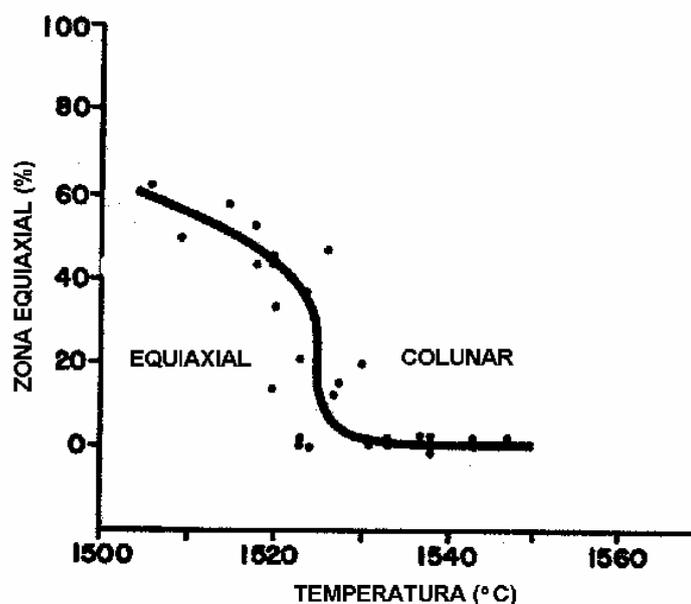


Figura 3.4 - Influência da temperatura de vazamento do aço na sua estrutura⁽¹⁴⁾.

3.2.7 - Condições de resfriamento do molde

Os principais parâmetros que definem as condições de resfriamento no molde são: espessura da parede do molde, condutividade térmica do material, velocidade e temperatura da água de resfriamento. Variações nesses parâmetros afetam pouco o fluxo de calor através da parede do molde⁽¹³⁾, e consequentemente os perfis de temperatura no veio, mas o efeito sobre os perfis térmicos no molde podem ser apreciáveis e afetar significativamente o seu tempo de vida útil.

No que diz respeito à temperatura de entrada da água de resfriamento do molde, observa-se que o gradiente térmico ao longo da parede do molde permanece constante com a variação da temperatura da água. Isso significa que um aumento na temperatura da água de 10°C, resulta em aumentos de cerca de 10°C nas temperaturas das faces interna (quente) e externa (fria) da parede do molde. Convém lembrar que a temperatura da face interna do molde é importante, pois determina a região mais susceptível a amolecimento e distorção, e a temperatura da face externa determina a possibilidade de vaporização da água junto à parede, o que aumenta a resistência ao fluxo de calor⁽¹³⁾.

O aumento da velocidade da água de resfriamento leva a menores temperaturas na parede do molde. No entanto, parece existir um ponto ótimo em termos de velocidade da água de resfriamento. Se a velocidade for pequena, há o aparecimento de bolhas de gás na superfície externa da parede do molde, levando a um aumento na resistência ao fluxo térmico junto à face externa do molde. Por outro lado, se a velocidade for grande, a temperatura na superfície interna da parede do molde será reduzida, podendo levar a um aumento na camada de pó fluxante solidificado e uma redução no fluxo de calor junto à face interna da parede do molde, ou seja, um aumento na resistência à transferência de calor.

Uma redução na espessura do molde praticamente não altera a temperatura na face externa e reduz a temperatura na face interna do molde⁽¹³⁾. Uma redução na condutividade térmica do material do molde também não altera a temperatura na face externa, mas leva a um aumento na temperatura na face interna do molde⁽¹³⁾.

3.2.8 - Lubrificantes do molde

Existem basicamente dois tipos de lubrificantes para o molde: óleo lubrificante e pó fluxante⁽⁴⁾. O óleo molha a parede do molde e sofre uma decomposição parcial, devido à alta temperatura, formando gases. O pó fluxante funde e molha o aço⁽¹¹⁾.

O total de calor transferido usando o óleo lubrificante ou o pó fluxante é aproximadamente o mesmo, mas a distribuição do fluxo de calor ao longo da altura do molde varia. O óleo lubrificante permite uma maior retirada de calor na parte superior do molde. Isso se deve provavelmente à atmosfera rica em hidrogênio, originário do craqueamento do óleo, no espaçamento entre o molde e o veio⁽¹¹⁾.

Pós fluxantes com menor ponto de fusão, comparados com aqueles de maior ponto de fusão, permitem uma maior extração de calor do molde na parte superior do molde e uma menor extração de calor na parte inferior do molde. Isso é explicado pelo fato do pó fluxante molhar mais efetivamente a superfície do veio. Assim, na parte superior, por molhar mais efetivamente a superfície, a resistência ao fluxo de calor seria menor. Na parte inferior, haveria a penetração do vapor da água de resfriamento dos sprays na camada de vazio, que decomporia formando hidrogênio. No caso do pó fluxante de menor ponto de fusão, esse molhamento mais efetivo da superfície reduziria a formação de hidrogênio, o que levaria a uma menor transferência de calor^(7,11).

Outros pontos importantes na avaliação do pó fluxante são sua viscosidade, seu índice de cristalização e seu consumo.

3.2.9 - Composição do aço

O conteúdo de carbono dos aços afeta a transferência de calor no lingotamento contínuo. A transferência de calor é mínima para aços com 0,10%C e praticamente constante acima de 0,25%. Isso é melhor ilustrado pela Figura 3.5.

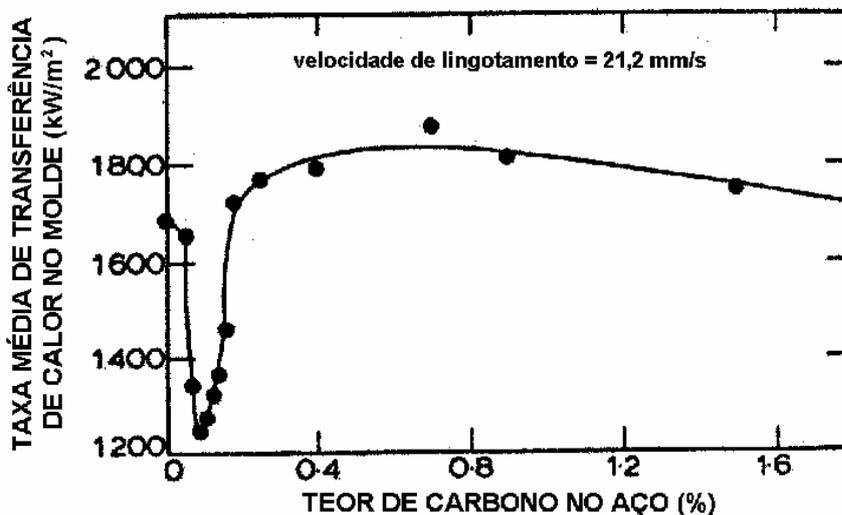


Figura 3.5 - Variação da taxa média de transferência de calor no molde com o teor de carbono no aço⁽¹¹⁾.

Outra observação é que a superfície interna de veios rompidos de aços com 0,1%C é ondulada. À medida que se aumenta o teor de carbono, esse efeito vai diminuindo até praticamente desaparecer com 0,4%C⁽¹¹⁾.

Acredita-se que esses efeitos estejam relacionados com a redução de volume associados à transformação de fases δ - γ ⁽¹¹⁾. A contração do aço é máxima para o aço com 0,1%C. No caso da transferência de calor, a contração levaria a um aumento do espaçamento entre o molde e o veio, o que por sua vez levaria a um aumento na resistência à transferência de calor. O mecanismo sugerido para a formação da superfície ondulada é o seguinte:

- o aço em contato com o molde próximo ao menisco se solidifica e resfria o suficiente para que haja a transformação de fases δ - γ . Com essa transformação há a formação de uma camada de vazio entre o veio e o molde;
- com isso há uma redução localizada da transferência de calor, que leva a um reaquecimento e perda da resistência nesse ponto. Com isso a pressão ferrostática empurra a casca solidificada parcialmente de volta em direção ao molde;

- a deformação resultante desse processo são as ondulações na superfície da camada solidificada.

Foi observado ainda que enxôfre e níquel também afetam a transferência de calor no molde. Para aços com 0,10%C, o enxôfre e o níquel aumentam o fluxo de calor no molde. Para aços com 0,70%C, o enxôfre reduz o fluxo de calor no molde⁽¹¹⁾.

3.2.10 - Distorção e desgaste do molde

Com o uso, o molde normalmente sofre distorções e desgastes. Uma variação típica do perfil longitudinal de um molde é mostrada na Figura 3.6.

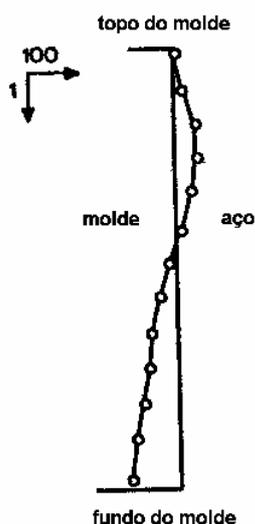


Figura 3.6 - Variação do perfil longitudinal de um molde com sua utilização⁽¹¹⁾.

Os moldes com o uso tendem a apresentar um abaulamento na região do menisco, com o surgimento de uma região de conicidade negativa na parte superior do molde. Essa distorção se deve à expansão térmica diferencial causada pelo aquecimento não-uniforme da parede do molde. Como se pode imaginar, essa alteração no perfil do molde afeta a transferência de calor no molde, e é responsável por alguns defeitos apresentados pelas peças obtidas por lingotamento contínuo, tais como: romboidade e trincas longitudinais de quina⁽¹²⁾.

3.2.11 - Características do resfriamento secundário

O resfriamento secundário deve ser planejado visando a manutenção de altas taxas de solidificação sem a geração de tensões que possam causar o aparecimento de trincas ou outros defeitos. Os parâmetros que normalmente são utilizados para especificar um sistema de resfriamento são: tipo dos bicos de resfriamento, espaçamento entre os bicos de resfriamento, distância entre o bico de resfriamento e o veio, vazão de água e pressão da água.

A vazão de água é certamente a variável mais importante no resfriamento secundário. Observa-se que quanto maior a vazão, maior o coeficiente de transferência de calor. O aumento da pressão da água também altera positivamente o coeficiente de transferência de calor^(15,16).

Alguns experimentos indicam que o aumento da distância entre o bico de resfriamento e veio leva a uma distribuição mais uniforme da água sobre a superfície a ser resfriada, mas a vazão de água que efetivamente atinge a superfície é menor. Em termos do fluxo de calor, o aumento da distância leva a uma redução no fluxo de calor⁽¹⁶⁾.

Um menor espaçamento entre os bicos de resfriamento leva a uma menor oscilação da temperatura da superfície do veio ao longo do processo de resfriamento.

O tipo do bico afeta, entre outros: o tamanho médio das partículas de água do spray, o ângulo de incidência das gotas na superfície e a distribuição da água sobre a superfície. Todos estes fatores afetam a extração de calor⁽¹⁶⁾.

3.3 - Defeitos Originários da Máquina de Lingotamento Contínuo

Uma série de problemas podem ocorrer no lingotamento contínuo. Alguns deles são apresentados na Tabela 3.1, preparada por Herbertson et alii⁽¹⁷⁾. Nesta tabela são apresentados os problemas e os procedimentos para minimizá-los. Uma observação das soluções apresentadas indica que algumas delas são conflitantes, ou seja, deve-se buscar

um ponto de equilíbrio em que esses problemas sejam minimizados. Outro aspecto que pode ser colocado em relação a esses problemas é que sua análise pode ser feita com o auxílio de modelos matemáticos, isto é, a partir dos perfis de velocidades e de temperatura no veio é possível avaliar a possibilidade de sua ocorrência.

Tabela 3.1 - Problemas na máquina de lingotamento contínuo⁽¹⁷⁾.

PROBLEMA	SOLUÇÃO
Entupimento da válvula de alimentação	Evitar regiões de separação de fluxo e estagnação nas superfícies internas da válvula.
Estreitamento da camada solidificada	Minimizar fluxos localizados adjacentes à camada solidificada.
Alto superaquecimento	Maximizar o fluxo junto à camada solidificada e o misturamento no molde.
Aprisionamento de bolhas e inclusões vindas do distribuidor	Minimizar a penetração do fluxo na direção do lingotamento.
Aprisionamento de pó fluxante	Minimizar o movimento relativo do aço e do pó fluxante. Evitar a formação de vórtices.
Resfriamento do menisco	Maximizar as velocidades e temperaturas na região do menisco.
Distribuição do pó fluxante	Minimizar velocidades superficiais e fluxos localizados na superfície.
Turbulência na superfície	Reduzir velocidades na superfície.

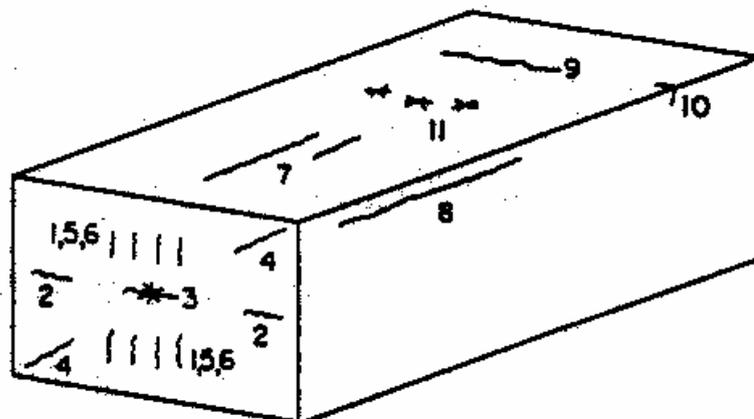
Em função desses problemas e de outros aspectos de natureza mecânica da máquina de lingotamento contínuo, tais como: desgaste do molde, pressão dos rolos, desalinhamento da máquina, operações de curvamento e descurvamento, é possível o aparecimento na peça lingotada de defeitos de natureza mecânica, tais como: trincas e depressões, e defeitos de natureza química, tais como: segregação e partículas presas na peça (inclusões, bolhas e pó fluxante).

A formação de trincas ocorre em faixas de temperatura em que aço apresenta baixa ductilidade. A determinação destas faixas e suas características varia um pouco de autor para autor^(3,18,19), mas pode-se dizer que existem basicamente três faixas:

- de 1340°C até a temperatura do "solidus" - deve-se à formação de filmes líquidos na região interdendrítica^(3,18,19). Esses filmes têm teores relativamente altos de P e S (e ainda Cu, Sn, Sb e Zn)^(3,18). A deformação que o material suporta antes de ruptura é

- de 0,2 a 0,3%⁽¹⁸⁾. Esta região está associada à formação da maioria das trincas internas. Para reduzi-las deve-se reduzir P e S, e aumentar Mn⁽³⁾;
- de 900 a 1200°C - deve-se à concentração de tensões na matriz austenítica, fragilizada pela precipitação de sulfetos nos contornos de grão^(3,18,19). A presença de manganês reduz esse efeito, devido à formação de MnS, que precipita predominantemente na matriz, ao invés de nos contornos de grão^(3,18). Acredita-se que estão associadas a esse fenômeno: trincas em estrela ("star cracks") e trincas longitudinais do meio da face ("longitudinal midface cracks"). A retificação do veio abaixo da temperatura de 700°C e um resfriamento mais lento contribuiriam para minimizar o problema⁽³⁾. Wolf⁽¹⁹⁾ acrescenta nessa faixa a fragilização pelo enriquecimento em Cu, Sn e Sb nos contornos de grãos;
 - de 700 a 900°C - deve-se à concentração de tensões na matriz austenítica, fragilizada pela precipitação de nitretos (AlN, em especial) nos contornos de grão^(3,18,19). Para reduzir os efeitos desse fenômeno, devem-se reduzir os níveis de Al, N, Nb, V, B e Cu. A retificação do veio acima da temperatura de 900°C e um tempo de permanência mais curto na faixa de 700 a 900°C contribuiriam para minimizar o problema⁽³⁾.

A Figura 3.7 apresenta, de forma esquemática, uma série de tipos de trincas que podem ser produzidas no lingotamento contínuo.



Trincas em aços produzidos por lingotamento contínuo

Trincas internas

- 1 no meio das faces
- 2 de ponto triplo
- 3 centrais
- 4 diagonais
- 5 de curvamento/desencurvamento
- 6 da região dos rolos de extração

Trincas superficiais

- 7 longitudinais no meio da face
- 8 longitudinais na quina
- 9 transversais no meio da face
- 10 transversais na quina
- 11 em estrela

Figura 3.7 - Tipos de trincas produzidas no lingotamento contínuo⁽¹⁸⁾.

As trincas podem ser internas ou superficiais. As trincas superficiais normalmente representam um problema maior que as trincas internas, pois, como estão expostas ao ar, oxidam e não caldeiam durante a laminação⁽¹⁸⁾.

A seguir será feita uma descrição sucinta dos defeitos que podem ser encontrados numa peça obtida por lingotamento contínuo.

3.3.1 - Trincas intermediárias ("midway cracks", "halfway cracks")⁽¹⁸⁾

Trata-se de uma trinca interna perpendicular a uma das faces, localizada aproximadamente a meio caminho entre a superfície e o plano central da peça. A principal causa para formação desse tipo de trinca é um resfriamento secundário excessivo, que faz com que posteriormente a superfície da peça sofra um reaquecimento significativo. Esse reaquecimento faz a casca solidificada expandir e gera tensões de tração próximas à frente de solidificação, daí surgindo as trincas.

Contribuem para minimizar esse tipo de trinca:

- menores níveis de P e S, pois isso aumenta a resistência mecânica e a ductilidade do aço;
- menor velocidade de lingotamento, pois leva à formação de estrutura mais equiaxial, que é menos suscetível ao aparecimento de trincas;
- resfriamento secundário planejado de forma a minimizar o reaquecimento da superfície do veio.

3.3.2 - Trincas de ponto triplo ("triple-point cracks")⁽¹⁸⁾

São trincas internas, que aparecem no lingotamento de placas. Elas são normais à face mais estreita e localizam-se no ponto de encontro das três frentes de solidificação. A Figura 3.8 mostra esquematicamente a extremidade da seção transversal de uma placa. As linhas tracejadas representam o avanço da frente de solidificação e o retângulo no centro indica a posição onde ocorre a trinca de ponto triplo. Acredita-se que são causadas pelo abaulamento ("bulging") da face mais larga da placa, devido a uma separação excessiva entre os rolos. Esse abaulamento gera tensões de tração junto à frente de solidificação, levando ao aparecimento de trincas. Contribuem ainda para o aparecimento dessas trincas: baixos níveis de Mn e altos níveis de S.

A prevenção desse problema é feita através da manutenção da distância adequada entre os rolos ao longo de todo o comprimento metalúrgico da máquina.

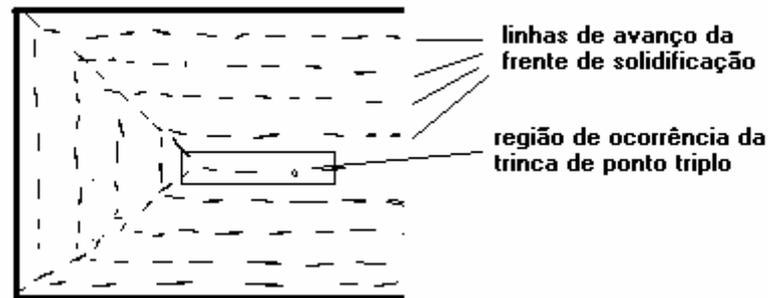


Figura 3.8 - Esquema da localização da trinca de ponto triplo.

3.3.3 - Trincas centrais ("centerline cracks")⁽¹⁸⁾

São trincas internas que aparecem na região central da peça, próximo ao final da solidificação. No caso de placas, o abaulamento da face mais larga é considerado o responsável pelo aparecimento das trincas.

Contribuem para reduzir o problema:

- acerto das distâncias entre os rolos, que impede o abaulamento;
- redução da velocidade de lingotamento e/ou aumento da intensidade do resfriamento, que levarão a uma casca solidificada mais fria e mais resistente.

No caso de tarugos, ao final da solidificação a taxa de queda de temperatura no centro do tarugo é maior do que na superfície. Como o centro tende a se contrair, mas o material a sua volta tende a impedir essa contração, a região central é colocada sob uma forte tensão de tração, o que origina as trincas.

Sugere-se como solução um resfriamento secundário mais intenso na região do final da solidificação, de forma que as contrações no centro e na superfície se equivalham, minimizando as tensões geradas no centro do tarugo.

3.3.4 - Trincas diagonais ("diagonal cracks")⁽¹⁸⁾

Trincas diagonais são trincas internas normalmente encontradas em tarugos, e estão associadas à romboidade ("rhomboidity"). A sua formação está representada na Figura 3.9. Elas ocorrem entre os ângulos obtusos de uma seção rombóide. A romboidade origina-se de um resfriamento mais rápido de duas faces adjacentes. A contração do aço na vizinhança das faces mais frias gera uma tensão de tração orientada diagonalmente entre essas faces. Se a tensão for suficientemente grande, causa distorções e trincas.

A ocorrência de trincas diagonais pode ser evitada proporcionando-se um resfriamento mais uniforme nas quatro faces.

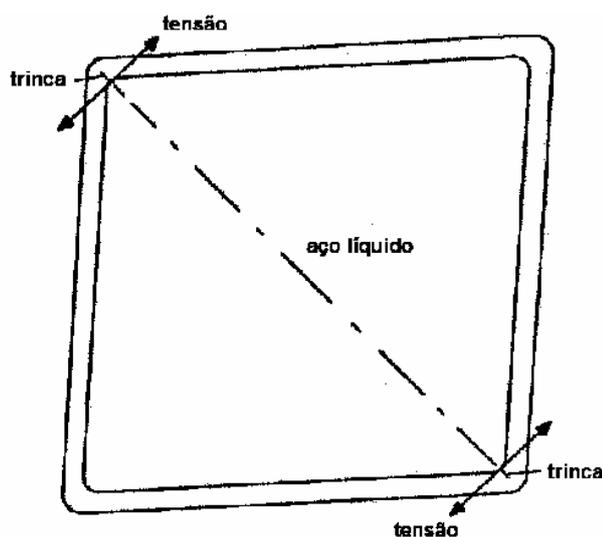


Figura 3.9 - Esquema de formação da trinca diagonal⁽²⁰⁾.

3.3.5 - Trincas de curvamento e de descurvamento ("bending/straightening cracks")⁽¹⁸⁾

Trincas de curvamento e de descurvamento são trincas internas que ocorrem durante as operações de curvamento e de descurvamento, quando o centro do veio ainda está líquido, ou sólido, mas com uma temperatura acima de 1340°C. As trincas são normais ao eixo do veio e às faces (desen)curvadas.

Para a eliminação dessas trincas, as condições de lingotamento devem ser controladas para que a deformação junto à frente de solidificação fique abaixo de 0,3%.

3.3.6 - Trincas na região dos rolos de extração ("pinch roll cracks")⁽¹⁸⁾

As trincas na região dos rolos de extração são trincas internas, normais ao eixo de extração do veio e aos rolos de extração, que ocorrem se for exercida uma pressão excessiva sobre o veio num ponto onde a solidificação ainda é incompleta, ou a linha central do veio está acima de 1340°C.

Obviamente, essas trincas podem ser evitadas pela redução da pressão dos rolos de extração.

3.3.7 - Trincas internas junto às quinas ("off-corner internal cracks")⁽²¹⁾

Tratam-se de trincas internas próximas às quinas (de 1 a 2 cm das quinas), numa região onde a espessura da casca solidificada é mínima. As trincas ocorrem junto à frente de solidificação, resultantes de um abaulamento da casca solidificada na região inferior do molde, podendo acontecer ainda na região superior do resfriamento com sprays. Com o abaulamento, a casca solidificada nessa região, que tem uma espessura mínima, funciona como um ponto de articulação e de concentração de tensões, o que pode dar origem às trincas.

Para evitar esse tipo de trinca deve-se cuidar das condições do molde (alinhamento, desgaste e conicidade) para evitar o abaulamento. Na região de resfriamento com sprays, o abaulamento pode ser reduzido pelo aumento do fluxo de água de resfriamento.

3.3.8 - Trincas longitudinais do meio da face ("longitudinal midface cracks")

Tratam-se de trincas superficiais longitudinais na região central da face larga da peça. A superfície da casca solidificada tem uma grande queda de temperatura no molde, de tal

forma que a superfície tende a contrair, enquanto as regiões no interior, que resfriam mais lentamente, tendem a impedir a contração na superfície. No caso de existirem na superfície pontos quentes ("hot spots"), que são pontos onde a temperatura está acima de 1340°C e originam-se de um resfriamento não-uniforme, podem surgir trincas na superfície⁽²²⁾.

Uma série de fatores contribuem para o aumento dessas trincas⁽¹⁸⁾:

- composição do aço - aços com teores de carbono da ordem de 0,12% são particularmente suscetíveis à formação de trincas. Altos níveis de enxôfre e baixa relação Mn/S também contribuem para a formação das trincas;
- lingotamento a altas temperaturas;
- condições do molde - resfriamento inadequado, perda da conicidade ("taper"), oscilação irregular, molde desgastado, pó fluxante inadequado;
- resfriamento excessivo na parte superior da zona de resfriamento secundário;
- suporte inadequado para o veio após o molde ou desalinhamento entre o molde e o suporte para o veio após o molde.

3.3.9 - Trincas longitudinais de quina ("longitudinal corner cracks")⁽¹⁸⁾

Essas são trincas superficiais longitudinais ao longo das quinas da peça. Acredita-se que a inversão da conicidade do molde associada à contração térmica levaria ao aparecimento de uma camada de ar relativamente espessa próxima à quina. Isso faria com que houvesse um reaquecimento na região da quina, gerando tensões que poderiam propiciar o aparecimento das trincas.

Fatores que contribuem para o aparecimento dessas trincas são:

- inversão da conicidade do molde;
- camadas de ar maiores que 0,8mm nas quinas;
- alta temperatura de lingotamento;
- alta velocidade de lingotamento;
- aços com teor de carbono de 0,17 a 0,25%, com teor de enxôfre menor que 0,035%, e com teor de fósforo maior que 0,035%.

3.3.10 - Trincas transversais ("transverse cracks")⁽¹⁸⁾

Estas são trincas superficiais transversais, que aparecem na base das marcas de oscilação. A profundidade dessas trincas varia normalmente de 1 a 15 mm, podendo ser mais pronunciadas nas quinas. Elas formam-se na região dos rolos de desencurvamento ou nas câmaras de resfriamento. No caso do desencurvamento, as trincas formam-se a baixas temperaturas (na faixa de 700 a 900°C), e, no caso do resfriamento com spray, quando se tem altos gradientes térmicos na direção longitudinal. Essas trincas estão normalmente relacionadas à precipitação de nitretos (AlN, principalmente).

Segundo os autores, para prevenir o aparecimento dessas trincas deve-se:

- reduzir a presença de: alumínio, nióbio, vanádio, manganês (se maior que 1%) e nitrogênio no aço;
- manter a temperatura da superfície do veio fora da faixa de 700 a 900°C;
- reduzir os ciclos de aquecimento e resfriamento da superfície do veio.

3.3.11 - Trincas em estrela ("star cracks")⁽¹⁸⁾

Trincas em estrela são trincas superficiais associadas à assimilação de cobre das paredes do molde pelo veio. O cobre penetra na superfície e causa a fragilidade a quente nessa região. Como a superfície está normalmente sob tensão, essa região fica altamente susceptível à formação de trincas.

Para se evitar tais trincas podem-se recobrir as faces internas do molde com cromo ou níquel, ou buscar reduzir a fricção entre o molde e o veio.

3.3.12 - Canaletas ("gutters" ou "longitudinal off-corner depressions")^(23,24)

Canaletas são depressões longitudinais que se formam próximo às quinas na face larga da peça. Seu aparecimento está associado ao de trincas internas junto às quinas ("off-corner internal cracks"). Assim as causas de sua formação e as medidas para evitar seu aparecimento são os mesmos das trincas internas junto às quinas.

3.3.13 - Marcas de oscilação ("oscillation marks")⁽²³⁾

As marcas de oscilação são depressões transversais que têm sua origem no movimento oscilatório do molde. Elas são mais pronunciadas ao longo da face mais estreita da peça. Normalmente forma-se um anel de pó fluxante solidificado nas paredes do molde na altura do menisco. Com a oscilação do molde, a casca solidificada do veio vai de encontro a esse anel e é deformada. Mahapatra et alii⁽²³⁾ chamam a atenção que as marcas de oscilação cumprem papel importante na definição da espessura da camada de vazio entre o veio e a parede do molde, e conseqüentemente da extração de calor do molde.

Pode-se dizer que as marcas de oscilação são uma característica do processo e que são praticamente inevitáveis, mas deve-se buscar minimizar a sua profundidade. A análise dos fenômenos que acontecem junto ao menisco nas paredes do molde é complexa, mas acredita-se que, se as marcas de oscilação estão profundas, a utilização de um pó fluxante de menores viscosidade e ponto de fusão permitirão a sua redução. O aumento da velocidade de lingotamento leva a uma redução na profundidade das marcas de oscilação e maior extração de calor do molde. A redução da velocidade da água de resfriamento do molde também permite a redução da profundidade das marcas de oscilação, mas certamente existe um limite para esta redução da velocidade da água de resfriamento⁽²³⁾.

3.3.14 - Inclusões e bolhas^(5,17)

No lingotamento contínuo pode-se ter o aprisionamento de partículas de material não-metálico e de bolhas no metal. Essas partículas são inclusões, resultantes da desoxidação do aço, que não foram retiradas no distribuidor, ou têm sua origem no pó fluxante e foram incorporadas pelo banho metálico por algum problema operacional. As bolhas são normalmente de argônio, que é utilizado para impedir o entupimento da válvula e auxilia a remoção de inclusões no molde.

Para se evitar inclusões, deve-se procurar estabelecer padrões de escoamento de metal líquido no distribuidor e no molde que favoreçam a retirada das inclusões. No molde, fatores importantes para a definição do fluxo do metal líquido são a geometria da válvula submersa, e a utilização ou não da agitação eletromagnética e da injeção de argônio. A utilização da agitação eletromagnética e da injeção de argônio de forma adequada permite uma maior remoção de inclusões. A abertura da válvula deve direcionar o fluxo de metal para cima para facilitar a remoção de inclusões, sem provocar, no entanto, uma agitação muito grande na superfície do metal líquido, para impedir a incorporação de pó fluxante pelo banho metálico.

3.3.15 - Segregação

A segregação é um gradiente de concentração dos elementos constituintes do aço ao longo da seção transversal da peça. A segregação resulta da diferença entre as solubilidades dos elementos no ferro sólido e no ferro líquido. De maneira geral, os elementos são mais solúveis no líquido, o que faz com que a superfície, que solidifica primeiro, seja mais rica em ferro e mais pobre nos outros elementos. Os elementos mais comuns nos aços podem ser ordenados da seguinte forma, em termos da tendência crescente à segregação: Mn, C, P e S⁽²⁵⁾.

A extensão da segregação está relacionada com a estrutura do material. Quanto maior a extensão da zona colunar, maior a segregação (e a porosidade central, que também está associada a esta estrutura). Assim variáveis que afetam a estrutura do material solidificado afetam a segregação e porosidade centrais⁽¹⁴⁾.

Um maior superaquecimento do metal líquido favorece uma estrutura colunar, e por consequência, uma maior segregação. A agitação eletromagnética, que favorece uma estrutura equiaxial, leva a uma menor segregação. O aumento da velocidade de lingotamento aumenta a profundidade do poço líquido ("liquid pool") e favorece a segregação. Peças de maior seção transversal apresentam maior segregação. Com relação à composição do aço, há alguma controvérsia em relação à influência do teor de

carbono. Segundo alguns autores, a segregação é mínima para um teor de 0,1%C, enquanto para outros a segregação é mínima para um teor de 0,3%C⁽¹⁴⁾.

Da descrição dos problemas que podem ocorrer no lingotamento contínuo fica claro que a qualidade do aço obtido depende muito dos padrões de escoamento de fluidos e dos fenômenos de transferência de calor na máquina de lingotamento contínuo. Assim, um modelo matemático, que seja capaz de reproduzir o escoamento de fluidos e a transferência de calor no processo, torna-se uma ferramenta importante para se prever e prevenir a ocorrência de problemas, e garantir a qualidade do produto lingotado.

3.4 - Modelos Matemáticos Para o Processo de Lingotamento Contínuo

A utilização do modelamento matemático para o estudo do lingotamento contínuo é bastante difundida. No entanto, em virtude da complexidade do processo, os modelos desenvolvidos geralmente focalizam um aspecto ou parte do processo. Os modelos mais abrangentes são normalmente bastante simplificados.

A seguir serão apresentados alguns modelos já utilizados para o lingotamento contínuo. Para simplificar a apresentação, eles serão divididos da seguinte forma: modelos de transferência de calor; modelos de escoamento de fluidos, transferência de calor e solidificação; modelos de remoção de inclusões; modelos de transferência de calor nas paredes do molde; modelos de transição entre duas composições de aço e modelos para contração do veio.

3.4.1 - Modelos matemáticos para a transferência de calor no lingotamento contínuo

Os primeiros modelos matemáticos para o estudo do processo de lingotamento contínuo buscavam determinar apenas os perfis de temperatura no veio, assim se limitavam à equação de conservação de energia. Nesse caso, o efeito do fluxo do líquido no interior do veio era levado em consideração através da utilização de uma condutividade térmica maior para o aço líquido. Esses modelos são transientes, uni- ou bidimensionais.

Quando se deseja simplificar o problema (principalmente no caso de placas onde a largura é muito maior que a espessura) utiliza-se o modelo unidimensional transiente.

Uma das formas de apresentar a equação de conservação de energia, englobando a solidificação do metal é^(20,26,27):

$$\frac{\partial(\rho \cdot C_{p,eff} \cdot T)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_{eff} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_{eff} \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (3.1)$$

onde:

$$C_{p,eff} = C_p - \Delta H_{fus} \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} \quad (3.2)$$

Na equação (3.1), o termo à esquerda da igualdade representa a taxa de acumulação de energia térmica por unidade de volume e os termos à direita da igualdade representam a taxa de transferência de calor por unidade de volume por condução. A condutividade térmica efetiva busca introduzir o efeito da transferência de calor por convecção no núcleo líquido do veio. O calor específico efetivo, por sua vez, incorpora o calor latente de fusão do aço.

As condições de contorno usadas são equações para o fluxo de calor, que variam conforme a posição na máquina de lingotamento contínuo. Na região do molde, geralmente se usa uma equação da forma:

$$q = a - b \cdot \sqrt{t} \quad (3.3)$$

Na região de resfriamento com sprays tem-se:

$$q = h \cdot (T_{sur} - T_w) \quad (3.4)$$

Adiante dos sprays, temos um resfriamento por radiação (despreza-se a convecção natural):

$$q = \sigma_B \cdot \varepsilon_r \cdot (T_{sur}^4 - T_{amb}^4) \quad (3.5)$$

Um parâmetro importante nesse modelo é a fração de sólidos (ou fração de líquidos) na região pastosa, pois ela afeta tanto o valor do calor específico efetivo, como a condutividade térmica efetiva. A região pastosa é a região compreendida entre as temperaturas “solidus” e “liquidus”, de forma que nela coexistem as fases sólida e líquida. Existe uma série de formulações diferentes para a avaliação da fração de sólidos na região pastosa. Dentre elas pode-se citar as equações utilizadas por Yang et alii⁽²⁸⁾, Aboutaleb et alii⁽²⁹⁾ e Sediako et alii⁽²⁰⁾:

$$f_s = \frac{T_{liq} - T}{T_{liq} - T_{sol}} \quad (3.6)$$

$$f_s = \frac{1}{1 - k_p} \cdot \frac{T - T_{liq}}{T - T_m} \quad (3.7)$$

$$f_s = \frac{T_{liq} - T + \frac{2}{\pi} \cdot (T_{sol} - T_{liq}) \cdot \left[1 - \cos\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{T - T_{liq}}{T_{sol} - T_{liq}}\right) \right]}{(T_{liq} - T_{sol}) \cdot \left(1 - \frac{2}{\pi}\right)} \quad (3.8)$$

onde k_p é a razão das inclinações das linhas "liquidus" e "solidus".

A equação (3.6) pressupõe que a fração de sólidos varia linearmente entre T_{sol} e T_{liq} . A equação (3.7) utiliza a regra da alavanca. Aparentemente, a equação (3.8) não tem um fundamento científico, parece mais uma regressão que busca calcular a fração de sólidos a partir das temperaturas “solidus” e “liquidus”. Na Figura 3.10 são comparadas as três equações para fração de sólidos em função da temperatura, considerando-se $k_p = 0,2$; $T_{liq} = 1520^\circ\text{C}$; $T_{sol} = 1456^\circ\text{C}$; e $T_m = 1536^\circ\text{C}$. Observa-se que as equações (3.7) e (3.8) apresentam resultados relativamente próximos.

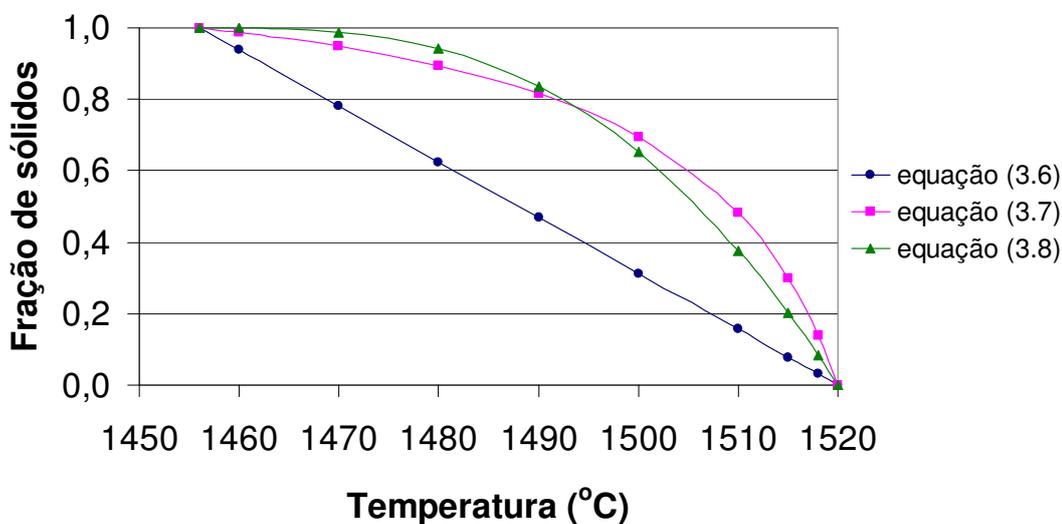


Figura 3.10 - Comparação das diferentes expressões para fração de sólidos.

Como resultado destes modelos, obtêm-se perfis de temperatura ao longo da seção da peça em diversas regiões da máquina de lingotamento contínuo.

Um dos primeiros trabalhos nessa área foi feito por Mizikar⁽²⁶⁾, que elaborou um modelo unidimensional transiente para o lingotamento contínuo. As Figuras 3.11 e 3.12 apresentam os perfis de temperatura na superfície e no centro de uma placa de 6 polegadas de espessura e a espessura da camada solidificada para duas situações: numa tem-se um resfriamento secundário constante, e na outra tem-se um resfriamento secundário em etapas. Estes seriam resultados típicos do modelo. Na Figura 3.11 observa-se que no molde o resfriamento é mais intenso. Ao sair do molde, a superfície da placa sofre um aumento de temperatura e a espessura da camada solidificada é relativamente pequena. Na Figura 3.12, onde se tem um resfriamento otimizado, o problema do aumento da temperatura na superfície da placa ao sair do molde é minimizado, e o tempo total de solidificação é reduzido.

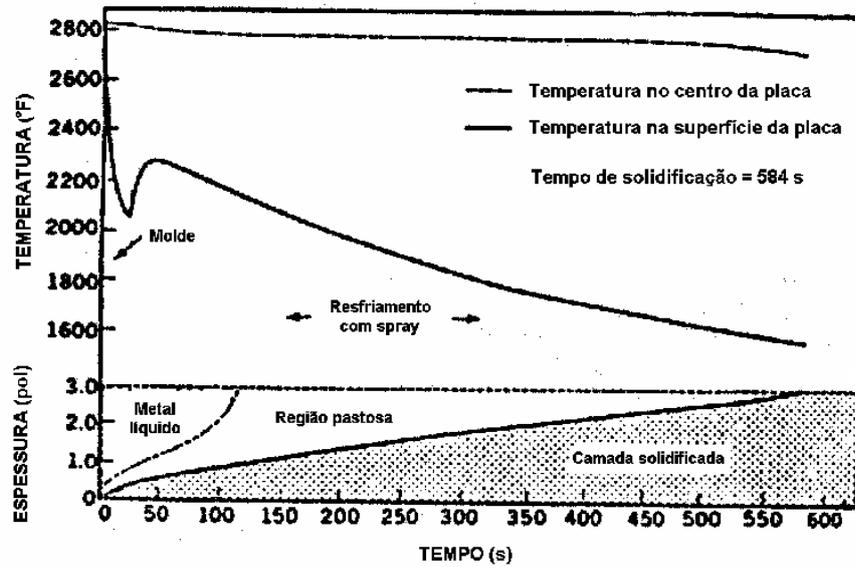


Figura 3.11 - Temperaturas no centro e na superfície, e espessura da camada solidificada de uma placa de 6 polegadas com resfriamento com coeficiente de transferência de calor uniforme⁽²⁶⁾.

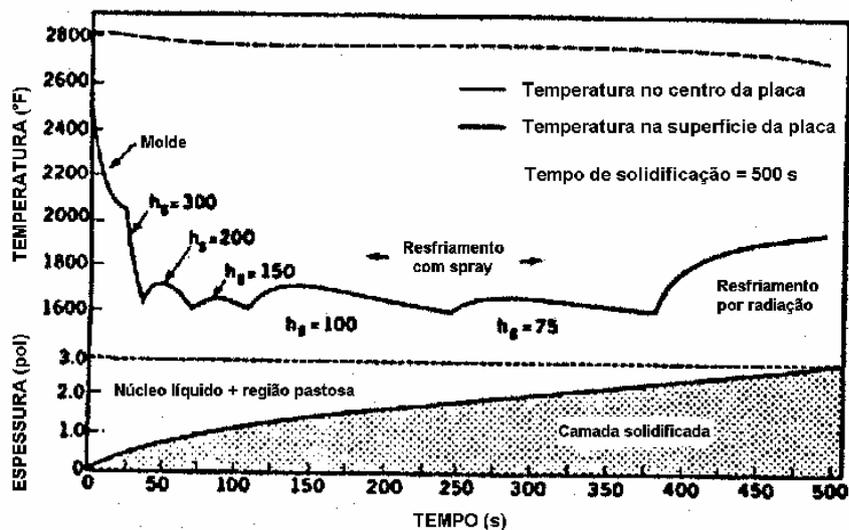


Figura 3.12 - Temperaturas no centro e na superfície, e espessura da camada solidificada de uma placa de 6 polegadas com resfriamento com coeficiente de transferência de calor variável⁽²⁶⁾.

Brimacombe⁽²⁷⁾ elaborou um modelo bidimensional transiente para o lingotamento contínuo. Nesse trabalho foi usada a entalpia, ao invés do produto ($\rho \cdot C_{p,eff} \cdot T$) no termo de acumulação de calor. Para a condutividade térmica efetiva do aço líquido foi utilizado um valor de 5 a 10 vezes maior que a condutividade térmica do aço sólido.

Neste trabalho, Brimacombe buscou, a partir do modelo matemático e dos parâmetros que definem o molde e o resfriamento secundário, planejar o resfriamento de forma a otimizar o processo. Em linhas gerais, dada uma velocidade de lingotamento, seria definido o comprimento do molde. O resfriamento secundário seria feito de forma a maximizar a taxa de resfriamento e minimizar as trincas. A minimização das trincas seria conseguida minimizando o reaquecimento da superfície do veio na saída do molde e mantendo a temperatura do meio da face do veio na saída do molde entre 1000 e 1100°C.

3.4.2 - Modelos matemáticos para o escoamento de fluidos, transferência de calor e solidificação no lingotamento contínuo

Tanto no distribuidor, quanto na máquina de lingotamento contínuo, tem-se um fluxo de metal, que deve ser considerado na análise do processo. Como este fluxo de metal é turbulento, é necessário considerar ainda o efeito da turbulência. Daí surgem os modelos tridimensionais de escoamento turbulento, com modelos de turbulência do tipo K - ϵ , para o estudo do processo de lingotamento contínuo, que incorporam: equação de conservação de massa, equações de conservação de momentum, equação de conservação de energia e equações para os parâmetros de turbulência K e ϵ .

A seguir se falará brevemente dos modelos de turbulência, e em seguida serão apresentados modelos matemáticos para o distribuidor e a máquina de lingotamento contínuo.

3.4.2.1 - Modelos de turbulência do tipo $K-\varepsilon$

Num fluxo turbulento, a velocidade de escoamento do fluido pode ser representada pela soma de duas componentes: uma velocidade média e uma flutuação da velocidade. Essa flutuação é que caracteriza o escoamento turbulento. Uma das formas de se tratar essa turbulência nos modelos matemáticos é através dos modelos de turbulência do tipo $K-\varepsilon$. O parâmetro K (energia cinética de turbulência) é uma função das flutuações dos componentes da velocidade. O parâmetro ε representa a taxa de dissipação da energia cinética de turbulência⁽³⁰⁾.

Dentre os modelos de turbulência do tipo $K-\varepsilon$ usualmente utilizados, está o modelo de turbulência de alto número de Reynolds de Launder e Spalding. Este foi o primeiro modelo deste tipo criado. Ele tem o inconveniente de exigir um cálculo especial junto às paredes. Normalmente este cálculo é feito da seguinte forma⁽³¹⁾:

- os limites do intervalo de resolução do sistema de equações são transferidos da parede para o primeiro ponto da malha próximo à parede;
- a partir de uma equação logarítmica determina-se a velocidade nesse ponto;
- a partir da velocidade estima-se o restante dos valores nesse ponto. Assim têm-se as novas condições de contorno.

Esse modelo tem ainda o inconveniente de não ser adequado para a região pastosa, segundo Yang et alii⁽²⁸⁾. Isto se deve ao fato do número de Reynolds nesta região ser baixo, assim como ao fato da morfologia da zona pastosa e da interface sólido-líquido não se ajustar às condições de aplicação da equação logarítmica.

Buscando reproduzir o decaimento da turbulência na região próxima à parede, foram criados os modelos de turbulência de baixo número de Reynolds. Nestes modelos, as equações da energia cinética de turbulência, da taxa de dissipação da energia cinética de turbulência e da viscosidade turbulenta são modificadas através da introdução de alguns fatores e novos termos, que permitem que os perfis de velocidade e de turbulência próximos à parede sejam melhor reproduzidos.

3.4.2.2 - Equacionamento

Os modelos matemáticos para o escoamento de fluidos, transferência de calor e solidificação no lingotamento contínuo utilizam modelos tridimensionais de escoamento turbulento, com modelos de turbulência do tipo K - ε , que incorporam: equação de conservação de massa, equações de conservação de momentum, equação de conservação de energia e equações para os parâmetros de turbulência K e ε . O equacionamento básico destes modelos é o seguinte:

Equação de continuidade^(9,28,29,31,32,33,34):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot u)}{\partial z} = 0 \quad (3.9)$$

O primeiro termo representa a taxa de acumulação de massa por unidade de volume e os termos restantes representam a taxa de transporte de massa por unidade de volume por convecção nas três direções.

Equação de conservação de momentum na direção x ^(28,29,32):

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho \cdot w)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot w \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot w \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot w \cdot u)}{\partial z} = \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial x} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial x} + \\ & \frac{\mu_l}{K_p} \cdot (w - w_s) + \rho \cdot g_x \cdot \beta_T \cdot (T - T_{ref}) + \sum_j \rho \cdot g_x \cdot \beta_{c,j} \cdot (C_j - C_{ref,j}) \end{aligned} \quad (3.10)$$

Equação de conservação de momentum na direção y ^(28,29,32):

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho \cdot v)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot v \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot v \cdot u)}{\partial z} = \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial y} + \\ & \frac{\mu_l}{K_p} \cdot (v - v_s) + \rho \cdot g_y \cdot \beta_T \cdot (T - T_{ref}) + \sum_j \rho \cdot g_y \cdot \beta_{c,j} \cdot (C_j - C_{ref,j}) \end{aligned} \quad (3.11)$$

Equação de conservação de momentum na direção z ^(28,29,32):

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho \cdot u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot u \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot u \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot u \cdot u)}{\partial z} = \\ \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial z} + \\ \frac{\mu_l}{K_p} \cdot (u - u_s) + \rho \cdot g_z \cdot \beta_T \cdot (T - T_{ref}) + \sum_j \rho \cdot g_z \cdot \beta_{c,j} \cdot (C_j - C_{ref,j}) \end{aligned} \quad (3.12)$$

Nas equações (3.10) a (3.12), o primeiro termo representa a taxa de acumulação de quantidade de movimento por unidade de volume e os termos restantes à esquerda da igualdade representam a taxa de transporte de quantidade de movimento por unidade de volume por convecção nas três direções. Os três primeiros termos à direita da igualdade representam a taxa de transporte de quantidade de movimento por unidade de volume por difusão nas três direções. O quarto termo à direita da igualdade representa a força atuando por unidade de volume devido à variação da pressão. O quinto termo à direita da igualdade introduz o efeito de uma fase sólida no fluxo. Admite-se que a zona pastosa dendrítica atua como um meio poroso, que segue a lei de D'Arcy. A permeabilidade K_p é função da fração de líquidos na zona pastosa. Quanto menor a permeabilidade, mais rápido a velocidade na zona pastosa se aproxima da velocidade de lingotamento. Os sexto e sétimo termos à direita da igualdade introduzem o efeito da gravidade associado ao fenômeno de convecção natural devido, respectivamente, ao gradiente térmico e aos gradientes de concentração. Estes efeitos são representados pela aproximação de Boussinesq^(28,35).

Equação de conservação de energia⁽³²⁾:

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial(\rho \cdot H)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot H \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot H \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot H \cdot u)}{\partial z} = \\
& \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial H}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial H}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial H}{\partial z} \right] + \\
& \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial x} (H_s - H) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial y} (H_s - H) \right] + \\
& \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial z} (H_s - H) \right] - \frac{\partial}{\partial x} [f_s \cdot \rho \cdot (w - w_s) \cdot (H_l - H_s)] - \\
& \frac{\partial}{\partial y} [f_s \cdot \rho \cdot (v - v_s) \cdot (H_l - H_s)] - \frac{\partial}{\partial z} [f_s \cdot \rho \cdot (u - u_s) \cdot (H_l - H_s)] \quad (3.13)
\end{aligned}$$

Na equação (3.13) o primeiro termo representa a taxa de acumulação de energia por unidade de volume e os termos restantes à esquerda da igualdade representam a taxa de transferência de energia por unidade de volume por convecção nas três direções. Os seis primeiros termos à direita da igualdade representam a taxa de transferência de energia por unidade de volume por difusão nas três direções. Os três últimos termos representam a transferência de energia por unidade de volume devido ao movimento relativo entre as fases nas três direções^(32,36).

Equação para energia cinética de turbulência^(28,29,32,34):

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial(\rho \cdot K)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot K \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot K \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot K \cdot u)}{\partial z} = \\
& \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_K} \cdot \frac{\partial K}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_K} \cdot \frac{\partial K}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_K} \cdot \frac{\partial K}{\partial z} \right) + G_K - \rho \cdot \varepsilon + \\
& D_K + A_K \cdot K \cdot \frac{(1 - f_l^2)}{f_l^3} \quad (3.14)
\end{aligned}$$

Equação para taxa de dissipação de energia cinética de turbulência^(28,29,32,34):

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho \cdot \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot \varepsilon \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot \varepsilon \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot \varepsilon \cdot u)}{\partial z} = \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} \right) + \frac{C_1 \cdot f_1 \cdot \varepsilon \cdot G_K}{K} - \frac{C_2 \cdot f_2 \cdot \rho \cdot \varepsilon^2}{K} + \\ & E_K + A_K \cdot \varepsilon \cdot \frac{(1 - f_l^2)}{f_l^3} \end{aligned} \quad (3.15)$$

Nas equações (3.14) e (3.15), o primeiro termo representa a taxa de acumulação por unidade de volume e os termos restantes à esquerda da igualdade representam a taxa de transporte por unidade de volume por convecção nas três direções. Os termos à direita da igualdade representam a taxa de transporte por unidade de volume por difusão nas três direções. Na equação (3.14) o quarto termo à direita da igualdade representa a taxa de geração de energia cinética de turbulência por unidade de volume e o quinto termo à direita da igualdade representa a taxa de dissipação de energia cinética de turbulência por unidade de volume. Na equação (3.15) o quarto termo à direita da igualdade representa a taxa de geração por unidade de volume da taxa de dissipação de energia cinética de turbulência e o quinto termo à direita da igualdade representa a taxa de eliminação por unidade de volume da taxa de dissipação de energia cinética de turbulência. O último termo nas equações (3.14) e (3.15) foi utilizado apenas por Aboutalebi et alii⁽²⁹⁾. Esses termos visam levar em conta o efeito da solidificação. Eles são praticamente nulos no líquido e fazem com que os valores de ε e K sejam zero no sólido. O valor de A_K para tanto deve ser grande. Aboutalebi et alii⁽²⁹⁾ utilizaram um valor de 10^6 . Com o mesmo objetivo (levar em conta o efeito da solidificação), Prescott e Incropera⁽³²⁾ utilizaram um termo com outra formulação na equação para energia cinética de turbulência. Nas equações (3.14) e (3.15), enquanto alguns autores utilizam $(\mu_t/\sigma_\varepsilon)$ ^(28,37,38), outros utilizam $(\mu_t + \mu_t/\sigma_\varepsilon)$ ^(29,32,34,39,40) como coeficiente nos termos de difusão.

Equação de conservação de espécies químicas⁽³²⁾:

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial(\rho \cdot C)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot C \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot C \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot C \cdot u)}{\partial z} = \\
& \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial C}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial C}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial C}{\partial z} \right] + \\
& \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial x} (C_l - C) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial y} (C_l - C) \right] + \\
& \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial z} (C_l - C) \right] - \frac{\partial}{\partial x} [f_s \cdot \rho \cdot (w - w_s) \cdot (C_l - C_s)] - \\
& \frac{\partial}{\partial y} [f_s \cdot \rho \cdot (v - v_s) \cdot (C_l - C_s)] - \frac{\partial}{\partial z} [f_s \cdot \rho \cdot (u - u_s) \cdot (C_l - C_s)] \tag{3.16}
\end{aligned}$$

Na equação (3.16) o primeiro termo representa a taxa de acumulação de massa do componente por unidade de volume e os termos restantes à esquerda da igualdade representam a taxa de transporte de massa do componente por unidade de volume por convecção nas três direções. Os seis primeiros termos à direita da igualdade representam a taxa de transporte de massa do componente por unidade de volume por difusão nas três direções. Os três últimos termos representam o transporte de massa do componente por unidade de volume devido ao movimento relativo entre as fases nas três direções^(32,36).

Nas equações (3.10) a (3.16) valem as seguintes relações⁽³¹⁾:

$$\mu_{eff} = \mu_l + \mu_t \tag{3.17}$$

$$\mu_t = \frac{C_\mu \cdot f_\mu \cdot \rho \cdot K^2}{\varepsilon} \tag{3.18}$$

$$\begin{aligned}
G_K = & 2 \cdot \mu_t \cdot \left[\left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 \right] + \\
& \mu_t \cdot \left[\left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right] \tag{3.19}
\end{aligned}$$

Nas equações (3.14), (3.15) e (3.18), os fatores f_1 , f_2 e f_μ são função do modelo de turbulência de baixo número de Reynolds e foram acrescentados para modificar as constantes C_1 , C_2 e C_μ , de forma que esses fatores tendem para 1, quando se tem altos números de Reynolds. Os termos D_K e E_K foram acrescentados para melhor representar o comportamento junto às paredes⁽³⁹⁾, pois permitem que se utilize a condição de contorno $\varepsilon = 0$ na parede. Estes termos tendem para zero para altos números de Reynolds (regiões afastadas das paredes).

Nas Tabelas 3.2, 3.3 e 3.4 são apresentados os parâmetros, que são função do modelo de turbulência, das equações da energia cinética de turbulência, da taxa de dissipação da energia cinética de turbulência e da viscosidade turbulenta, para alguns destes modelos. Na Tabela 3.4 é colocada ainda a condição de contorno relativa ao valor de ε junto à parede. Os modelos apresentados são o de alto número de Reynolds de Launder e Spalding, e os de baixo número de Reynolds de Launder e Sharma, Jones e Launder, e Hoffman.

Tabela 3.2 - Parâmetros para os modelos de turbulência - parte I^(34,39,40).

Modelo de Turbulência	C_1	C_2	C_μ	σ_K	σ_ε
Launder e Spalding	1,44	1,92	0,09	1,0	1,3
Launder e Sharma	1,44	1,92	0,09	1,0	1,3
Jones e Launder	1,45	2,00	0,09	1,0	1,3
Hoffman	1,81	2,00	0,09	2,0	3,0

Tabela 3.3 - Parâmetros para os modelos de turbulência - parte II^(34,39,40).

Modelos de turbulência	f_1	f_2	f_μ
<i>Lauder e Spalding</i>	1,0	1,0	1,0
<i>Lauder e Sharma</i>	1,0	$1,0 - 0,3 \cdot e^{-Re_t^2}$	$e^{\left(\frac{-3,4}{\left(1,0 + \frac{Re_t}{50}\right)^2}\right)}$
<i>Jones e Lauder</i>	1,0	$1,0 - 0,3 \cdot e^{-Re_t^2}$	$e^{\left(\frac{-2,5}{\left(1,0 + \frac{Re_t}{50}\right)}\right)}$
<i>Hoffman</i>	1,0	$1,0 - 0,3 \cdot e^{-Re_t^2}$	$e^{\left(\frac{-1,75}{\left(1,0 + \frac{Re_t}{50}\right)}\right)}$

Tabela 3.4 - Parâmetros para os modelos de turbulência - parte III^(34,39,40).

Modelos de turbulência	D_K	E_K	C.C.*
<i>Lauder e Spalding</i>	0,0	0,0	—
<i>Lauder e Sharma</i>	$2 \cdot \frac{\mu_l}{\rho} \cdot \sum \left(\frac{\partial \sqrt{K}}{\partial x_i}\right)^2$	$2 \cdot \frac{\mu_l \cdot \mu_t}{\rho} \cdot \sum \sum \left(\frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j^2}\right)^2$	0,0
<i>Jones e Lauder</i>	$2 \cdot \frac{\mu_l}{\rho} \cdot \sum \left(\frac{\partial \sqrt{K}}{\partial x_i}\right)^2$	$2 \cdot \frac{\mu_l \cdot \mu_t}{\rho} \cdot \sum \sum \left(\frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j^2}\right)^2$	0,0
<i>Hoffman</i>	$\mu_l \cdot \sum \left(\frac{1}{dp_i} \cdot \frac{\partial \sqrt{K}}{\partial x_i}\right)$	0,0	0,0

* valor para ε junto à parede.

Na Tabela 3.4, dp_i é a distância até a parede mais próxima na direção i .

Na equação (3.16) de conservação das espécies químicas aparecem os termos de concentração no sólido e no líquido (C_s e C_l). Para o cálculo destas concentrações foram desenvolvidas várias equações. Entre estas podem-se citar: a regra da alavanca^(29,36,41,42), que supõe um equilíbrio termodinâmico local (equação (3.20)); a equação de Scheil^(28,41,43) (equação (3.21)), que supõe que não há difusão na fase sólida; e a equação de Brody-Flemings^(41,44) (equação (3.22)), que leva em consideração a difusão na fase sólida.

$$C_l = \frac{C}{(1 - f_s) + k_p \cdot f_s} \quad (3.20)$$

$$C_l = C \cdot (1 - f_s)^{k_p - 1} \quad (3.21)$$

$$C_l = C \cdot \left[1 - (1 - 2 \cdot \alpha \cdot k_p) \cdot f_s \right]^{\frac{k_p - 1}{1 - 2 \cdot \alpha \cdot k_p}} \quad (3.22)$$

3.4.2.3 - Modelos matemáticos para o distribuidor

Os modelos matemáticos para o distribuidor são modelos de escoamento turbulento tridimensionais, que permitem o cálculo dos perfis de velocidades e temperatura no distribuidor. Eles utilizam basicamente as equações (3.9) a (3.15), excluindo os termos relativos à solidificação do material. Em termos das condições de contorno, tem-se que, na superfície livre e nos planos de simetria, os componentes de velocidade e os gradientes de todas as outras variáveis que são normais aos planos foram considerados iguais a zero. Os valores de K e \mathcal{E} no jato de entrada do distribuidor são^(9,31,33):

$$K_{in} = 0,01 \cdot u_{in}^2 \quad (3.23)$$

$$\mathcal{E}_{in} = \frac{K_{in}^{1,5}}{R_{noz}} \quad (3.24)$$

onde:

u_{in} = velocidade de entrada do metal líquido no distribuidor;

R_{noz} = raio da válvula de entrada.

Joo et alii^(10,33) aplicaram as equações acima para simulação do escoamento em um distribuidor operando em estado estacionário. O modelo de turbulência usado foi o de alto número de Reynolds de Jones e Launder. Nas equações (3.14) e (3.15) foi utilizado o coeficiente $(\mu_l + \mu_t/\sigma_\epsilon)$ ao invés de (μ_t/σ_ϵ) . Foi acrescentado ainda um modelo de remoção de inclusões. Esse modelo admite que as inclusões ascendem no líquido com uma velocidade determinada pela lei de Stokes. Para a solução das equações foi utilizado o software METFLO3D.

Neste trabalho também foi utilizado um modelo a frio em escala 1:1, com água no lugar do aço e microesferas ocas de vidro no lugar de inclusões, para se checar a adequação do modelo.

Com base nos resultados desse trabalho, e de outros também relativos ao modelamento do distribuidor^(10,33,45), os autores chegaram às seguintes conclusões:

- o modelo desenvolvido é adequado para simular o equipamento;
- é importante considerar a convecção térmica natural;
- a utilização de diques ("dams") e barreiras ("weirs") permite uma redução significativa das inclusões maiores que 50 μm , sendo a barreira um elemento crítico.

Yeh et alii⁽⁹⁾ também modelaram o escoamento num distribuidor operando em estado estacionário, mas consideraram o sistema isotérmico, assim não foi utilizada a equação de conservação de energia. Foi utilizado o modelo de turbulência de alto número de Reynolds de Launder e Spalding. Foi feito ainda o cálculo da configuração da superfície do líquido no distribuidor utilizando a técnica SOLA-SURF.

Neste trabalho também foi feito um modelo a frio em escala 1:1. Para analisar a questão das inclusões, foi feita a injeção de um sal solúvel e o acompanhamento de sua concentração com o tempo. Considerou-se que um maior tempo médio de residência do

sal solúvel corresponde a um maior tempo de residência do metal no distribuidor e a uma maior remoção de inclusões. Foram testadas diferentes configurações de diques e barreiras neste modelo a frio e os resultados foram comparados com os do modelo. Os resultados do modelo reproduziram razoavelmente os resultados experimentais.

Chen et alii⁽³¹⁾ desenvolveram um modelo matemático para o distribuidor, utilizando equacionamento similar ao de Joo et alii⁽³³⁾. Este trabalho estava voltado para a transição entre duas composições diferentes. Foi utilizado o software FLUENT, que utiliza o procedimento SIMPLE ("semi-implicit method for pressure linked equations") para a realização dos cálculos. Para a simulação da transição, em que o nível do metal no distribuidor é variável e que não é comportado pelo software, foram feitas diversas simulações. Em cada uma dessas simulações é analisado um período da transição e o nível do metal no distribuidor varia de simulação para simulação, mas é mantido constante durante uma simulação. Exemplificando, se num período da transição o nível de metal variou de 45 a 53cm, a simulação usará um valor médio de 49cm. Os autores entendem que os erros decorrentes desta aproximação são pequenos.

As conclusões do trabalho são:

- barreiras e diques são úteis tanto para a remoção de inclusões, quanto para redução do misturamento de materiais com composições diferentes, pois induzem um fluxo em escoamento pistão, ou seja, um fluxo em que não há um misturamento longitudinal e em que qualquer parcela do fluido tem o mesmo tempo de residência;
- quando se faz a transição entre duas composições, a manutenção de um baixo nível de metal no distribuidor permite uma menor perda de metal fora de especificação.

3.4.2.4 - Modelos matemáticos para a máquina de lingotamento contínuo

Os modelos matemáticos para a máquina de lingotamento contínuo são modelos de escoamento turbulento tridimensionais, que permitem o cálculo dos perfis de velocidades e temperatura no equipamento, assim como a espessura da camada de metal solidificado. São utilizadas basicamente as equações (3.9) a (3.16). A equação (3.16), de conservação das espécies químicas, permite o estudo da macrosegregação na peça

lingotada. Em termos das condições de contorno, tem-se que, na superfície livre e nos planos de simetria, os componentes de velocidade e os gradientes de todas as outras variáveis que são normais aos planos são considerados iguais a zero. Tem-se ainda, como condições de contorno, equações para o fluxo de calor, que variam conforme a posição na máquina de lingotamento contínuo.

Os modelos matemáticos para a máquina de lingotamento contínuo fazem em geral as seguintes considerações^(28,29):

- a curvatura do veio pode ser desprezada;
- durante a solidificação prevalece um equilíbrio termodinâmico local;
- o aço se comporta como um fluido newtoniano incompressível;
- o calor da transformação δ - γ é desprezível;
- o veio não sofre deformação;
- a estrutura do aço solidificado é dendrítica e não há formação de poros.

Na região pastosa, as velocidades são dadas por⁽²⁸⁾:

$$u = u_s \cdot f_s + u_l \cdot f_l \quad (3.25)$$

As velocidades v e w são calculadas de forma equivalente.

Yang et alii⁽²⁸⁾ utilizaram um modelo tridimensional de escoamento turbulento com o modelo de turbulência de alto número de Reynolds de Launder e Spalding para o lingotamento contínuo. A solução do equacionamento utilizou o algoritmo SIMPLER.

Como conclusão foi posto que:

- o modelo foi considerado parcialmente validado, já que os perfis de temperatura e espessura da camada solidificada apresentaram boa concordância com valores medidos;
- o perfil da camada solidificada é influenciado tanto pelo padrão de fluxo do aço, como pelas condições térmicas de contorno;
- as variações de densidade devido às variações de concentração têm um grande efeito sobre a redistribuição do soluto;

- o carbono tende a segregar mais que silício e manganês.

As limitações deste modelo são:

- o modelo de turbulência de alto número de Reynolds não descreve de forma adequada o fluxo na região pastosa;
- a equação de conservação de espécies químicas apresenta incorreções, conforme está apresentada. Os quarto, quinto e sexto termos de transporte por difusão na equação (3.16) não apresentam as diferenciais de $(C_l - C)$ em relação à posição;
- a extensão modelada é de apenas 4 m, o que não permite uma avaliação adequada da macrosegregação.

Aboutalebi et alii⁽²⁹⁾ utilizaram um modelo bidimensional de escoamento turbulento com o modelo de turbulência de baixo número de Reynolds de Launder e Sharma. O procedimento de solução numérica foi o algoritmo SIMPLER.

As conclusões do trabalho foram as seguintes:

- um aumento na velocidade de lingotamento leva a um aumento na região de recirculação, assim como na profundidade do poço líquido;
- os efeitos de turbulência são mais significativos na região do molde, mas se sentem além desta região;
- no caso de uma peça de seção retangular, o modelo subestima a espessura da camada solidificada, devido à utilização de um modelo bidimensional;
- a segregação de carbono prevista pelo modelo está consistente com os resultados experimentais;
- um aumento no teor de carbono leva a uma menor segregação central de carbono.

Além da limitação do uso do modelo bidimensional, pode-se acrescentar ainda:

- o modelo pressupõe que a alimentação entra verticalmente no molde;
- a extensão modelada é de apenas 3 m;
- na avaliação da segregação do carbono, considerou-se a difusividade do carbono no Fe- γ igual à no Fe- δ .

Outro modelo matemático para o lingotamento contínuo foi produzido por Thomas et alii⁽³⁷⁾. Trata-se de um modelo bidimensional de escoamento turbulento com o modelo de turbulência de alto número de Reynolds de Launder e Spalding. Os autores estavam focados na distribuição de velocidades no molde, considerando que isso é importante para a distribuição de inclusões no aço. Assim o modelo utilizado é isotérmico e não considera a solidificação do aço. Além disso, os modelos da válvula de alimentação e do molde são tratados separadamente. As variáveis tratadas foram: largura da abertura da válvula, ângulo da abertura da válvula, profundidade da abertura da válvula, velocidade de lingotamento, largura do molde. Paralelamente foi feito um modelo a frio para checar a validade do modelo matemático.

Algumas das conclusões deste trabalho são:

- o modelo reproduz o padrão global de fluxo no molde, incluindo o ângulo do jato de fluido, as zonas de recirculação, e o ponto de incidência do jato de aço na face mais estreita;
- uma zona de recirculação é formada na parte superior da abertura da válvula, o que reduz sua altura efetiva pela metade, aumentando a velocidade e a turbulência;
- o ângulo efetivo de entrada do jato no molde está direcionado mais para baixo do que o ângulo nominal da abertura da válvula. Por exemplo, para um ângulo de 30° para cima da abertura da válvula, tem-se um fluxo saindo da válvula ligeiramente para baixo;
- o padrão de recirculação na parte superior do molde é pouco influenciado pela velocidade de lingotamento;
- os parâmetros de turbulência, K e ε , são significativamente afetados pela velocidade de lingotamento, mas o ângulo efetivo do jato praticamente não é afetado pela velocidade de lingotamento;
- consegue-se melhor eficiência computacional fixando os valores de K e ε na entrada do que fazendo seus gradientes iguais a zero na entrada.

Prescott e Incropera⁽³²⁾ procuraram estudar o efeito da agitação eletromagnética sobre o fluxo do líquido durante a solidificação de uma liga metálica. Prescott e Incropera

utilizaram um modelo de escoamento turbulento com o modelo de turbulência de baixo número de Reynolds de Jones e Launder.

Em termos de equacionamento, tem-se o acréscimo de um termo relativo às forças de Lorentz nas equações de conservação de momentum. Como o efeito térmico da agitação eletromagnética é desprezível, a equação de conservação de energia não sofre alteração.

O trabalho conclui que a turbulência induzida pela agitação eletromagnética tem um efeito significativo, reduzindo as variações de temperatura e de concentração no líquido.

Li e Tsukihashi⁽⁴⁶⁾ desenvolveram um modelo matemático para o lingotamento contínuo com a aplicação de um campo magnético estático na região central do molde. Foi utilizado um modelo tridimensional de escoamento com o modelo de turbulência de alto número de Reynolds de Launder e Spalding. O procedimento de solução numérica foi o algoritmo SIMPLEC. O comprimento simulado foi de 2m.

Os resultados deste modelo indicam que a aplicação do campo magnético reduz o misturamento do aço na região inferior do molde. No caso da transição entre dois tipos de aço, ela permite uma redução de 50% no comprimento de transição.

Takatani et alii⁽⁴⁷⁾ também desenvolveram um modelo matemático para o lingotamento contínuo com a aplicação de um campo magnético estático na região do molde. Os resultados deste modelo indicaram, como no caso do modelo anterior, que a aplicação do campo magnético reduz o misturamento do aço na região inferior do molde. O modelo indicou ainda que o gradiente de temperatura na superfície do metal no molde é maior quando se tem a aplicação do campo magnético.

Trindade⁽⁴⁸⁾ desenvolveu um modelo matemático para o lingotamento contínuo com o uso de um agitador eletromagnético no molde. Com o uso do agitador eletromagnético foi observado um aumento do fluxo de calor do fluido para a casca solidificada, ocasionando uma queda de temperatura do banho metálico. Observou-se ainda que o agitador eletromagnético propicia um aumento da remoção de inclusões. Mesmo com a

agitação eletromagnética, nas condições testadas, não se criaram condições propícias ao arraste de escória.

De forma geral, os modelos anteriormente apresentados não tratam simultaneamente o fenômeno da solidificação e o efeito no escoamento do ângulo da porta da válvula submersa.

3.4.3 - Modelos matemáticos para remoção de inclusões

Os modelos matemáticos para a remoção de inclusões pressupõem que as inclusões não influenciam o fluxo de metal líquido, de forma que a determinação da distribuição de inclusões requer a determinação "a priori" dos perfis de velocidades e temperatura.

Joo et alii⁽³³⁾ utilizaram um modelo que leva em conta apenas a flotação de inclusões. O cálculo da concentração de inclusões é feito por faixa de tamanho. A equação do modelo é a seguinte:

$$\frac{\partial(\rho \cdot C)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot C \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot C \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial[\rho \cdot C \cdot (u - u_{st})]}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\Gamma_{eff,C} \cdot \frac{\partial C}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\Gamma_{eff,C} \cdot \frac{\partial C}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\Gamma_{eff,C} \cdot \frac{\partial C}{\partial z} \right) \quad (3.26)$$

onde:

$$\Gamma_{eff,C} = \frac{\mu_l}{Sc} + \frac{\mu_t}{Sc_t} \quad (3.27)$$

$$u_{st} = \frac{\Delta\rho \cdot g \cdot d^2}{18 \cdot \mu_l} \quad (3.28)$$

d = diâmetro da inclusão;

$\Delta\rho$ = diferença de densidades entre a inclusão e o aço .

A velocidade da inclusão é dada pela combinação das velocidades do fluido e da velocidade terminal de Stokes(u_{st}).

A determinação da distribuição de inclusões no distribuidor requer a determinação "a priori" dos perfis de velocidades e temperatura.

Outro modelo, que se assemelha ao de Joo et alii, é o de Aboutalebi et alii⁽²⁹⁾. Este modelo considera também apenas a flotação das inclusões, mas agrega à massa da inclusão uma massa de metal aderida à sua superfície. A distribuição de inclusões também é dada pela equação (3.26). A predição da trajetória das inclusões é obtida pelas equações (3.29) e (3.30). A primeira representa a velocidade vertical e a segunda representa a velocidade horizontal:

$$(\rho_p + C_A \cdot \rho) \cdot \frac{du_p}{dt} = g \cdot (\rho_p - \rho) - \frac{3}{4} \cdot C_d \cdot \rho \cdot (u_p - u) \cdot \frac{|U_R|}{d_p} \quad (3.29)$$

$$(\rho_p + C_A \cdot \rho) \cdot \frac{dw_p}{dt} = -\frac{3}{4} \cdot C_d \cdot \rho \cdot (w_p - w) \cdot \frac{|U_R|}{d_p} \quad (3.30)$$

onde:

$$U_R = \sqrt{(u_p - u)^2 + (w_p - w)^2} \quad (3.31)$$

C_A = coeficiente que representa a massa de metal líquido aderida à inclusão. Nesse estudo tomou-se o valor de 0,5.

$$C_d = \frac{24}{\text{Re}_p} \quad 10^{-3} < \text{Re}_p < 2 \quad (3.32)$$

$$C_d = \frac{18,5}{\text{Re}_p^{0,6}} \quad 2 \leq \text{Re}_p \leq 500 \quad (3.33)$$

$$C_d = 0,44 \quad 500 < \text{Re}_p \leq 2 \cdot 10^5 \quad (3.34)$$

$$C_d = 0,09 \quad \text{Re}_p > 2 \cdot 10^5 \quad (3.35)$$

O modelo assume que as inclusões são esféricas e sólidas. O termo à esquerda da igualdade nas equações (3.29) e (3.30) representa a influência do peso da inclusão mais o líquido aderido a ela. O último termo nas duas equações representa a influência da

força de arraste viscosa devida ao movimento relativo entre a inclusão e o líquido. O primeiro termo à direita da igualdade na equação (3.29) representa a influência da força de flotação devida à massa de líquido deslocada pela inclusão.

Os autores concluíram que partículas de inclusões pequenas têm maior chance de serem incorporadas pelo material em solidificação e que a profundidade da válvula não tem efeito significativo sobre a trajetória das partículas.

Um modelo de remoção de inclusões, que foi desenvolvido para um reator RH, é apresentado por Miki et alii⁽⁴⁹⁾. Este modelo procura levar em conta: flotação das inclusões, coagulação de inclusões por colisão, carreamento de inclusões por bolhas de gás e remoção das inclusões. O modelo dá a distribuição de tamanho das inclusões no reator com o tempo.

O equacionamento é o seguinte:

$$\frac{df(r_k)}{dt} = \frac{1}{2} \cdot \sum_{i=1}^{i=k-lc=k-1} \sum_{c=1} f(r_i) \cdot f(r_c) \cdot W(r_i, r_c) - \sum_{i=1}^{i \max} f(r_i) \cdot f(r_k) \cdot W(r_i, r_k) - S \quad (3.36)$$

Com a restrição :

$$r_k^3 = r_i^3 + r_c^3 \quad (3.37)$$

A equação (3.36) é um balanço de massa das inclusões de tamanho r , onde $f(r)$ representa a fração de inclusões de tamanho r . Seus componentes são:

- taxa de formação de inclusões por colisão;
- taxa de eliminação de inclusões por colisão;
- taxa de eliminação de inclusões por flotação.

$$W = W_i + W_s \quad (3.38)$$

onde:

W_i = taxa de colisão de inclusões em redemoinhos de turbulência;

W_s = taxa de colisão de Stokes.

$$W_i(r_i, r_j) = 1,3 \cdot \alpha_c \cdot (r_i + r_j)^3 \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\nu_c} \right)^{0,5} \quad (3.39)$$

onde:

$$\alpha_c = C_1 \cdot \log N + C_2 \quad (3.40)$$

$$N = \frac{6 \cdot \pi \cdot \mu \cdot (r_i + r_j)^3 \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot \varepsilon}{15 \cdot \pi \cdot \nu_c}}}{A} \quad (3.41)$$

onde:

A = constante de Hamaker = $0,45 \times 10^{-20}$ J ;

ν_c = viscosidade cinemática.

$$W_s(r_i, r_j) = \frac{2 \cdot \pi \cdot \Delta\rho \cdot g}{9 \cdot \mu} \cdot (r_i + r_j)^3 \cdot |r_i - r_j| \quad (3.42)$$

onde:

$\Delta\rho$ = diferença de densidades entre o aço líquido e as inclusões.

$$S = \frac{f(r) \cdot v_t}{L} \quad (3.43)$$

$$v_t = \frac{2 \cdot g \cdot \Delta\rho \cdot r^2}{9 \cdot \mu} \quad (3.44)$$

onde:

L = altura de aço líquido no reator.

No caso de se ter injeção de argônio deve-se acrescentar um termo para a taxa de remoção de inclusões pelas bolhas de argônio. Thomas et alii⁽⁵⁾ estudaram a remoção de inclusões por bolhas de gás na válvula usada para a transferência do aço líquido do distribuidor para o molde. O equacionamento é o seguinte:

$$S_b = U \cdot \sum m(a_i) \cdot \pi \cdot b_i^2 \quad (3.45)$$

onde:

S_b = taxa de incorporação de inclusões pelas bolhas;

U = velocidade da bolha relativamente ao aço;

$m(a_i)$ = concentração de inclusões de raio a_i ;

b_i = distância crítica de incorporação de inclusões de raio a_i .

Para o cálculo de b_i , toma-se o cálculo das linhas de fluxo em torno das inclusões:

$$\psi = \frac{1}{2} \cdot U \cdot r^2 \cdot \text{sen}^2 \theta \cdot \left(1 - \frac{R^3}{r^3} \right) \quad (3.46)$$

onde:

R = raio da bolha;

r, θ = coordenadas polares, sendo $r = 0$ no centro da bolha e $\theta = 0$ na direção de U .

Assumindo $\theta = \pi/2$ e $r = l_i = R + a_i$, calcula-se ψ e y_b .

$$y_b = r \cdot \sqrt{\frac{l_i^2 - \frac{R^3}{l_i}}{r^2 - \frac{R^3}{r}}} \quad (3.47)$$

onde a_i é o raio da inclusão e y_b é a distância entre a linha que passa pelo centro da bolha e é paralela ao vetor velocidade da bolha e a linha de fluxo.

Mantendo ψ constante e aumentando o valor de r , o valor de y_b tende para b_i , que é a distância entre a linha que passa pelo centro da bolha e é paralela ao vetor velocidade da bolha e a linha de fluxo na região de fluxo não afetado pela bolha.

Neste trabalho concluiu-se que inclusões maiores que 5 μm são eliminadas preferencialmente por flotação, enquanto inclusões menores que 5 μm são eliminadas preferencialmente por colisão.

Thomas et alii⁽⁵⁾ estudaram a remoção de inclusões por bolhas de gás na válvula usada para a transferência do aço líquido do distribuidor para o molde. Trata-se do mesmo modelo utilizado por Miki et alii⁽⁴⁹⁾ para o carreamento de inclusões por bolhas de gás.

3.4.4 - Modelos matemáticos para a transferência de calor nas paredes do molde

No modelamento matemático do lingotamento contínuo faz-se uso normalmente de equações empíricas para representar a perda de calor do veio para as paredes do molde. Em geral são equações que relacionam o fluxo de calor com o tempo de residência no molde (ou altura no molde), ou ainda perfis de fluxo de calor ou do coeficiente de transferência de calor ao longo da altura do molde.

Foi realizada uma série de trabalhos visando conhecer melhor e modelar essa transferência de calor do veio para o molde e do molde para a água de refrigeração.

Samarasekera e Brimacombe^(12,13) estudaram o efeito de uma série de parâmetros sobre os perfis térmicos na parede do molde. Para o equacionamento foi empregada a equação de conservação de energia na forma bidimensional devido à falta de dados sobre o fluxo de calor na região das quinas dos moldes. A equação é a seguinte:

$$\frac{k}{\rho \cdot C_p} \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.48)$$

Nas condições de contorno desprezaram-se as perdas de calor pelo topo e pelo fundo do molde. Assim tem-se basicamente o fluxo de calor do veio para a parede, e da parede para a água de resfriamento. Na parede quente acima do menisco, a parede transfere calor para o ambiente por radiação e convecção, enquanto abaixo do menisco, o veio transfere calor para a parede, sendo o fluxo de calor função da posição no molde.

No primeiro trabalho⁽¹³⁾ os autores consideraram estado estacionário e admitiram que não há vaporização da água junto à face fria.

Na Figura 3.13 é apresentado um perfil típico de temperatura numa parede de molde. Observa-se que tem-se uma região quente próxima ao menisco onde o fluxo de calor é máximo. Pelas curvas de temperatura conclui-se que o fluxo de calor, além de ir através da parede para a água de resfriamento, também é direcionado para a região superior do molde.

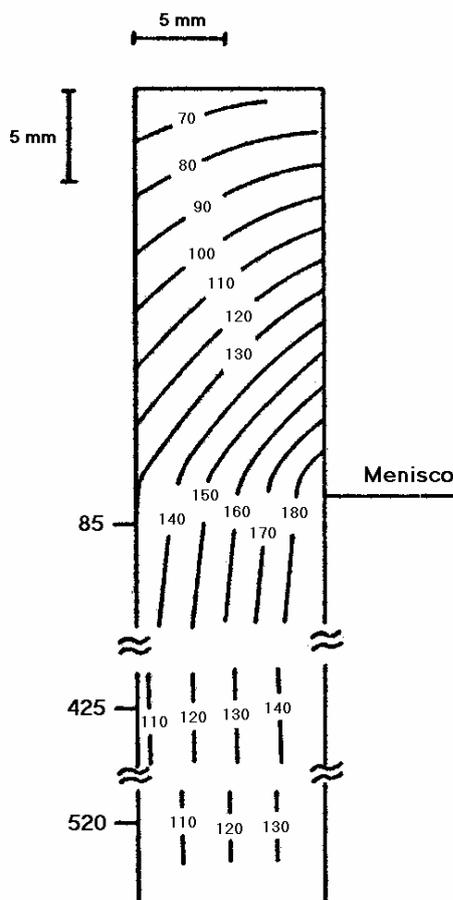


Figura 3.13 - Perfil térmico na parede do molde de um tarugo.

No segundo trabalho⁽¹²⁾ os autores se concentraram no efeito da vaporização da água na face fria e na avaliação da distorção do molde. A vaporização da água nos canais de água de resfriamento é prejudicial ao processo, pois reduz a transferência de calor da parede para a água, e caracteriza-se por uma oscilação da temperatura da parede. Isto se deve ao fato de, no ponto onde ocorre a vaporização da água, o fluxo de calor diminuir, causando uma redução na temperatura da água. Com a redução da temperatura, cessa a vaporização, o fluxo de calor aumenta e a temperatura aumenta até que se tenha a vaporização da água. Assim tem-se um fenômeno que é cíclico e explica a oscilação da temperatura na superfície da parede.

Mahapatra et alii⁽⁵⁰⁾ apresentam um modelo matemático para os perfis de temperatura nas paredes do molde. Pode-se dizer que este trabalho é uma sequência daquele de

Samarasekera e Brimacombe⁽¹³⁾. Samarasekera e Brimacombe trataram o problema com um modelo bidimensional. Mahapatra et alii utilizaram um modelo tridimensional, com um formato que se aproxima mais daquele de uma parede de molde. Uma limitação que permanece é que ele considera que o fluxo de calor não varia transversalmente no molde. Neste trabalho os autores compararam a abordagem tridimensional com a abordagem bidimensional, e concluíram que é importante usar o modelo tridimensional se se deseja um modelo que permita uma análise mais detalhada do processo.

Ridolfi et alii⁽⁵¹⁾ desenvolveram um modelo para a transferência de calor no espaço entre o molde e o veio. Foi proposta a seguinte equação para avaliação do fluxo de calor entre o molde e o veio:

$$q = \frac{T_s - T_{mol}}{\frac{d_a}{k_a} + \frac{d_s}{k_{ps}} + \frac{d_l}{k_{pl}} + \frac{d_0}{k_0}} + \frac{m^2 \cdot \sigma_B \cdot (T_s^4 - T_{mol}^4)}{0,75 \cdot a_a \cdot (d_l + d_s) + \frac{1}{\epsilon_s} + \frac{1}{\epsilon_m} - 1} \quad (3.49)$$

onde:

T_s = temperatura da superfície do aço;

T_{mol} = temperatura da superfície do molde de cobre;

d_a = espessura efetiva da camada de ar;

d_s = espessura da camada de pó fluxante sólido;

d_l = espessura da camada de pó fluxante líquido;

d_0 = espessura efetiva das marcas de oscilação;

k_a = condutividade térmica do ar;

k_{ps} = condutividade térmica do pó fluxante sólido;

k_{pl} = condutividade térmica do pó fluxante líquido;

k_0 = condutividade térmica efetiva do material nas marcas de oscilação;

a_a = coeficiente de absorção;

m = índice de refração do pó fluxante;

ϵ_s = emissividade do aço;

ϵ_m = emissividade do cobre.

Foram consideradas duas componentes: uma de radiação e outra de condução. A de condução, por sua vez, tem quatro resistências: uma relativa à camada de ar, uma relativa à camada de pó fluxante sólido, uma relativa à camada de pó fluxante líquido, e uma relativa às marcas de oscilação.

Stone e Thomas⁽⁵²⁾ apresentam um modelo para o fluxo de calor através da camada entre o veio e a parede do molde que é bastante similar ao de Ridolfi et alii⁽⁵¹⁾. O valor do fluxo de calor entre o molde e o veio é estimado através da seguinte relação:

$$q = \frac{T_s - T_{mol}}{\frac{d_a}{k_a} + \frac{d_s}{k_{ps}} + \frac{d_l}{k_{ol}} + \frac{d_0}{k_0}} + \frac{m^2 \cdot \sigma_B \cdot (T_s^4 - T_{mol}^4)}{0,75 \cdot a_a \cdot d_{gap} + \frac{1}{\epsilon_s} + \frac{1}{\epsilon_m} - 1} \quad (3.50)$$

onde d_{gap} é a distância entre o veio e a parede do molde.

A única diferença é que onde Stone e Thomas utilizam d_{gap} , Ridolfi et alii utilizam $(d_s + d_l)$.

Para o coeficiente de absorção, a_a , é apresentada a seguinte equação⁽⁵²⁾:

$$a_a = 910 \cdot \%FeO \quad (3.51)$$

onde a é dado em m^{-1} . Essa expressão é válida para materiais vítreos. Para materiais cristalinos, este coeficiente pode atingir valores da ordem de $100000 m^{-1}$.

Os valores de emissividade do cobre e do aço estariam em torno de $0,9^{(52)}$.

A espessura efetiva das marcas de oscilação, d_0 , é dada por⁽⁵²⁾:

$$d_0 = \frac{0,5 \cdot L_{mark} \cdot d_{mark}}{\left(L_{pitch} - L_{mark} \right) \cdot \left(1 + 0,5 \cdot \frac{d_{mark}}{d_s + d_l} \cdot \frac{k_f}{k_{mark}} \right) + L_{mark}} \quad (3.52)$$

onde:

d_{mark} = profundidade máxima das marcas de oscilação;

k_f = condutividade térmica efetiva do restante do "gap";

k_{mark} = condutividade térmica efetiva das marcas de oscilação;

L_{pitch} = razão entre a velocidade de lingotamento e a frequência de oscilação;

L_{mark} = espessura das marcas de oscilação.

A condutividade térmica efetiva das marcas de oscilação é a do pó fluxante líquido ou a do ar, em função da temperatura da superfície do aço e do consumo de pó fluxante.

As equações (3.49) e (3.50) permitem verificar a importância da conicidade do molde, assim como das propriedades dos pós fluxantes sobre o fluxo de calor no molde.

3.4.5 - Modelos matemáticos para a transição entre dois tipos de aço no processo de lingotamento contínuo

O equacionamento apresentado anteriormente tanto para o distribuidor, quanto para a máquina de lingotamento contínuo, permite o cálculo dos perfis de velocidade, de temperatura e de concentração dos elementos nestes equipamentos numa situação de transição. Isto foi feito por Huang e Thomas⁽⁵³⁾. Eles utilizaram um modelo tridimensional de escoamento turbulento com o modelo de turbulência de alto número de Reynolds de Launder e Spalding.

Este trabalho permitiu-lhes chegar às seguintes conclusões:

- o modelo desenvolvido permite reproduzir os resultados experimentais quando se faz a transição entre aços com composições químicas diferentes;
- o comprimento da placa onde se tem um teor intermediário (comprimento fora de especificação) depende principalmente da espessura da placa, e é praticamente independente da largura da placa;
- um aumento na velocidade de lingotamento leva a um pequeno aumento no comprimento fora de faixa;
- o projeto da válvula submersa afeta a mistura dos tipos de aço na superfície da placa, mas não afeta a mistura no interior da placa;
- o comportamento de mistura dos diferentes elementos é aproximadamente igual, pois o transporte de massa do soluto é dominado pela turbulência;

- a partir de 3m após o menisco, o fluxo convectivo e a difusão de massa podem ser razoavelmente reproduzidos por um modelo unidimensional.

Com base nos resultados obtidos nesse trabalho, Huang e Thomas⁽⁵⁴⁾ desenvolveram um modelo simplificado que permite a avaliação da localização e do tamanho do comprimento fora de faixa numa situação de transição entre dois tipos de aço. Esse modelo se subdivide em três partes:

- misturamento no distribuidor;
- misturamento no núcleo líquido do veio;
- solidificação.

O submodelo de misturamento no distribuidor é composto de seis zonas, conforme mostrado na Figura 3.14: duas zonas com escoamento pistão, duas zonas de misturamento e duas zonas mortas. Nesse modelo, nas zonas com escoamento pistão não há misturamento do material. O material mais novo que entra, empurra o material mais velho. Na zona de misturamento, há o misturamento completo do material, de forma que a concentração é a mesma dentro dessa zona. Na zona morta, não há fluxo de material. O fluxo que vem da panela entra na primeira zona com escoamento pistão. Em seguida o fluxo se divide, indo uma parte para a primeira zona morta e a outra para a primeira zona de misturamento. Daí passa-se para a segunda zona de misturamento. Nesse ponto o fluxo divide-se, indo uma parte para a segunda zona morta e a outra para a segunda zona com escoamento pistão. A reprodução de um distribuidor é feita através da seleção adequada das frações volumétricas de cada uma dessas zonas.

Adicionalmente, considera-se que a soma das frações de volume das zonas de escoamento pistão permanece constante ao longo do tempo. O mesmo vale para a soma das frações de volume das zonas de misturamento e, conseqüentemente, para a soma das frações de volume das zonas mortas. A proporção relativa dos volumes entre uma zona e outra é ajustada de forma a levar em conta as variações no volume de aço no distribuidor. Aumentos de volume no distribuidor levam a aumentos de volume apenas nas três primeiras zonas, enquanto reduções de volume no distribuidor levam a reduções de volume apenas nas três últimas zonas.

Com relação a esse submodelo de misturamento, parece pouco realista considerar que as frações de volume em escoamento pistão e volume morto permanecem constantes com uma variação do volume de metal líquido no distribuidor, o que faz com que os resultados do modelo sejam pouco confiáveis.

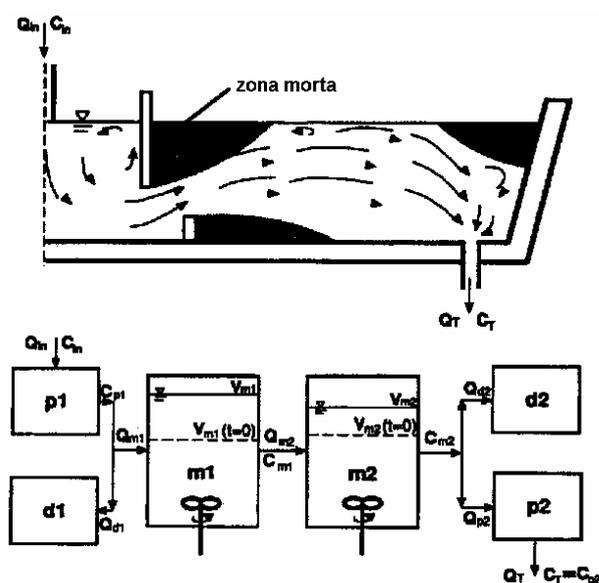


Figura 3.14 - Esquema do submodelo de misturamento no distribuidor.

O equacionamento para as zonas de misturamento é o seguinte:

$$\frac{dC_{m1}}{dt} = \frac{Q_{m1}}{V_{m1}} \cdot (C_{p1} - C_{m1}) \quad (3.53)$$

$$\frac{dC_{m2}}{dt} = \frac{Q_{m2}}{V_{m2}} \cdot (C_{m1} - C_{m2}) \quad (3.54)$$

Nas zonas de escoamento pistão tem-se:

$$C_{p1}(t) = \begin{cases} 0 & \text{para } t \leq \delta t_1 \\ C_{in} & \text{para } t > \delta t_1 \end{cases} \quad (3.55)$$

$$C_{p2}(t) = C_{m2}(t - \delta t_2) \quad (3.56)$$

Para os cálculos de δ_1 e δ_2 , empregam-se as seguintes expressões:

$$\int_{t-\delta_1}^t Q_{p1} \cdot dt = V_{p1}(t) \quad (3.57)$$

$$\int_{t-\delta_2}^t Q_{p2} \cdot dt = V_{p2}(t) \quad (3.58)$$

As vazões de entrada nas diferentes zonas são dadas por:

$$Q_{p1} = Q_{in} \quad (3.59)$$

$$Q_{m1} = Q_{p1} - (Q_{in} - Q_T) \cdot f_{m1} - V_T \cdot \frac{df_{m1}}{dt} \quad (3.60)$$

$$Q_{m2} = Q_{m1} - (Q_{in} - Q_T) \cdot f_{m2} - V_T \cdot \frac{df_{m2}}{dt} \quad (3.61)$$

$$Q_{p2} = Q_{m2} - (Q_{in} - Q_T) \cdot f_{p2} - V_T \cdot \frac{df_{p2}}{dt} \quad (3.62)$$

onde:

C_{in} = concentração adimensional de entrada (igual a 1 para $t > 0$);

C_{p1} = concentração adimensional na saída da primeira zona de escoamento pistão;

C_{p2} = concentração adimensional na saída da segunda zona de escoamento pistão;

C_{m1} = concentração adimensional na saída da primeira zona de misturamento;

C_{m2} = concentração adimensional na saída da segunda zona de misturamento;

V_{p1} = volume da primeira zona de escoamento pistão;

V_{p2} = volume da segunda zona de escoamento pistão;

V_{m1} = volume da primeira zona de misturamento;

V_{m2} = volume da segunda zona de misturamento;

V_T = volume total de aço no distribuidor;

Q_{in} = vazão de entrada no distribuidor;

Q_T = vazão de saída do distribuidor;

Q_{d1} = vazão de entrada na primeira zona morta;

Q_{d2} = vazão de entrada na segunda zona morta;

Q_{p1} = vazão de entrada na primeira zona de escoamento pistão;

Q_{p2} = vazão de entrada na segunda zona de escoamento pistão;

Q_{m1} = vazão de entrada na primeira zona de misturamento;

Q_{m2} = vazão de entrada na segunda zona de misturamento;

f_{p2} = fração volumétrica da segunda zona de escoamento pistão;

f_{m1} = fração volumétrica da primeira zona de misturamento;

f_{m2} = fração volumétrica da segunda zona de misturamento.

O submodelo de misturamento no núcleo líquido do veio se subdivide em 3 zonas, conforme mostrado na figura 3.15: duas zonas de misturamento e uma zona de difusão. Nesse modelo, as três zonas estão em série. Os volumes das zonas de misturamento correspondem aproximadamente aos volumes das regiões de recirculação superior e inferior das máquinas de lingotamento contínuo com válvulas submersas.

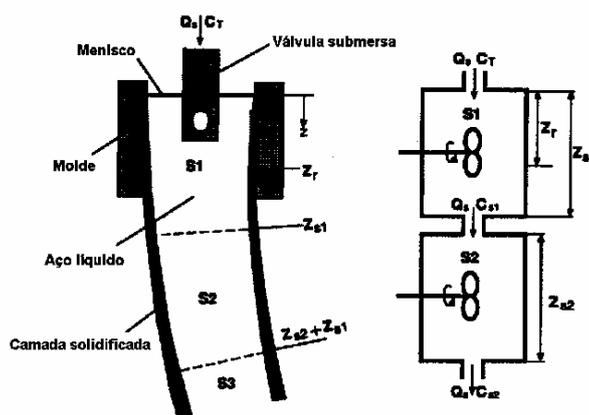


Figura 3.15 - Esquema do submodelo de misturamento no veio.

Nas zonas de misturamento, o equacionamento é similar ao das zonas de misturamento do distribuidor:

$$\frac{dC_{s1}}{dt} = \frac{Q_{s1}}{V_{s1}} \cdot (C_T - C_{s1}) \quad (3.63)$$

$$\frac{dC_{s2}}{dt} = \frac{Q_{s2}}{V_{s2}} \cdot (C_{s1} - C_{s2}) \quad (3.64)$$

Na terceira zona admite-se que o misturamento se dá apenas por difusão. Faz-se uso de uma equação de transferência de massa por difusão unidimensional e transiente. A macrosegregação não é considerada nesse modelo. A equação é a seguinte:

$$\frac{\partial C_{s3}}{\partial t} + v_z \cdot \frac{\partial C_{s3}}{\partial z} = D_{eff} \cdot \frac{\partial^2 C_{s3}}{\partial z^2} \quad (3.65)$$

onde:

C_{s1} = concentração adimensional na primeira zona de misturamento;

C_{s2} = concentração adimensional na segunda zona de misturamento;

C_{s3} = concentração adimensional na zona de difusão;

C_T = concentração adimensional do material que vem do distribuidor;

Q_{s1} = vazão na primeira zona de misturamento;

Q_{s2} = vazão na segunda zona de misturamento;

V_{s1} = volume da primeira zona de misturamento;

V_{s2} = volume da segunda zona de misturamento;

v_z = velocidade do metal líquido.

O coeficiente de difusividade efetiva e a velocidade do metal líquido podem ser obtidos a partir de equações empíricas em função de: velocidade de lingotamento, largura e espessura do veio.

Com o terceiro submodelo calcula-se a distribuição de concentrações na placa de aço, admitindo-se que o misturamento num ponto do veio acontece até que esse ponto se solidifique. Dessa forma, procura-se associar a cada ponto da placa a concentração no veio no momento da solidificação. O equacionamento é o seguinte:

$$C_b(x_p, y_p, z_p) = C(x, y, z, t) \quad (3.66)$$

$$x = x_p \quad (3.67)$$

$$y = y_p \quad (3.68)$$

$$z = \int_{t-t_{sh}}^t v_z \cdot dt \quad (3.69)$$

$$t = t_{sh} - \int_0^{z_p} \frac{dz}{v_z} \quad (3.70)$$

$$t_{sh} = \begin{cases} \left(\frac{S_e}{k_a} \right)^{\frac{1}{n_a}} & \text{para } S_e \leq S_b \\ \left(\frac{S_b}{k_a} \right)^{\frac{1}{n_a}} \cdot \left(1 + \frac{n_b \cdot S_e}{n_a \cdot S_b} - \frac{n_b}{n_a} \right)^{\frac{1}{n_b}} & \text{para } S_e > S_b \end{cases} \quad (3.71)$$

onde:

C_b = concentração adimensional na placa;

t_{sh} = tempo de solidificação de um determinado ponto da placa;

S_e = espessura da camada solidificada.

k_a , S_b , n_a e n_b são constantes empíricas, para as quais foram utilizados os seguintes valores:

$$k_a = 0,003 \text{ m.s}^{-0,5}$$

$$S_b = 0,083 \text{ m}$$

$$n_a = 0,5$$

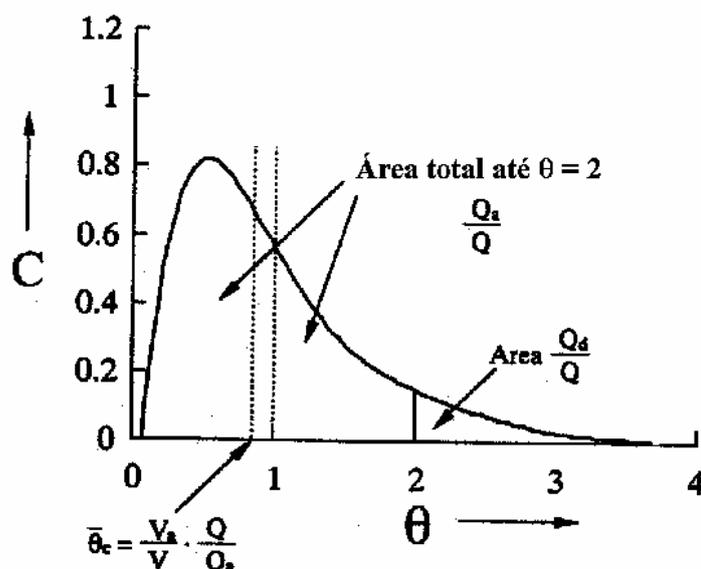
$$n_b = 7,0$$

Cabe observar que o sistema de coordenadas utilizado nesse trabalho é tal que quando se passa da concentração antiga para a concentração nova, passa-se de uma posição com valores positivos para uma posição com valores negativos.

As conclusões do trabalho foram:

- o modelo matemático é preciso e eficiente;
- o submodelo do distribuidor é fácil de calibrar;
- a importância do misturamento no distribuidor em relação ao misturamento no poço líquido do veio está relacionado com o volume de aço num e noutro caso;
- a redução do volume de aço no distribuidor durante a transição entre dois tipos de aço permite a diminuição da quantidade de aço fora de especificação;
- a técnica de separação de teores permite diminuir significativamente a quantidade de aço fora de especificação. Esta técnica consiste na colocação de uma chapa no molde entre os materiais de uma e outra composição, de forma a minimizar o misturamento entre eles.

Sahai e Emi⁽⁵⁵⁾ apresentam uma técnica para avaliação dos volumes em escoamento pistão, de misturamento e morto. Parte-se de uma curva de distribuição de tempo de residência, da qual um exemplo típico é apresentado na Figura 3.16. A concentração C de um traçador injetado no distribuidor é dada na forma adimensional e θ é o tempo



adimensional, onde $\theta = 1$ é o tempo médio de residência.

Figura 3.16 - Curva típica de distribuição de tempo de residência para o fluxo num distribuidor.

Tem-se então:

$$\frac{V_d}{V} = 1 - \frac{Q_a}{Q} \cdot \bar{\theta}_c \quad (3.72)$$

$$\frac{V_p}{V} = \theta_{\min} \quad (3.73)$$

$$\frac{V_m}{V} = 1 - \frac{V_p}{V} - \frac{V_d}{V} \quad (3.74)$$

onde:

V = volume total;

V_d = volume morto;

V_p = volume em escoamento pistão;

V_m = volume de misturamento;

Q_a/Q é a área sob a curva de $\theta = 0$ a $\theta = 2$;

θ_{\min} = tempo, na forma adimensional, em que aparece o primeiro sinal de alteração na concentração na saída do distribuidor.

$$\bar{\theta}_c = \frac{\text{tempo médio de residência para } \theta \text{ de } 0 \text{ a } 2}{\text{tempo médio de residência}} \quad (3.75)$$

Os autores chamam a atenção para o fato da equação (3.72) ser usada com frequência sem o termo Q_a/Q e que isso introduz um erro no cálculo do volume morto.

3.4.6 - Modelos matemáticos para a contração do veio e distorção do molde

Ridolfi et alii⁽⁵¹⁾ modelaram a contração do veio no molde e a distorção do molde devida à variação de temperatura. Para a contração do veio tem-se:

$$d_{Fe} = [TLE(T_{sol}) - TLE(T_{Fe})] \cdot L_m \quad (3.76)$$

onde:

d_{Fe} = contração do veio;

TLE = função de expansão térmica;

L_m = largura da placa;

T_{sol} = temperatura solidus;

T_{Fe} = temperatura média do veio na saída do molde.

Esse modelo considera a contração na região sólida devida à queda da temperatura.

Para a distorção do molde:

$$d_m = (\alpha \cdot T_{init} - \alpha \cdot T_{med} + taper \cdot z_m) \cdot R_m \quad (3.77)$$

onde:

α = coeficiente de expansão térmica do cobre;

T_{init} = temperatura inicial do molde;

T_{med} = temperatura média do molde;

$taper$ = conicidade do molde, dada em m^{-1} ;

R_m = espessura do molde;

z_m = distância do topo do molde.

O modelo considera a contração do cobre e a conicidade do molde.

Este trabalho permitiu concluir que:

- a conicidade dos moldes deve ser maior no topo, e ir diminuindo à medida que se desce no molde;

- uma maior velocidade de lingotamento exigiria uma menor conicidade do molde em sua parte superior;
- um pó fluxante mais viscoso exigiria uma menor conicidade do molde em sua parte superior;
- em linhas gerais, onde o gradiente térmico do veio é maior, a conicidade deve ser maior;
- o teor de carbono do aço e a espessura da placa tendem a afetar pouco a conicidade ideal.

Sediako et alii⁽²⁰⁾ também avaliaram a contração do veio no molde. O modelo apresentado não é claro, mas basicamente existem duas componentes para a contração: uma contração na região sólida devida à queda da temperatura e uma contração na região pastosa devida à mudança de fase. Concluiu-se que na parte superior do molde (até 20cm abaixo do menisco) tem-se uma contração de 1,5 a 2,5%/m e a contração reduz-se à medida que se desce no molde. A contração média global no molde estimada foi de 0,8%/m.

3.5 - Modelos Físicos Para o Distribuidor

Além do modelamento matemático, outra ferramenta para estudo dos processos metalúrgicos é o modelamento físico. Para que o experimento no modelo físico reproduza o processo real devem ser respeitados certos critérios de similaridade: similaridade geométrica, similaridade cinemática e similaridade dinâmica⁽⁵⁶⁾. Similaridade geométrica exige que as dimensões lineares homólogas devem guardar entre si uma razão constante, denominada escala geométrica. Similaridade cinemática exige que as trajetórias de partículas homólogas devem ter curvas semelhantes, tendo a escala geométrica por razão de semelhança, e os comprimentos de trajetórias de partículas homólogas são percorridos em tempos que têm razão constante. Dizem-se dinamicamente semelhantes, movimentos cinematicamente semelhantes para os quais as razões das massas de partículas homólogas são iguais, assim como a razão das forças homólogas que influem no movimento.

A similaridade entre modelo e processo real pode ser verificada através de parâmetros adimensionais. Dentre estes podem-se citar os números de Froude e de Reynolds. O número de Froude representa a razão entre as forças de inércia e de gravidade. Em escoamentos governados principalmente pela gravidade deve-se ter a igualdade entre os números de Froude para o modelo e o processo real. O número de Reynolds representa a razão entre as forças de inércia e de viscosidade. Em escoamentos em que prevalecem as forças de viscosidade deve-se ter a igualdade entre os números de Reynolds para o modelo e o processo real.

No modelamento físico, a água é utilizada para simular o comportamento do aço líquido, por ter uma viscosidade cinemática semelhante à do aço. Este modelamento com água é relativamente barato e permite avaliar como se processa o escoamento de fluidos num reator. Ademais, ele permite ainda a visualização do escoamento do fluido^(9,33,35).

Muitas empresas siderúrgicas utilizam modelos físicos do distribuidor para o estudo do fluxo de aço e do comportamento de inclusões. As simulações em modelo físico envolvem a construção de modelos dos distribuidores com materiais transparentes (por exemplo, acrílico) em tamanho natural^(9,33) ou em escala, geralmente, 1:3⁽⁵⁷⁾. Nestes modelos, a água é utilizada para representar o aço.

Nestes modelos podem ser realizados experimentos de diferentes tipos: visualização do fluxo com corantes, determinação de curvas de tempo de residência e detecção de inclusões.

Hlinka⁽⁵⁷⁾ avalia a montagem de um modelo em escala reduzida e conclui que o modelo deve ter uma escala 1:3. Isto permite que sejam satisfeitos os critérios de similaridade com os números de: Froude, Grashof-Prandtl, Biot, Nusselt, Euler and Peclet.

Joo e Guthrie^(10,33) chamam a atenção para a influência da convecção natural, originária do gradiente de temperatura no distribuidor, no fluxo de aço. Joo e Guthrie⁽¹⁰⁾, e Damle e Sahai⁽³⁵⁾ colocam que a relação entre as forças de empuxo e as forças inerciais deve

ser a mesma no distribuidor e no modelo, para que o modelo reproduza adequadamente o distribuidor. Assim é estabelecido um número adimensional que é a razão entre o número de Grashof e o quadrado do número de Reynolds.

3.6 - Propriedades Físicas dos Materiais e Parâmetros de Transferência de Calor

Os coeficientes nas equações de balanço de massa, de quantidade de movimento e de energia do modelamento matemático do lingotamento contínuo são fortemente influenciados pelas propriedades físicas dos materiais. Muitas das equações que definem as condições de contorno no modelamento matemático do lingotamento contínuo são, por sua vez, dependentes de parâmetros de transferência de calor. Como os valores empregados para as propriedades físicas do aço, das inclusões, do pó fluxante, do refratário e do molde, assim como os de coeficiente de transferência de calor, fluxo de calor e permeabilidade, variam de autor para autor é conveniente verificar a faixa de valores usualmente adotados para estas propriedades e parâmetros.

3.6.1 - Propriedades físicas do aço

A Tabela 3.5 e a Figura 3.17 apresentam uma comparação entre valores para a densidade do aço. São encontrados valores que vão de 6800 a 8000 kg/m³ para a densidade do aço. Essa diversidade de valores se explica pelas diferentes temperaturas em que foram determinadas as densidades e pelos diferentes tipos de aço. Observa-se que a densidade do aço decresce com a temperatura como se vê pela Figura 3.17.

A Tabela 3.6 e a Figura 3.18 apresentam uma comparação entre valores para o calor específico do aço. O equacionamento apresentado na Figura 3.18 é representado por um conjunto de equações, cada uma válida para uma faixa de temperatura. A Figura 3.18 mostra que há uma grande variação do calor específico abaixo de 900 °C. Para temperaturas acima de 900 °C, os valores variam na faixa de 620 a 820 J/kg.K. A diversidade de valores ocorre por causa das diferentes temperaturas e dos diferentes

tipos de aço. Como nos modelos de lingotamento contínuo, na maioria dos casos, são tratadas apenas as regiões de temperaturas mais altas, a consideração de calor específico constante é aceitável.

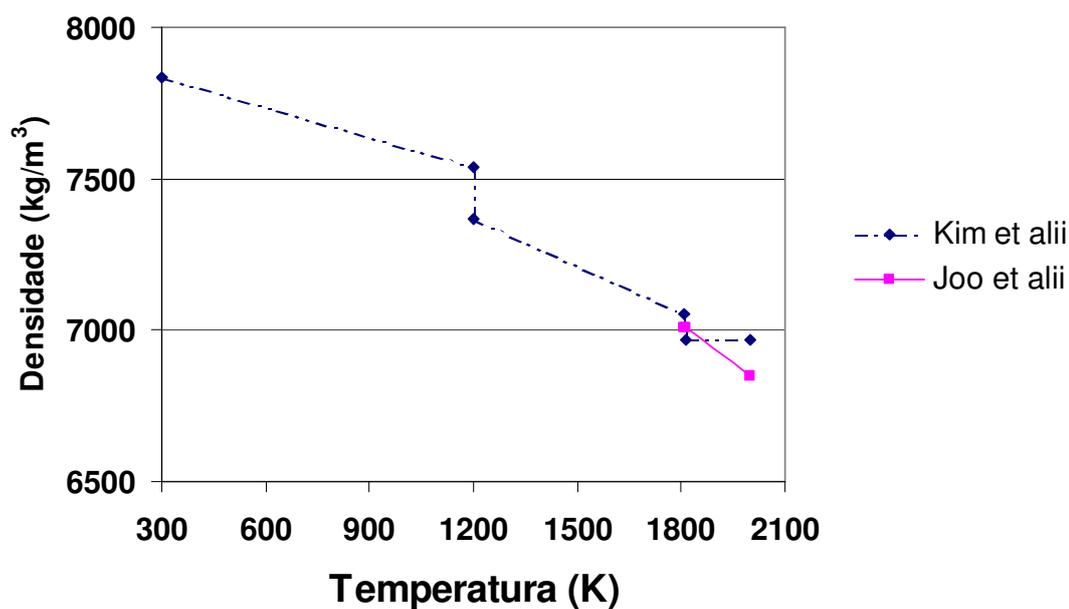


Figura 3.17 - Variação da densidade do aço com a temperatura.

Tabela 3.5 - Densidades do aço.

Densidade do aço (kg/m ³)		
Valor	Observação	Fonte
7000		(5), (10), (33), (45), (58), (59)
7015		(37)
7015	aço 0,16 %C	(60)
7020		(29), (46), (53), (54)
7021		(38)
7100		(47)
7200		(61)
7400		(28)

7400	aço carbono 1010	(62)
7500	aço inoxidável 304	
7860		(63)
8000	sólido	(64)
6968	líquido	
7020	líquido	
(Figura 3.17)	aço AISI-1018	(65)
(Figura 3.17)	Líquido	(10), (35)

Tabela 3.6 - Calores específicos para o aço.

Calor específico do aço (J/kg.K)		
Valor	Observação	Fonte
682	sólido (aço carbono 1010)	(62)
710	líquido (aço carbono 1010)	
628	sólido (aço inoxidável 304)	
712	líquido (aço inoxidável 304)	
680		(29)
690	sólido	(64)
680	líquido	
720	líquido	
700	líquido	(59)
720		(28)
818	aço 0,16 %C	(60)
(Figura 3.18)	aço AISI-1018	(65)

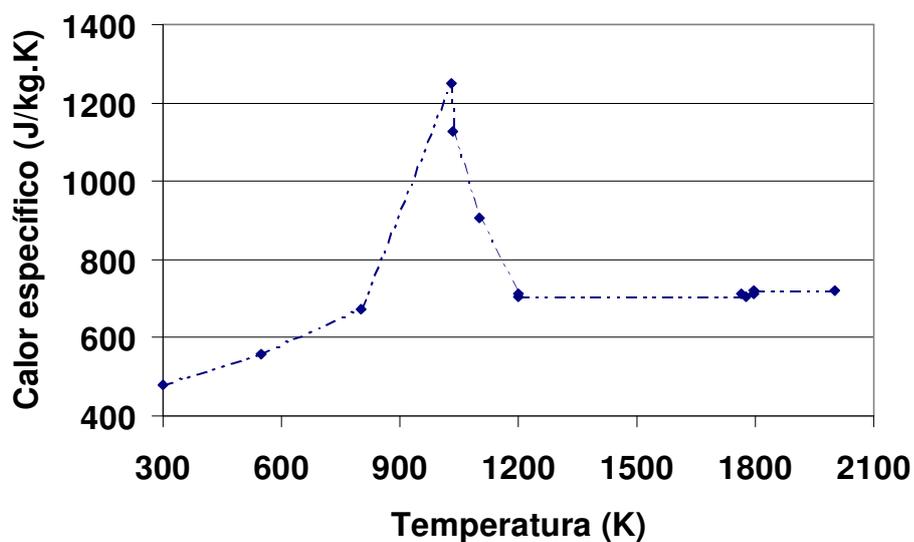


Figura 3.18 - Variação do calor específico com a temperatura⁽⁶⁵⁾.

A Tabela 3.7 mostra uma comparação entre valores para a viscosidade do aço líquido. A maioria dos valores está numa faixa estreita ($5,5 \times 10^{-3}$ a $7,8 \times 10^{-3}$ kg/m.s). Para estes valores, a diferença pode se dever a diferentes temperaturas ou diferentes tipos de aço. No caso dos valores extremos, que divergem significativamente dos restantes, não há nenhuma razão que justifique tal discrepância.

Tabela 3.7 - Viscosidade para o aço líquido.

Viscosidade do aço líquido (kg/m.s)	
Valor	Fonte
6×10^{-4}	(28)
$5,5 \times 10^{-3}$	(37), (60)
$5,55 \times 10^{-3}$	(53), (65)
$5,6 \times 10^{-3}$	(5)
$5,59 \times 10^{-3}$	(46)
6×10^{-3}	(47)
$6,2 \times 10^{-3}$	(29), (59)
$6,7 \times 10^{-3}$	(33), (45), (61)
$7,8 \times 10^{-3}$	(58)
$5,6 \times 10^{-2}$	(38)

A Tabela 3.8 e a Figura 3.19 mostram uma comparação entre valores para a condutividade térmica do aço. Observa-se que ela varia numa faixa bem ampla: de 20 a 85 W/m.K. Pela Figura 3.19 observa-se que a condutividade térmica é muito influenciada pela temperatura e pelo tipo de aço, o que explica a grande variação encontrada nos valores para condutividade térmica. No entanto, para a maioria dos casos em que se tomou um valor médio para a condutividade térmica, ela foi assumida entre 27 e 37 W/m.K. Apesar da variação relativamente grande entre os valores para a condutividade térmica do aço, essa variação pode não ser significativa, já que o modelo utiliza uma condutividade térmica efetiva, que leva em conta os efeitos da turbulência sobre a condutividade térmica.

Tabela 3.8 - Condutividade térmica para o aço.

Condutividade térmica do aço (W/m.K)		
Valor	Observação	Fonte
36,6	sólido (aço carbono 1010)	(62)
36,6	líquido (aço carbono 1010)	
19,3	sólido - 923 K (aço inoxidável 304)	
34,3	sólido - 1672 K (aço inoxidável 304)	
34,3	líquido (aço inoxidável)	
30	sólido	(28)
27	líquido	
29,3	Sólido	(64)
31		(59)
34		(29)
34,6	Sólido	(66)
35	sólido (aço 0,16 %C)	(60)
33	líquido (aço 0,16 %C)	
46		(47)
49		(63)
(Figura 3.19)	aço carbono 1010	(26)
(Figura 3.19)	aço AISI-1018	(65)
(Figura 3.19)	aço carbono 0,1 %C	(58)

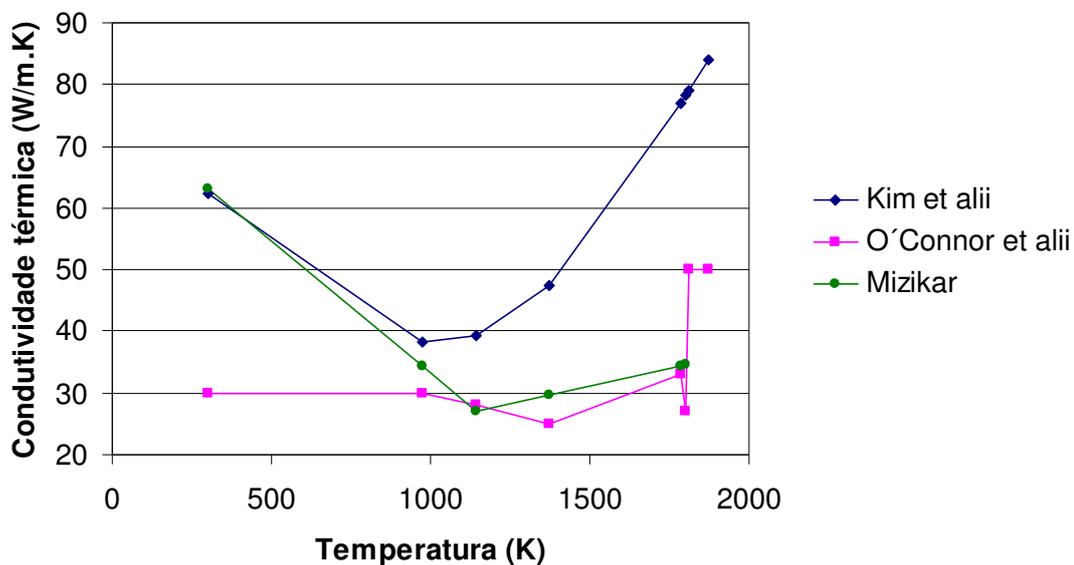


Figura 3.19 - Variação da condutividade térmica do aço.

A emissividade do aço sólido em função da temperatura é apresentada na Tabela 3.9⁽⁶⁷⁾.

Tabela 3.9 - Emissividade do aço em função da temperatura.

Temperatura (°C)	Emissividade
316	0,69
482	0,72
649	0,76
816	0,79
982	0,82

Também são encontrados os valores $0,5^{(65)}$ e $0,8^{(27,62)}$ para a emissividade do aço. Para a emissividade do aço líquido, Aboutalebi⁽⁶⁸⁾ utiliza um valor de 0,28.

A Tabela 3.10 mostra uma comparação entre valores para o calor latente de fusão do aço. Para o calor latente de fusão, a variação entre os diferentes valores é relativamente pequena. Esta variação deve-se, pelo menos em parte, aos diferentes tipos de aço.

Tabela 3.10 - Calor latente de fusão para o aço.

Calor latente de fusão do aço (J/kg)		
Valor	Observação	Fonte
267900		(47)
270000		(28), (29), (59)
270000	aço inoxidável 304	(62)
272000	aço carbono 1010	
272000		(61), (64)
275100	aço 0,16 %C	(60)
276800	Aço AISI-1018	(65)
283000	aço carbono 0,1 %C	(58)

As temperaturas solidus e liquidus do aço podem ser obtidas a partir de correlações em função da composição. Alguns exemplos dessas equações são apresentados a seguir^(69,70):

$$T_{liq} (^{\circ}C) = 1536 - \left[\begin{array}{l} 100,3 \cdot (\%C) - 22,4 \cdot (\%C)^2 - 0,16 + 13,55 \cdot (\%Si) \\ - 0,64 \cdot (\%Si)^2 + 5,82 \cdot (\%Mn) + 0,3 \cdot (\%Mn)^2 + 4,2 \cdot (\%Cu) \\ + 4,18 \cdot (\%Ni) + 0,01 \cdot (\%Ni)^2 + 1,59 \cdot (\%Cr) - 0,007 \cdot (\%Cr)^2 \end{array} \right] \quad (3.78)$$

$$T_{liq} (^{\circ}C) = 1534 - \left[\begin{array}{l} 48,24 \cdot (\%C) + 63,04 \cdot (\%C)^2 + 14,39 \cdot (\%Si) + 4,88 \cdot (\%Mn) \\ + 31,83 \cdot (\%P) + 37,1 \cdot (\%S) + 1,04 \cdot (\%Cr) + 2,6 \cdot (\%Mo) \\ + 4,69 \cdot (\%Ni) + 1,46 \cdot (\%Co) + 5,32 \cdot (\%Cu) + 10,24 \cdot (\%Ti) \\ + 0,24 \cdot (\%W) \end{array} \right] \quad (3.79)$$

$$T_{liq} (^{\circ}C) = 1491 - \left[\begin{array}{l} 36,33 \cdot (\%C) - 61,9 \cdot (\%C)^2 + 17,1 \cdot (\%Si) + 3,32 \cdot (\%Mn) \\ + 27,07 \cdot (\%P) + 30,4 \cdot (\%S) + 2,61 \cdot (\%Cr) + 3,25 \cdot (\%Mo) \\ + 1,6 \cdot (\%Ni) + 0,86 \cdot (\%Co) + 1,7 \cdot (\%Cu) + 10,17 \cdot (\%Ti) \\ + 2,11 \cdot (\%W) \end{array} \right] \quad (3.80)$$

$$T_{sol} (^{\circ}C) = 1536 - \left[\begin{array}{l} 415,5 \cdot (\%C) + 12,3 \cdot (\%Si) + 6,8 \cdot (\%Mn) + 124,5 \cdot (\%P) \\ + 183,9 \cdot (\%S) + 4,3 \cdot (\%Ni) + 1,4 \cdot (\%Cr) + 4,1 \cdot (\%Al) \end{array} \right] \quad (3.81)$$

A equação (3.78)^(69,70) é adequada para aços inoxidáveis ferríticos e aços inoxidáveis austeníticos de baixa liga. A equação (3.79)⁽⁶⁹⁾ destina-se a aços ferríticos e a equação (3.80)⁽⁶⁹⁾ destina-se a aços austeníticos. A equação (3.81)⁽⁷⁰⁾ destina-se a aços inoxidáveis. Assumindo-se o aço 1 com a seguinte composição: %C = 0,15; %Mn = 0,80; %Si = 0,18; %Nb = 0,01; %P = 0,040; %S = 0,028; %Cu = 0,20; %Mo = 0,008;

%Ni = 0,05; %Cr = 0,10; %Sn = 0,015; %Al = 0,001; %B = 0,0003; %V = 0,002; %Co = 0,01; e o aço 2 com a seguinte composição: %C = 0,03; %Mn = 1,01; %Si = 0,53; %Ni = 8,5; %Cr = 18,4; %Al = 0,002; a Tabela 3.11 compara valores obtidos para as temperaturas liquidus e solidus.

Tabela 3.11 - Comparação das equações para temperaturas solidus e liquidus^(69,70).

	Temperatura liquidus (°C)	
	Aço 1	Aço 2
Equacionamento de Andrews-Howe ⁽⁶⁹⁾	1513,1	1460,7
Equação (3.78)	1514,4	1456,8
Equação (3.79)	1515,1	1460,9
Equação (3.80)	1478,6	1415,9
	Temperatura solidus (°C)	
Equacionamento de Kubachewski ⁽⁶⁹⁾	1460,6	1447,6
Equação (3.81)	1455,5	1447,8

O equacionamento de Andrews-Howe⁽⁶⁹⁾ serve para qualquer aço. O equacionamento de Kubachewski⁽⁶⁹⁾ depende ainda da taxa de resfriamento e só deve ser usado para aços de baixa liga. Observa-se uma variação relativamente pequena entre os resultados apresentados pelas diferentes equações, com exceção da equação (3.80), que não é válida para os aços 1 e 2.

Na Tabela 3.12 são apresentados valores para o coeficiente de expansão térmica do aço. Observa-se que os valores variam de uma ordem de grandeza, entre $1,17 \times 10^{-5}$ e $2 \times 10^{-4} \text{ K}^{-1}$. Essa variação deve-se ao fato dos valores da ordem de 10^{-4} referirem-se ao líquido e os valores da ordem de 10^{-5} referirem-se ao sólido.

Tabela 3.12 - Coeficiente de expansão térmica para o aço.

Coeficiente de expansão térmica (1/K)		
Valor	Observação	Fonte
$1,17 \times 10^{-5}$		(63)
$1,2 \times 10^{-5}$		(66)
2,5 a $6,6 \times 10^{-5}$	Sólido	(58)

1×10^{-4}		(29)
$1,27 \times 10^{-4}$	Líquido	(35)
2×10^{-4}		(28)

A difusividade molecular de diferentes elementos no aço em função da temperatura é apresentada na Tabela 3.13. Uma análise destas expressões mostra que a difusividade em ferro líquido é bem maior do que a difusividade em ferro sólido.

Tabela 3.13 - Difusividade molecular de diferentes elementos em aço⁽⁴¹⁾.

Elemento	Difusividade molecular (m^2/s)		
	Em ferro líquido	em ferro delta	em ferro gama
C	$5,20 \times 10^{-7} \cdot e^{(-5890/T)}$	-	$2,46 \times 10^{-6} \cdot e^{(-14190/T)}$
Si	$5,14 \times 10^{-8} \cdot e^{(-4600/T)}$	$8,0 \times 10^{-4} \cdot e^{(-29940/T)}$	$3,0 \times 10^{-5} \cdot e^{(-30250/T)}$
Mn	$3,85 \times 10^{-7} \cdot e^{(-8350/T)}$	$7,6 \times 10^{-5} \cdot e^{(-27000/T)}$	$5,5 \times 10^{-6} \cdot e^{(-29990/T)}$
P	$1,35 \times 10^{-6} \cdot e^{(-11930/T)}$	$2,9 \times 10^{-4} \cdot e^{(-27680/T)}$	$1,0 \times 10^{-6} \cdot e^{(-21990/T)}$
S	$4,90 \times 10^{-8} \cdot e^{(-4330/T)}$	$4,56 \times 10^{-4} \cdot e^{(-25820/T)}$	$2,4 \times 10^{-4} \cdot e^{(-26870/T)}$

A Tabela 3.14 apresenta outros valores para a difusividade molecular de diferentes elementos em aço. A variação apresentada pelos valores é grande, pois estes valores variam com a temperatura e com a composição do aço. Apesar dessa grande variação, como seu efeito sobre o modelo é muito pequeno, isto não representa um problema relevante.

Tabela 3.14 - Difusividade molecular de diferentes elementos em aço.

Difusividade molecular em aço (m^2/s)			
Valor	Elemento	Observação	Fonte
1×10^{-8} $1,6 \times 10^{-11}$	C	líquido sólido	(29)
2×10^{-9} $5,6 \times 10^{-10}$	C	líquido sólido	(28)
$4,4 \times 10^{-7}$ $5,9 \times 10^{-9}$	C	0,05%C (1564°C) 2,1%C (1550°C)	(53)
2×10^{-9} $5,6 \times 10^{-13}$	Si	líquido sólido	(28)
$5,1 \times 10^{-8}$ $7,9 \times 10^{-9}$	Si	0-4,4%Si (1550-1725°C) 0,03%Si (1550°C)	(53)
2×10^{-9} $1,2 \times 10^{-13}$	Mn	líquido sólido	(28)

$4,6 \times 10^{-7}$ $4,37 \times 10^{-9}$	Mn	0-10%Mn (1550-1700°C) 0-5,4%Mn (1550°C)	(53)
---	----	--	------

A Tabela 3.15 apresenta valores para o coeficiente de Boussinesq relativo à variação de concentração. O coeficiente de Boussinesq é utilizado na aproximação de Boussinesq, que visa introduzir do efeito da gravidade associado ao fenômeno de convecção natural devido a gradiente de concentração ou térmico.

Tabela 3.15 - Coeficiente de Boussinesq relativo à variação de concentração.

Coeficiente de Boussinesq (1/ %)			
Valor	Elemento	Observação	Fonte
$1,1 \times 10^{-2}$	C	Concentração em %	(28)
$1,19 \times 10^{-2}$	Si	Concentração em %	(28)
$1,92 \times 10^{-1}$	Mn	Concentração em %	(28)

3.6.2 - Propriedades físicas do cobre, refratário, inclusões e pó fluxante

A densidade do cobre é de 8940 kg/m^3 ⁽⁶³⁾. Para a condutividade térmica do cobre foram encontrados os seguintes valores: 374 ⁽⁶³⁾ e 390 W/m.K ^(13,35). Para o coeficiente de expansão térmica do cobre encontrou-se de $1,52$ a $1,83 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ ^(58,63).

Para o refratário da válvula submersa tem-se uma condutividade térmica de $9,0 \text{ W/m.K}$ e uma emissividade de $0,5$ ⁽⁶⁰⁾.

Para a densidade das inclusões têm-se os seguintes valores: 3000 ^(33,45) e 3500 kg/m^3 ⁽⁴⁹⁾. A densidade das inclusões depende basicamente do agente desoxidante utilizado.

Para o pó fluxante geralmente considera-se uma densidade de 2500 kg/m^3 ^(58,66). Para a emissividade do pó fluxante foi encontrado um valor de $0,9$ ⁽¹⁰⁾. Valores para a condutividade térmica e a viscosidade dos pós fluxantes apresentam uma grande variação, devido à grande variação nas composições. Para a condutividade térmica do pó fluxante encontram-se valores de $0,22$ a $4,0 \text{ W/m.K}$ ^(51,52,58,66,71). Para a viscosidade do pó fluxante tem-se valores de $0,06$ a $0,40 \text{ kg/m.s}$ ^(23,52,71), a uma temperatura de 1300°C . A viscosidade do pó fluxante decresce com o aumento da temperatura.

3.6.3 - Permeabilidade da zona pastosa

A permeabilidade da zona pastosa K_p está presente nas equações de conservação de quantidade de movimento no termo que introduz o efeito de uma fase sólida no escoamento. Quanto menor a permeabilidade, mais rápido a velocidade na zona pastosa se aproxima da velocidade de lingotamento. Ela pode ser calculada utilizando diferentes equações.

Uma formulação é apresentada por Aboutalebi et alii⁽²⁹⁾:

$$K_p = \frac{f_l^3}{D_1 \cdot (1 - f_l)^2} \quad (3.82)$$

onde :

$$D_1 = \frac{180}{d^2} \quad (3.83)$$

$$d = 10^{-4} \text{ m}$$

D_1 depende da morfologia do meio poroso.

Uma segunda formulação é devida a Yang et alii⁽²⁸⁾:

$$K_p = \mu_l \cdot \frac{f_l^3}{C \cdot (1 - f_l)^2} \quad (3.84)$$

onde :

$$C = 6 \cdot 10^5.$$

C depende da morfologia do meio poroso.

Comparando D_1 com C/μ_l , observa-se que eles têm ordem de grandeza diferente.

Schneider e Beckermann⁽⁷²⁾ apresentam um equacionamento mais complexo, em que a permeabilidade é anisotrópica, e é função da fração de sólidos e do espaçamento entre as dendritas.

$$K_p = \left[4,53 \cdot 10^{-4} + 4,02 \cdot 10^{-6} \cdot (f_l + 0,1)^{-5} \right] \cdot \frac{\lambda_1^2 \cdot f_l^3}{(1 - f_l)} \quad f_l < 0,7 \quad (3.85)$$

$$K_p = 0,07425 \cdot \lambda_1^2 \cdot \left[-\ln(1 - f_l) - 1,487 + 2 \cdot (1 - f_l) - 0,5 \cdot (1 - f_l)^2 \right] \quad f_l \geq 0,7 \quad (3.86)$$

A permeabilidade paralela às dendritas primárias é dada por:

A permeabilidade perpendicular às dendritas primárias é dada por:

$$K_p = \left[1,73 \cdot 10^{-3} \cdot \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_2} \right)^{1,09} \right] \cdot \frac{\lambda_2^2 \cdot f_l^3}{(1-f_l)^{0,749}} \quad f_l < 0,7 \quad (3.87)$$

$$K_p = 0,03979 \cdot \lambda_1^2 \cdot \left[-\ln(1-f_l) - 1,476 + 2 \cdot (1-f_l) - 1,774 \cdot (1-f_l)^2 + 4,076 \cdot (1-f_l)^3 \right] \quad f_l \geq 0,7 \quad (3.88)$$

onde:

λ_1 = espaçamento entre as dendritas primárias;

λ_2 = espaçamento entre as dendritas secundárias.

3.6.4 - Coeficientes de transferência de calor e fluxos de calor

Como as condições do processo de lingotamento contínuo variam bastante de caso para caso, é praticamente impossível se estabelecer uma equação mais genérica para os coeficientes de transferência de calor. Cada situação deve ser tratada de forma individual.

O coeficiente de transferência de calor para a perda de calor pelas paredes do distribuidor, segundo Joo et alii⁽¹⁰⁾, é de 6,738 W/(m².K).

No caso do molde, existem algumas equações genéricas que permitem avaliar de forma aproximada estes coeficientes de transferência de calor.

Samarasekera e Brimacombe⁽¹¹⁾ propuseram uma equação que calcula o valor médio do coeficiente de transferência de calor. Essa equação é função do tempo de residência do metal no molde.

$$h = 1696 - 16,2 \cdot t_{mold} \quad (3.89)$$

onde:

h = coeficiente de transferência de calor, em $W/(m^2.K)$;

t_{mold} = tempo de residência no molde, em s.

As equações genéricas para fluxo de calor no molde encontradas dividem-se basicamente em dois grupos: aquelas que calculam um valor instantâneo e são função da altura no molde (ou do tempo), e aquelas que calculam um valor médio e são função do tempo de residência no molde.

Mizikar⁽²⁶⁾ utilizou a seguinte expressão para o fluxo de calor no molde:

$$q = 4,83 \cdot 10^6 - 5,68 \cdot 10^5 \cdot \sqrt{t} \quad (3.90)$$

onde:

q = fluxo de calor, em $W/(m^2)$;

t = tempo, em s.

Samarasekera e Brimacombe⁽¹³⁾ e Agarwal et alii⁽⁷³⁾ utilizaram praticamente a mesma expressão para o fluxo de calor no molde:

$$q = 2,68 \cdot 10^6 - 3,35 \cdot 10^5 \cdot \sqrt{t} \quad (3.91)$$

onde:

q = fluxo de calor, em $W/(m^2)$;

t = tempo, em s.

Outra forma dessa expressão é apresentada por Thomas et alii⁽⁶³⁾:

$$q = 2,68 \cdot 10^6 - 2,58 \cdot 10^5 \cdot \sqrt{0,616 - z_t} \quad (3.92)$$

onde a distância em relação à saída do molde z_t é dada em m e o fluxo de calor é dado em $W/(m^2)$. Esta expressão pressupõe uma velocidade de lingotamento em torno de 1 m/min.

Brimacombe⁽²⁷⁾, Samarasekera e Brimacombe⁽¹¹⁾ e DiLellio e Young⁽⁶⁶⁾ utilizaram a seguinte expressão para o fluxo de calor no molde:

$$q = 2,68 \cdot 10^6 - 2,22 \cdot 10^5 \cdot \sqrt{t_{mold}} \quad (3.93)$$

onde:

q = fluxo de calor, em $W/(m^2)$;

t_{mold} = tempo de residência no molde, em s.

A grande variação apresentada por estas equações para transferência de calor no molde deve-se ao fato de cada uma delas ter sido determinada para um conjunto de condições distintas. Ademais, todas estas equações para fluxo de calor e coeficiente de transferência de calor no molde são simplificadas e permitem uma avaliação apenas aproximada destes parâmetros. Uma avaliação mais correta deveria levar em consideração: condutividades térmicas do pó lubrificante sólido e líquido, espessuras das camadas de pó lubrificante sólido e líquido junto à parede do molde, espessura da camada de “vazio” entre o veio e o molde, espessura e condutividade térmica da parede do molde e vazão da água de refrigeração do molde. Assim, ao utilizar estas equações simplificadas, pode-se estar incorrendo em um erro significativo na avaliação do fluxo de calor ou do coeficiente de transferência de calor, além de não ser possível avaliar o efeito das variáveis citadas acima sobre o processo.

Para o resfriamento do molde, Samarasekera e Brimacombe⁽¹³⁾ e Mahapatra et alii⁽⁵⁰⁾ fizeram uso da seguinte equação para a avaliação do coeficiente de transferência de calor por convecção entre a parede fria do molde e a água de resfriamento:

$$Nu = 0,023 \cdot Re_p^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \quad (3.94)$$

No caso do resfriamento secundário é ainda mais difícil o estabelecimento de equações para o coeficiente de transferência de calor. Brimacombe & Batista⁽⁷⁴⁾ utilizam o valor de 15 W/(m².K) para as perdas de calor por convecção onde se tem apenas o resfriamento ao ar. No caso de resfriamento por "sprays", utilizam a seguinte equação:

$$h = 7,08 \times 10^5 \cdot (Wa)^{0,75} \cdot (T_{sup})^{-1,2} + 116 \quad (3.95)$$

onde:

h = coeficiente de transferência de calor, em W/(m².K);

Wa = vazão de água nos "sprays", em l/(m².s);

T_{sup} = temperatura na superfície da placa, em K.

De forma geral, com relação aos distribuidores, o que se encontra na literatura são modelos matemáticos que são simétricos ao longo do comprimento. Assim, neste

trabalho vai-se buscar a construção de um modelo matemático de um distribuidor que não seja simétrico ao longo do comprimento. Com relação ao molde e resfriamento secundário, o que se encontra são modelos que tratam apenas da região inicial (até 4m). Neste trabalho pretende-se elaborar um modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo que chegue até a região de corte da placa.

4. METODOLOGIA

Inicialmente deve-se lembrar que o objetivo deste trabalho foi o desenvolvimento de modelos matemáticos do distribuidor, do molde e do resfriamento secundário no lingotamento contínuo, e a integração destes modelos num programa de computador.

O trabalho constou das seguintes etapas:

- estabelecimento de um modelo matemático para os perfis de velocidade e de temperatura, e distribuição de inclusões, no distribuidor;
- elaboração de um programa de computador para o modelo matemático do distribuidor;
- realização de experimentos num modelo físico para validação do modelo matemático do distribuidor;
- análise do efeito da presença de dispositivos modificadores de fluxo sobre os resultados do modelo matemático do distribuidor;
- análise do efeito da variação de parâmetros operacionais sobre os resultados do modelo matemático do distribuidor;
- estabelecimento de um modelo matemático para os perfis de velocidade e de temperatura, e distribuição de inclusões, na máquina de lingotamento contínuo, levando em consideração a solidificação e a segregação;
- elaboração de um programa de computador para o modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo;
- levantamento de dados em indústria para validação do modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo;
- análise do efeito da geometria da válvula sobre os resultados do modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo;
- estabelecimento de modelo matemático para avaliação do comprimento fora de especificação na transição entre dois tipos de aço;
- elaboração de programa de computador para o modelo matemático da transição entre dois tipos de aço;

- colocação dos programas de computador acima desenvolvidos numa interface amigável, para que seu uso não fique restrito a poucas pessoas, podendo ser utilizado como uma ferramenta para análise e solução de problemas.

4.1 - Modelo Matemático do Distribuidor

Tomando por base os modelos já desenvolvidos, o modelo matemático do distribuidor é um modelo de escoamento turbulento tridimensional utilizando um modelo de turbulência do tipo $K-\varepsilon$ de baixo número de Reynolds. Ele faz uso das equações (3.9) a (3.15), com algumas simplificações.

Na equação de continuidade, o termo de acumulação de massa é eliminado, já que se trabalha com o processo em estado estacionário. Assim a equação fica da seguinte forma:

$$\frac{\partial(\rho \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot u)}{\partial z} = 0 \quad (4.1)$$

Nas equações de conservação de momentum são eliminados os termos de acumulação de massa, o termo que introduz o efeito da fase sólida no fluido, já que não há fase sólida presente, e o termo que introduz o efeito da gravidade associado ao fenômeno de convecção natural devido ao gradiente de concentração, já que se considera que não há gradiente de concentração na fase líquida. O termo que introduz o efeito da gravidade associado ao fenômeno de convecção natural devido ao gradiente de temperatura aparece apenas em uma das equações, aquela que acompanha a direção da força da gravidade.

Equação de conservação de momentum na direção x:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho \cdot w \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot w \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot w \cdot u)}{\partial z} = \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial x} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial x} + \\ & \rho \cdot g_x \cdot \beta_T \cdot (T - T_{ref}) \end{aligned} \quad (4.2)$$

Equação de conservação de momentum na direção y:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho \cdot v \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot v \cdot u)}{\partial z} = \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial y} \end{aligned} \quad (4.3)$$

Equação de conservação de momentum na direção z:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho \cdot u \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot u \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot u \cdot u)}{\partial z} = \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial z} \end{aligned} \quad (4.4)$$

Na equação de conservação de energia é eliminado o termo de acumulação, assim como os termos que existem em função da coexistência das fases sólida e líquida.

Equação de conservação de energia:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho \cdot H \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot H \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot H \cdot u)}{\partial z} = \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial H}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial H}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial H}{\partial z} \right] \end{aligned} \quad (4.5)$$

Nas equações dos parâmetros de turbulência são os eliminados os termos de acumulação, assim como os termos que levam em conta a solidificação.

Equação para energia cinética de turbulência:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho \cdot K \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot K \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot K \cdot u)}{\partial z} = \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_K} \right) \cdot \frac{\partial K}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_K} \right) \cdot \frac{\partial K}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_K} \right) \cdot \frac{\partial K}{\partial z} \right] + \\ & G_K - \rho \cdot \varepsilon + D_K \end{aligned} \quad (4.6)$$

Equação para taxa de dissipação de energia cinética de turbulência:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho \cdot \varepsilon \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot \varepsilon \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot \varepsilon \cdot u)}{\partial z} = \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_K} \right) \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_K} \right) \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_K} \right) \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} \right] + \\ & \frac{C_1 \cdot f_1 \cdot \varepsilon \cdot G_K}{K} - \frac{C_2 \cdot f_2 \cdot \rho \cdot \varepsilon^2}{K} + E_K \end{aligned} \quad (4.7)$$

Para a remoção de inclusões foi selecionado o modelo de Joo et alii⁽³³⁾, que é um modelo mais simples e foi o selecionado por Aboutaleb⁽⁶⁸⁾.

Equação para concentração de inclusões:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho \cdot C)}{\partial t} + \frac{\partial[\rho \cdot C \cdot (w - w_{st})]}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot C \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot C \cdot u)}{\partial z} = \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left(\Gamma_{eff,C} \cdot \frac{\partial C}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\Gamma_{eff,C} \cdot \frac{\partial C}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\Gamma_{eff,C} \cdot \frac{\partial C}{\partial z} \right) \end{aligned} \quad (4.8)$$

Para o cálculo de concentração de uma espécie química no distribuidor, basta fazer a velocidade de Stokes (w_{st}) igual a zero.

O modelo de distribuidor considera a presença de diques, barreiras e supressor de turbulência. O modelo considera ainda a inclinação das paredes laterais. Como

condições de contorno, tem-se na superfície livre e nos planos de simetria, as componentes de velocidade e os gradientes de todas as outras variáveis (exceto a temperatura) que são normais aos planos são considerados iguais a zero. Os valores de K e ε no jato de entrada no distribuidor são dados pelas equações (3.23) e (3.24). A velocidade na saída é constante, e calculada em função da velocidade de entrada e das áreas de entrada e de saída.

Foram ainda consideradas as perdas térmicas através das paredes do distribuidor e as perdas térmicas para a escória de proteção, e daí para o ambiente. Para tanto foram utilizados valores apresentados por Aboutalebi⁽⁶⁸⁾. Para as perdas térmicas da escória de proteção considerou-se um fluxo de $75.000 \text{ J}/(\text{s.m}^2)$ e para as perdas térmicas através das paredes do distribuidor considerou-se um coeficiente global de transferência de calor de $1,7 \text{ J}/(\text{s.m}^2.\text{K})$.

A seleção do modelo de turbulência foi feita com base em medições realizadas num modelo físico em escala reduzida do distribuidor.

As propriedades físicas do aço, no caso do distribuidor, foram consideradas constantes, já que a faixa de variação de temperatura no distribuidor é muito pequena. Tomou-se por base os valores de Aboutalebi⁽²⁹⁾. Mudou-se apenas a condutividade térmica, para a qual buscou-se o limite superior da faixa onde se concentravam a maior parte dos valores encontrados, já que existiam alguns valores esparsos acima desta faixa. Assim os valores utilizados foram:

$$\rho_{\text{aço}} = 7000 \text{ kg/m}^3;$$

$$\mu_{\text{aço}} = 6,2 \times 10^{-3} \text{ kg}/(\text{m.s});$$

$$C_{p \text{ aço}} = 680 \text{ J}/(\text{kg.K});$$

$$k_{\text{aço}} = 36 \text{ J}/(\text{s.m.K}).$$

Para as simulações com água, foram assumidos os seguintes valores para as propriedades físicas da água:

$$\rho_{agua} = 997 \text{ kg/m}^3;$$

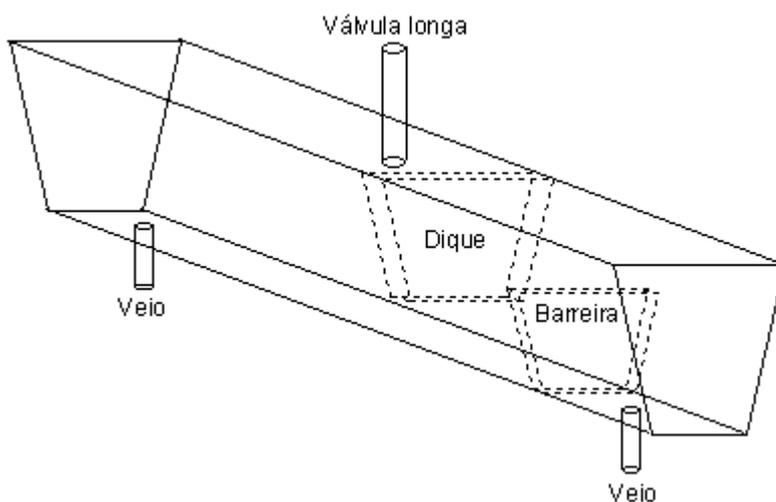
$$\mu_{agua} = 9,5 \times 10^{-4} \text{ kg/(m.s)}.$$

4.2 - Elaboração do Programa de Computador Para o Modelo Matemático do Distribuidor

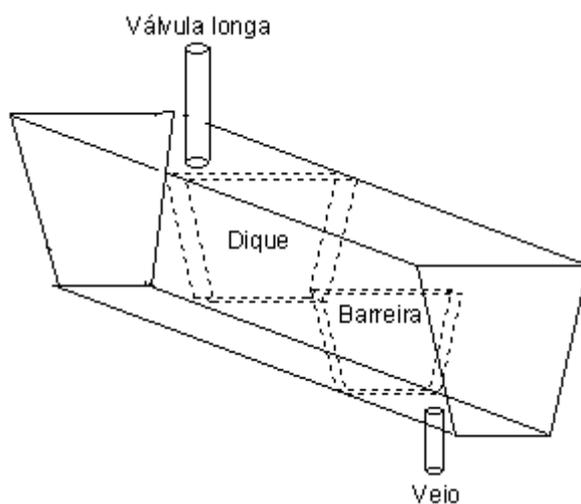
Para o programa de computador partiu-se do programa METFLO3D, em FORTRAN, desenvolvido por Aboutalebi⁽⁶⁸⁾, e foram feitas as adaptações necessárias para o modelo do distribuidor. O programa utiliza o algoritmo SIMPLER para solução das equações, conforme proposto por Patankar⁽⁷⁵⁾. Foram elaboradas duas versões do programa, cada uma correspondendo a uma configuração de distribuidor. Estas configurações de distribuidor são baseadas naquelas existentes nas usinas siderúrgicas, são descritas na Tabela 4.1 e apresentadas na Figura 4.1.

Tabela 4.1 - Configurações dos modelos de distribuidor.

CONFIGURAÇÃO	CARACTERÍSTICAS
1	Uma válvula de entrada e dois veios, com simetria na largura e no comprimento
2	Uma válvula de entrada e um veio



Configuração 1



Configuração 2

Figura 4.1 - Configurações dos modelos de distribuidor.

O modelo do distribuidor é composto de um conjunto de equações diferenciais, que são resolvidas iterativamente pelo método de volumes finitos. As equações são resolvidas uma de cada vez, linha a linha pelo método da matriz tri-diagonal (TDMA). Se os resíduos de todas as variáveis tiverem valores aceitáveis, para-se o processo, caso contrário passa-se a mais um ciclo de resolução de todas as equações. Após discretizadas, as equações a serem resolvidas ficam na forma:

$$A_p \cdot X_p = \sum_{n=1}^6 (A_n \cdot X_n) + S \quad (4.9)$$

onde X representa a variável sendo tratada, A representa os coeficientes e S o termo-fonte. Assim, no volume finito p , a variável é calculada a partir do valor de seus 6 vizinhos. O cálculo do resíduo R no volume finito p é dado por:

$$R = \sum_{n=1}^6 (A_n \cdot X_n) + S - A_p \cdot X_p \quad (4.10)$$

onde os valores de A e S são os calculados para a iteração i , enquanto os valores de X são os calculados para a iteração $i-1$. O resíduo final é a razão entre o somatório dos resíduos em todo o volume em relação a um valor de referência. No caso das velocidades, o valor de referência é a quantidade de movimento que entra no distribuidor, no caso da entalpia, o valor de referência é a quantidade de energia térmica que entra no distribuidor. Para facilitar a compreensão, o esquema geral de resolução de cada uma das equações do modelo é apresentado na Figura 4.2.

Inicialmente são calculados os perfis das seguintes variáveis: velocidades u , v e w , energia cinética de turbulência, dissipação da energia cinética de turbulência e temperatura. Depois de calculados os perfis de velocidades, é calculado o perfil de concentração de inclusões.

Para início do processo iterativo, consideraram-se as velocidades iguais a zero, as temperaturas iguais à temperatura de entrada, e a energia cinética de turbulência e a taxa de dissipação da energia cinética de turbulência iguais a 1% do valor de entrada. Exceção feita para a região da válvula de entrada, onde a velocidade em x inicia igual à velocidade de entrada, e a energia cinética de turbulência e a taxa de dissipação da energia cinética de turbulência iniciam iguais aos seus valores de entrada.

Nos cálculos de concentração, para início do processo iterativo, as concentrações foram consideradas iguais a 1.

No que diz respeito ao método numérico, foi utilizado para todas as variáveis o esquema de discretização "power law", conforme recomendado por Patankar⁽⁷⁵⁾.

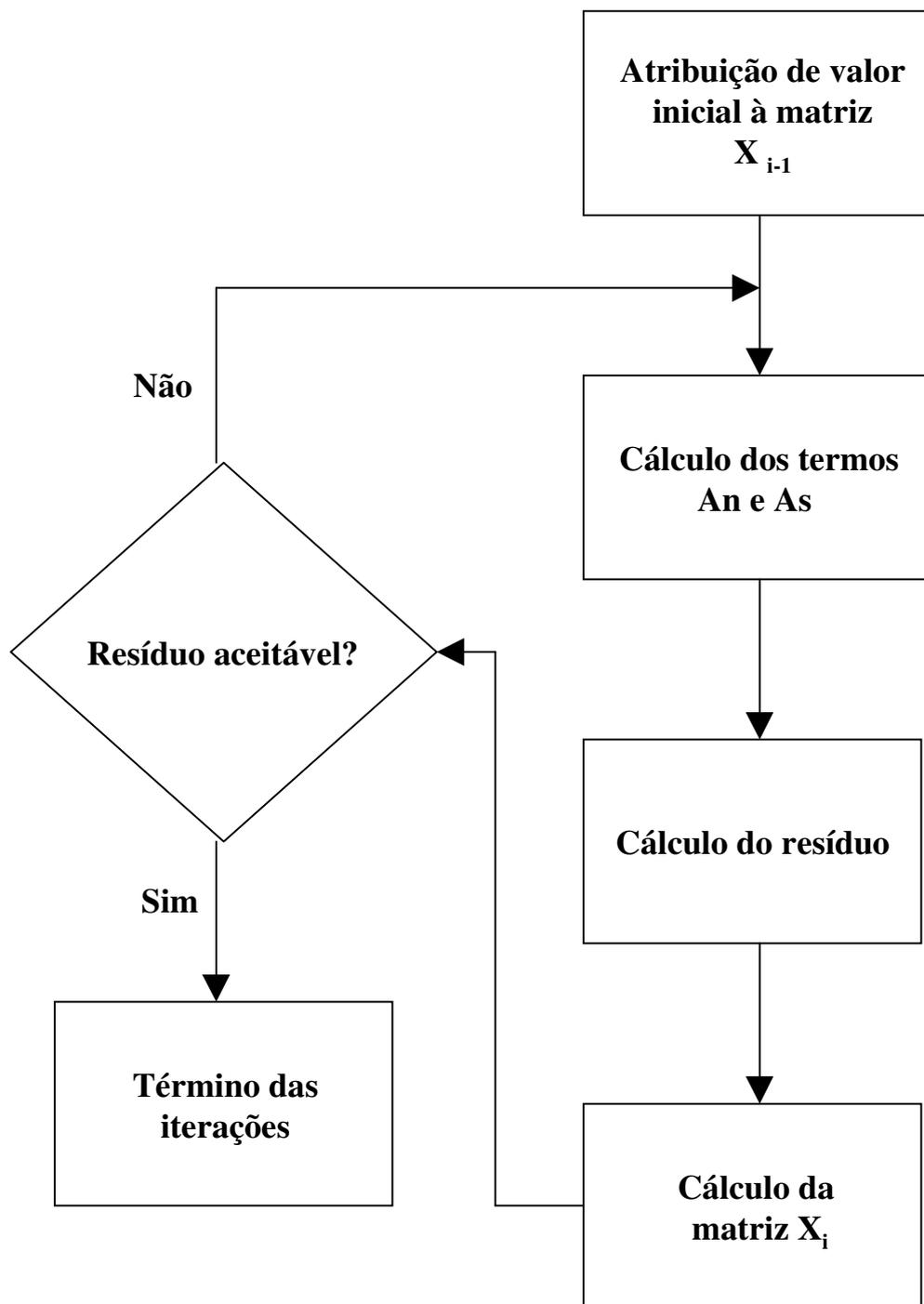


Figura 4.2 - Esquema geral de resolução de uma equação do modelo matemático.

Para estabelecimento da malha, o distribuidor foi dividido, para cada uma das direções, em diferentes seções e o tamanho dos intervalos da malha varia de acordo com a seção. Adotou-se a prática de colocar as interfaces dos volumes de controle a meio caminho

entre os pontos da malha, conforme sugerido por Patankar⁽⁷⁵⁾. Em geral, procurou-se utilizar uma malha mais fina nas regiões de entrada e saída do distribuidor. Nas regiões próximas às paredes foi utilizada uma malha de tamanho intermediário entre o mais fino e o restante.

A Figura 4.3 mostra como foram estabelecidas as seções para a malha na altura. Quando se tem o supressor de turbulência a malha é dividida em 4 seções, caso contrário são 3 seções. Nos dois casos, NI1 representa a região da válvula de entrada. No caso sem supressor de turbulência, a seção NI3 representa 10% da altura no fundo do distribuidor. No caso com supressor de turbulência, a seção NI4 é a região do supressor de turbulência e a seção NI3 é contígua à seção NI4 e tem os intervalos da malha iguais aos da seção NI4.

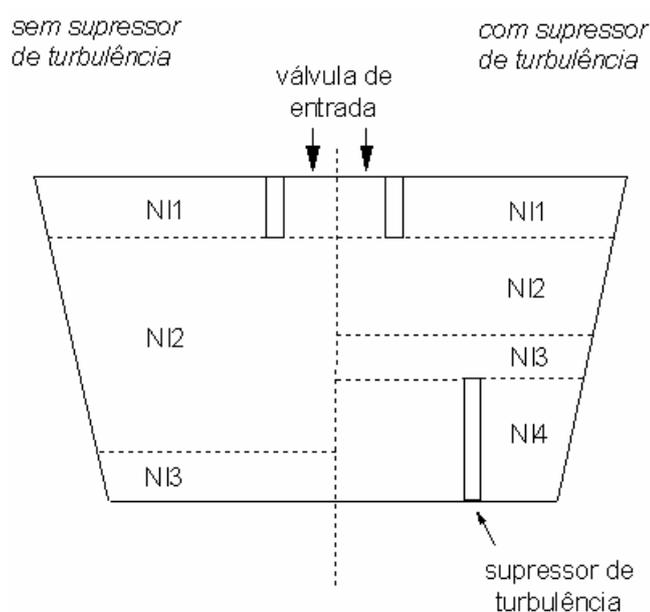


Figura 4.3 - Seções da malha na altura do distribuidor.

As seções da malha ao longo da largura para a Configuração 1 são mostradas na Figura 4.4. A seção NJ1 corresponde à região da abertura de saída. A seção NJ4 corresponde à região da parede inclinada. Se as paredes não forem inclinadas, a seção NJ4 corresponde a 5% da largura do distribuidor. No caso com supressor de turbulência, este

determina o limite da seção NJ2. No caso sem supressor de turbulência, os intervalos da malha na seção NJ2 são iguais aos da seção NJ1.

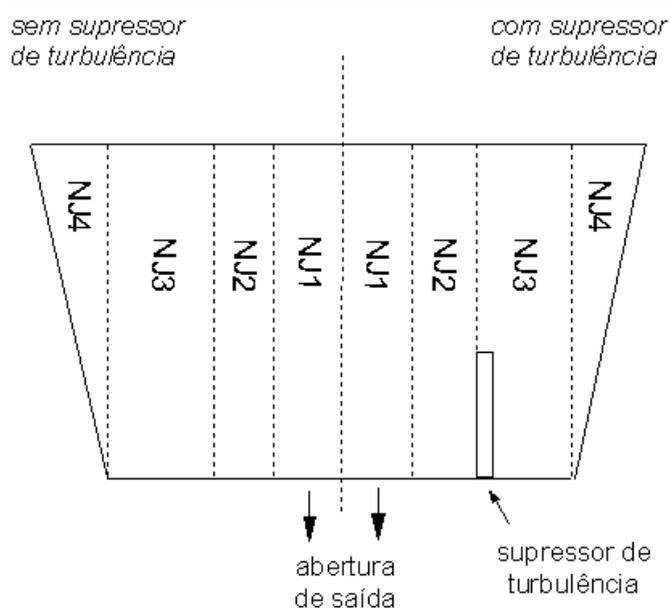


Figura 4.4 - Seções da malha na largura do distribuidor para a Configuração 1.

As seções da malha ao longo da largura para a Configuração 2 são mostradas na Figura 4.5. A seção NJ4 corresponde à região da abertura de saída. As seções NJ1 e NJ7 correspondem à região das paredes inclinadas. Se as paredes não forem inclinadas, as seções NJ1 e NJ7 correspondem cada a 10% da largura do distribuidor. No caso com supressor de turbulência, este determina os limites das seções NJ3 e NJ5. No caso sem supressor de turbulência, os intervalos da malha nas seções NJ3 e NJ5 são iguais aos da seção NJ4. O modelo comporta a abertura de saída fora do centro ao longo da largura.

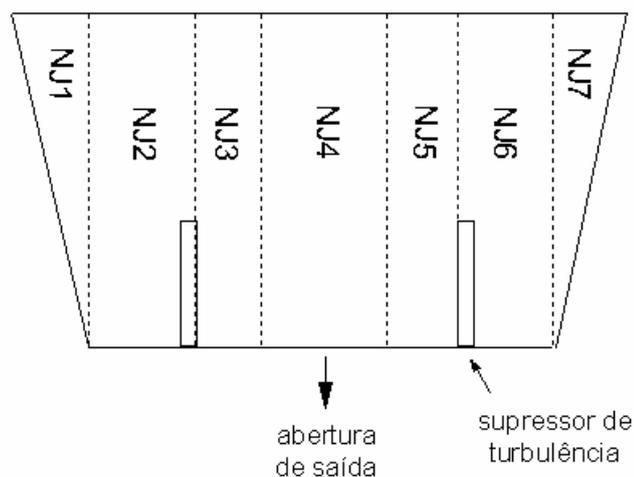


Figura 4.5 - Seções da malha na largura do distribuidor para a Configuração 2.

As seções da malha ao longo do comprimento para a Configuração 1 são mostradas na Figura 4.6. A seção NK1 corresponde à região da válvula de entrada. A seção NK2 tem os intervalos da malha iguais aos da seção NK1. A seção NK12 corresponde à parede inclinada. Se a parede não for inclinada, a seção NK12 corresponde a 5% do comprimento do distribuidor. A seção NK9 corresponde à abertura de saída. As seções NK8 e NK10 têm os intervalos da malha iguais aos da seção NK9. A seção NK2S é limitada pelo supressor de turbulência. Se não existir o supressor de turbulência, não existe a seção NK2S. Das seções NB1 a NB4 existirão tantas quantos dispositivos modificadores de fluxo existirem. Existindo apenas um dispositivo modificador de fluxo ele ocupará a seção NB4. No caso de dois dispositivos modificadores de fluxo, eles ocuparão as seções NB3 e NB4, e assim por diante.

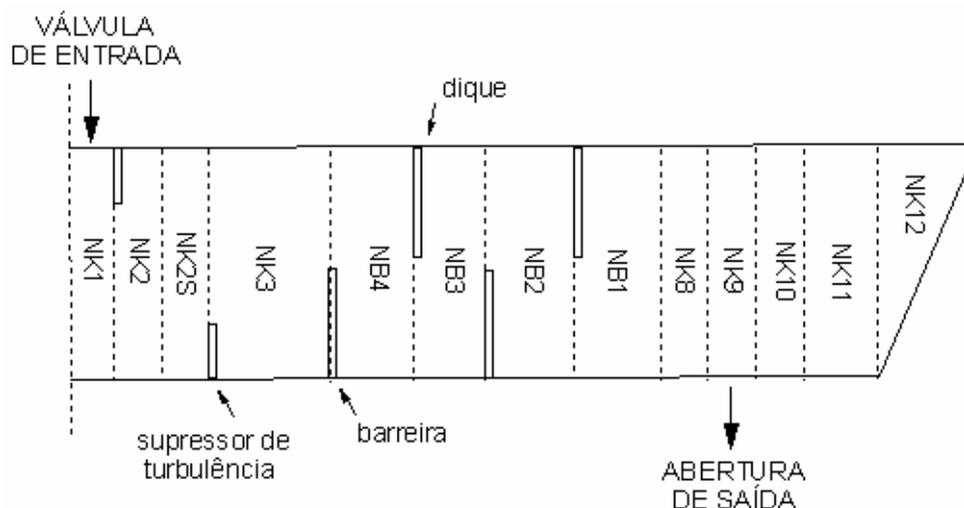


Figura 4.6 - Seções da malha no comprimento do distribuidor para a Configuração 1.

As seções da malha ao longo do comprimento para a Configuração 2 são mostradas na Figura 4.7. A seção NK1 corresponde à região da válvula de entrada. As seções NK2 e NK15 têm os intervalos da malha iguais aos da seção NK1. As seções NK12 e NK13 correspondem às paredes inclinadas. Se as paredes não forem inclinadas, as seções NK12 e NK13 correspondem cada a 10% do comprimento do distribuidor. A seção NK9 corresponde à abertura de saída. As seções NK8 e NK10 têm os intervalos da malha iguais aos da seção NK9. As seções NK2S e NK15S não existem se não houver o supressor de turbulência e são limitadas por ele. Das seções NB1 a NB4 existirão tantas quantos dispositivos modificadores de fluxo existirem. Existindo apenas um dispositivo modificador de fluxo ele ocupará a seção NB4. No caso de dois dispositivos modificadores de fluxo, eles ocuparão as seções NB3 e NB4, e assim por diante.

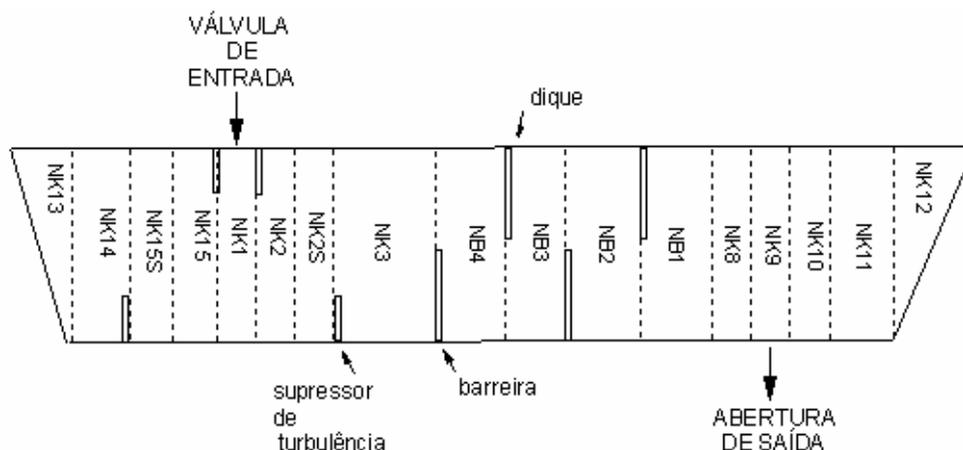


Figura 4.7 - Seções da malha no comprimento do distribuidor para a Configuração 2.

Para facilitar a entrada de dados, principalmente no que diz respeito ao estabelecimento da malha a ser utilizada, e a visualização dos resultados foi elaborada uma interface em Visual Basic[®].

4.3 - Simulação do Distribuidor usando Modelo Físico

Foram feitas simulações num modelo físico em escala reduzida (1:3) de um distribuidor de uma usina do estado de Minas Gerais. O fluido utilizado para representar o aço líquido foi a água, e o material empregado na construção do modelo foi acrílico.

O experimento consistiu na injeção de um pulso de traçador (cloreto de potássio) na entrada e acompanhamento da concentração do traçador na saída do distribuidor. Esta curva de concentração do traçador com o tempo permite avaliar o tempo de residência do material no distribuidor. Esses experimentos em modelo físico permitiram a seleção do modelo de turbulência.

O distribuidor simulado foi do tipo com uma válvula de entrada e dois veios com simetria na largura e no comprimento (configuração 1). Na Figura 4.8 são apresentados diferentes cortes do modelo em escala reduzida do distribuidor com suas dimensões.

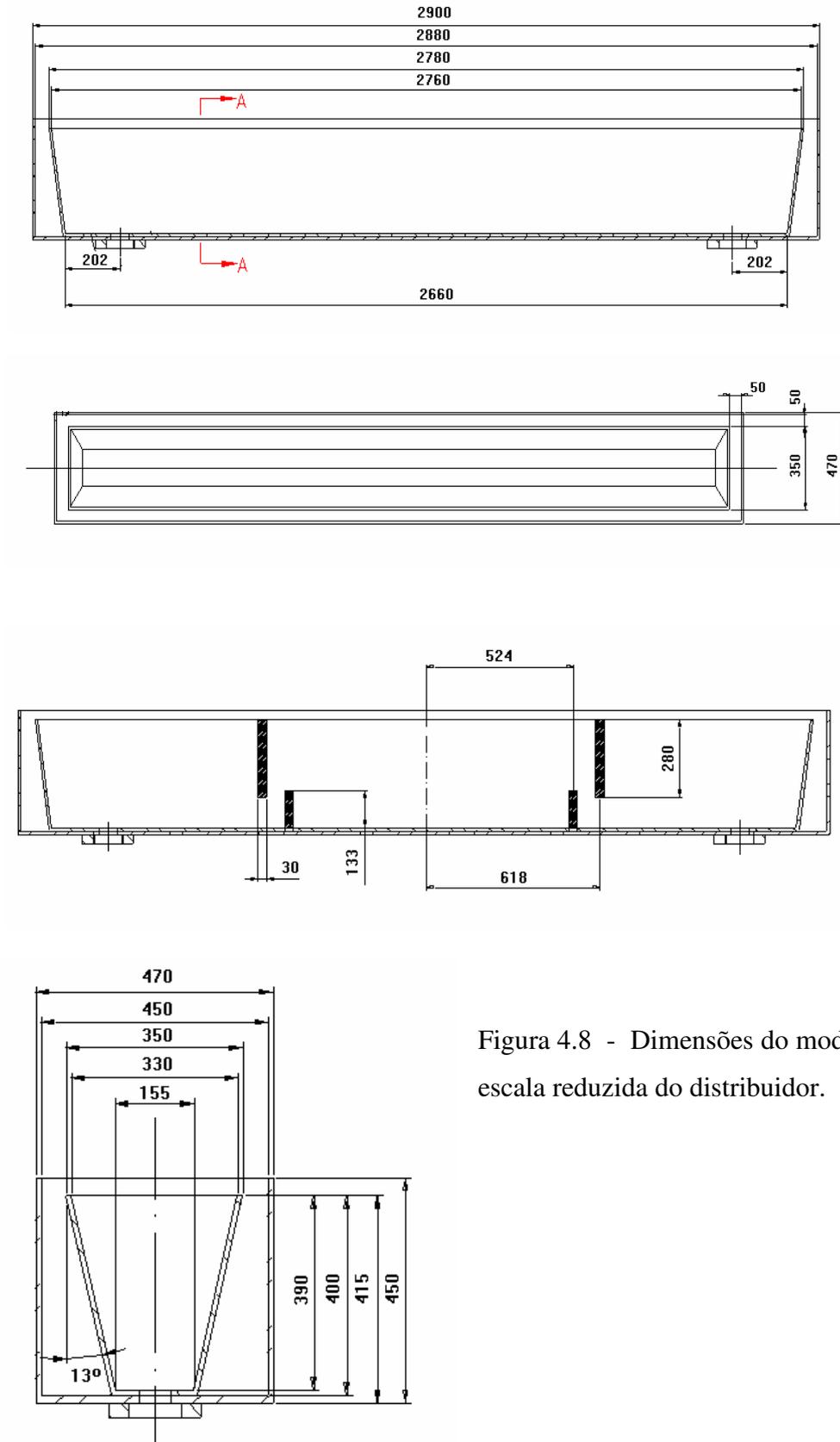


Figura 4.8 - Dimensões do modelo em escala reduzida do distribuidor.

Foram simuladas 3 situações:

- distribuidor sem dispositivos modificadores de fluxo;
- distribuidor com um dique e uma barreira;
- distribuidor com o supressor de turbulência.

As simulações foram feitas nas seguintes condições:

- volume de água no distribuidor = 200 l.
- vazão de água no distribuidor = 50 l/min.

O supressor de turbulência utilizado tinha as seguintes dimensões: 25cm de altura, 67,5cm de largura e 125,5cm de comprimento.

O dique tinha 28,1cm de altura e estava a 40cm da válvula de entrada no comprimento. A barreira tinha 10cm de altura e estava a 55cm da válvula de entrada no comprimento.

4.4 - Simulação Matemática do Distribuidor

A simulação matemática do distribuidor constou de diferentes tarefas. Inicialmente foi feito um estudo para verificar se o tamanho dos intervalos da malha estava afetando os resultados. Em seguida foram feitas simulações reproduzindo a simulação em modelo físico em escala reduzida para selecionar o modelo de turbulência.

Após isso, foram feitas simulações reproduzindo os distribuidores da Acesita, procurando verificar o efeito de algumas variáveis sobre os resultados.

Finalmente foram feitas simulações procurando comparar os resultados para um distribuidor com aço, um modelo de distribuidor com água em tamanho natural e um modelo de distribuidor com água em escala reduzida.

4.4.1 - Avaliação da adequação da malha

A avaliação da adequação da malha utilizada foi feita em 3 etapas. Inicialmente foi avaliada uma situação com a configuração 1 do distribuidor em que se aumentou o número de nós nas 3 dimensões em cerca de 10%. Depois foi avaliada uma situação em que foram aumentados os números de nós nas 3 dimensões separadamente em cerca de 20 %. Finalmente foi avaliada uma situação com a configuração 2 do distribuidor em que se aumentou o número de nós em cerca de 15 % ao longo do comprimento, que foi a direção aparentemente mais crítica pelas simulações anteriores.

As condições para as simulações da primeira etapa são apresentadas nas Tabela 4.2 e 4.3. Foi utilizada inicialmente uma malha com 53 pontos ao longo do comprimento, 50 pontos ao longo da altura e 44 pontos ao longo da largura. Para comparação utilizou-se uma malha com 57 pontos ao longo do comprimento, 55 pontos ao longo da altura e 49 pontos ao longo da largura.

Tabela 4.2 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 1 (parte 1).

VARIÁVEL	VALOR
Altura (m)	0,3250
Metade da largura superior (m)	0,1504
Metade da largura inferior (m)	0,0775
Metade do comprimento superior (m)	1,3717
Metade do comprimento inferior (m)	1,3300
Penetração da válvula de entrada (m)	0,2450
Diâmetro da válvula de entrada (m)	0,0260
Diâmetro da abertura de saída (m)	0,0650
Posição no comprimento da abertura de saída (m)	1,1280
Altura do dique (m)	-
Posição no comprimento do dique (m)	-
Altura da barreira (m)	-
Posição no comprimento da barreira (m)	-
Altura do supressor de turbulência (m)	-
Metade da "largura" do supressor de turbulência (m)	-
Metade do "comprimento" do supressor de turbulência (m)	-

Tabela 4.3 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 1 (parte 2).

VARIÁVEL	VALOR
Densidade do fluido (kg/m ³)	997
Viscosidade do fluido (kg/m.s)	9,5x10 ⁻⁴
Calor específico do fluido (J/kg.K)	4180
Condutividade térmica do fluido (J/m.s.K)	-
Temperatura de entrada do fluido (°C)	-
Temperatura ambiente (°C)	-
Vazão do fluido (t/h)	2,99

As condições para as simulações da segunda etapa são apresentadas nas Tabela 4.4 e 4.5. Na Tabela 4.6 são apresentadas as malhas utilizadas nas simulações.

Tabela 4.4 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 2 (parte 1).

VARIÁVEL	VALOR
Altura (m)	0,3310
Metade da largura superior (m)	0,1518
Metade da largura inferior (m)	0,0775
Metade do comprimento superior (m)	1,3724
Metade do comprimento inferior (m)	1,3300
Penetração da válvula de entrada (m)	0,2510
Diâmetro da válvula de entrada (m)	0,0260
Diâmetro da abertura de saída (m)	0,0650
Posição no comprimento da abertura de saída (m)	1,1280
Altura do dique (m)	0,2810
Posição no comprimento do dique (m)	0,4000
Altura da barreira (m)	0,1000
Posição no comprimento da barreira (m)	0,5500
Altura do supressor de turbulência (m)	-
Metade da "largura" do supressor de turbulência (m)	-
Metade do "comprimento" do supressor de turbulência (m)	-

Tabela 4.5 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 2 (parte 2).

VARIÁVEL	VALOR
Densidade do fluido (kg/m ³)	997
Viscosidade do fluido (kg/m.s)	9,5x10 ⁻⁴
Calor específico do fluido (J/kg.K)	4180
Condutividade térmica do fluido (J/m.s.K)	-
Temperatura de entrada do fluido (°C)	-
Temperatura ambiente (°C)	-
Vazão do fluido (t/h)	2,99

Tabela 4.6 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 2 (parte 3).

Simulação	Pontos ao longo do comprimento	Pontos ao longo da largura	Pontos ao longo da altura
S0	53	44	50
S0X	53	44	58
S0Y	53	53	50
S0Z	65	44	50

As condições para as simulações da terceira etapa são apresentadas nas Tabela 4.7 e 4.8. Foi utilizada inicialmente uma malha com 57 pontos ao longo do comprimento, 40 pontos ao longo da altura e 38 pontos ao longo da largura. Para comparação utilizou-se uma malha com 66 pontos ao longo do comprimento, 40 pontos ao longo da altura e 38 pontos ao longo da largura.

Tabela 4.7 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 3 (parte 1).

VARIÁVEL	VALOR
Altura (m)	0,8200
Largura superior (m)	0,7090
Largura inferior (m)	0,5300
Comprimento superior (m)	3,6370
Comprimento inferior (m)	3,4200
Penetração da válvula de entrada (m)	0,1500
Diâmetro da válvula de entrada (m)	0,0670
Posição no comprimento da válvula de entrada (m)	0,4585
Posição na largura da válvula de entrada (m)	0,3545
Diâmetro da abertura de saída (m)	0,0550
Posição no comprimento da abertura de saída (m)	3,3385
Posição na largura da abertura de saída (m)	0,3545
Altura do dique (m)	0,6000
Posição no comprimento do dique (m)	0,9900
Altura da barreira (m)	0,3000
Posição no comprimento da barreira (m)	1,3800
Altura do supressor de turbulência (m)	-
"Largura" do supressor de turbulência (m)	-
"Comprimento" do supressor de turbulência (m)	-

Tabela 4.8 - Condições da simulação matemática para avaliação da adequação da malha - etapa 3 (parte 2).

VARIÁVEL	VALOR
Densidade do aço líquido (kg/m ³)	7000
Viscosidade do aço líquido (kg/m.s)	6,2x10 ⁻³
Calor específico do aço líquido (J/kg.K)	680
Condutividade térmica do aço líquido (J/m.s.K)	36
Temperatura de entrada do aço (°C)	1570
Temperatura ambiente (°C)	25
Vazão de aço (t/h)	84

4.4.2 - Seleção do modelo de turbulência

As condições das simulações para reproduzir os experimentos com o modelo físico em escala reduzida estão dadas nas Tabelas 4.9 e 4.10.

Tabela 4.9 - Condições da simulação matemática para comparação com os resultados do modelo físico em escala reduzida (parte 1).

VARIÁVEL	Configuração		
	V0	S0	I0
Altura (m)	0,3250	0,3310	0,3250
Metade da largura superior (m)	0,1504	0,1518	0,1504
Metade da largura inferior (m)	0,0775	0,0775	0,0775
Metade do comprimento superior (m)	1,3717	1,3724	1,3717
Metade do comprimento inferior (m)	1,3300	1,3300	1,3300
Penetração da válvula de entrada (m)	0,2450	0,2510	0,2450
Diâmetro da válvula de entrada (m)	0,0260	0,0260	0,0260
Diâmetro da abertura de saída (m)	0,0650	0,0650	0,0650
Posição no comprimento da abertura de saída (m)	1,1280	1,1280	1,1280
Altura do dique (m)	-	0,2810	-
Posição no comprimento do dique (m)	-	0,4000	-
Altura da barreira (m)	-	0,1000	-
Posição no comprimento da barreira (m)	-	0,5500	-
Altura do supressor de turbulência (m)	-	-	0,0250
Metade da "largura" do supressor de turbulência (m)	-	-	0,0675
Metade do "comprimento" do supressor de turbulência (m)	-	-	0,1255

Tabela 4.10 - Condições da simulação matemática para comparação com os resultados do modelo físico em escala reduzida (parte 2).

VARIÁVEL	VALOR
Densidade do fluido (kg/m ³)	997
Viscosidade do fluido (kg/m.s)	9,5x10 ⁻⁴
Calor específico do fluido (J/kg.K)	4180
Condutividade térmica do fluido (J/m.s.K)	-
Temperatura de entrada do fluido (°C)	-
Temperatura ambiente (°C)	-
Vazão do fluido (t/h)	2,99

Foram feitas simulações utilizando os modelos de turbulência de: Launder e Sharma, Jones e Launder, e Hoffman. Os dois primeiros foram utilizados por serem citados na literatura para utilização em modelos matemáticos de distribuidores. O modelo de Hoffman foi selecionado por dar resultados relativamente diferentes de outros modelos de turbulência, segundo Lan et alii⁽³⁴⁾, e por ser de implementação relativamente simples.

4.4.3 - Simulações para os distribuidores da Acesita

As condições para as simulações do distribuidor 1 da Acesita estão nas Tabelas 4.11 e 4.12. As condições para a simulação do distribuidor 2 da Acesita são apresentadas nas Tabelas 4.13 e 4.14. Os dois distribuidores são do tipo da configuração 2. As diferenças em relação à simulação de referência estão realçadas em amarelo.

4.4.4 - Simulações para avaliação da utilização dos modelos físicos com água

Como alguns autores desconsideram a queda de temperatura ao longo do distribuidor, foi estudada a queda de temperatura do aço no distribuidor, e seu efeito sobre o fluxo de metal e a retirada de inclusões, permitindo avaliar a necessidade ou não da inclusão da equação de balanço de energia no equacionamento. Para tanto foram avaliadas duas situações: um distribuidor sem dispositivos modificadores de fluxo e um distribuidor com um dique e uma barreira. Para cada situação avaliou-se o distribuidor com aço, o distribuidor com água e o distribuidor em escala 1:3 com água utilizando num caso o critério de similaridade de Froude e noutra caso o critério de similaridade de Reynolds.

Nas Tabelas 4.15 e 4.16 estão apresentadas as condições das simulações para o distribuidor com aço. A utilização do critério de similaridade de Froude implica na multiplicação da vazão volumétrica por $(1/3)^{5/2}$ e a utilização do critério de similaridade de Reynolds implica na multiplicação da vazão volumétrica por $(1/3)$ para uma escala de 1:3.

Tabela 4.11 - Condições das simulações matemáticas para o distribuidor 1 da Acesita (parte 1).

VARIÁVEL	Condições					
	R3	R1	R5	R4	R9	R15
Altura (m)	0,820	0,820	0,820	0,820	0,620	0,820
Largura superior (m)	0,850	0,850	0,850	0,850	0,828	0,850
Largura inferior (m)	0,760	0,760	0,760	0,760	0,760	0,760
Comprimento superior (m)	2,150	2,150	2,150	2,150	2,1134	2,150
Comprimento inferior (m)	2,000	2,000	2,000	2,000	2,000	2,000
Penetração da válvula de entrada (m)	0,350	0,350	0,350	0,150	0,350	0,350
Diâmetro da válvula de entrada (m)	0,067	0,067	0,067	0,067	0,067	0,067
Posição no comprimento da válvula de entrada (m)	0,455	0,455	0,455	0,455	0,4367	0,455
Posição na largura da válvula de entrada (m)	0,425	0,425	0,425	0,425	0,414	0,425
Diâmetro da abertura de saída (m)	0,055	0,055	0,055	0,055	0,055	0,055
Posição no comprimento da abertura de saída (m)	1,915	1,915	1,915	1,915	1,8967	1,915
Posição na largura da abertura de saída (m)	0,215	0,215	0,215	0,215	0,204	0,215
Altura do dique (m)	-	-	-	-	-	-
Posição no comprimento do dique (m)	-	-	-	-	-	-
Altura da barreira (m)	-	-	-	-	-	0,180
Posição no comprimento da barreira (m)	-	-	-	-	-	0,825
Altura do supressor de turbulência (m)	-	-	-	-	-	-
"Largura" do supressor de turbulência (m)	-	-	-	-	-	-
"Comprimento" do supressor de turbulência (m)	-	-	-	-	-	-
Vazão de aço (t/h)	84,0	126,0	63,0	84,0	84,0	84,0

Tabela 4.12 - Condições das simulações matemáticas para o distribuidor 1 da Acesita (parte 2).

VARIÁVEL	VALOR
Densidade do aço líquido (kg/m ³)	7000
Viscosidade do aço líquido (kg/m.s)	6,2x10 ⁻³
Calor específico do aço líquido (J/kg.K)	680
Condutividade térmica do aço líquido (J/m.s.K)	36
Temperatura de entrada do aço (°C)	1500
Temperatura ambiente (°C)	25

Tabela 4.13 - Condições das simulações matemáticas para o distribuidor 2 da Acesita (parte 1).

VARIÁVEL	Condições	
	R21	R22
Altura (m)	0,820	0,620
Largura superior (m)	0,7092	0,6654
Largura inferior (m)	0,530	0,530
Comprimento superior (m)	3,6368	3,5839
Comprimento inferior (m)	3,420	3,420
Penetração da válvula de entrada (m)	0,150	0,150
Diâmetro da válvula de entrada (m)	0,067	0,067
Posição no comprimento da válvula de entrada (m)	0,4584	0,432
Posição na largura da válvula de entrada (m)	0,3546	0,3327
Diâmetro da abertura de saída (m)	0,055	0,055
Posição no comprimento da abertura de saída (m)	3,3384	3,3119
Posição na largura da abertura de saída (m)	0,3546	0,3327
Altura do dique (m)	-	-
Posição no comprimento do dique (m)	-	-
Altura da barreira (m)	-	-
Posição no comprimento da barreira (m)	-	-
Altura do supressor de turbulência (m)	-	-
"Largura" do supressor de turbulência (m)	-	-
"Comprimento" do supressor de turbulência (m)	-	-
Vazão de aço (t/h)	84,0	84,0

Tabela 4.14 - Condições das simulações matemáticas para o distribuidor 2 da Acesita (parte 2).

VARIÁVEL	VALOR
Densidade do aço líquido (kg/m ³)	7000
Viscosidade do aço líquido (kg/m.s)	6,2x10 ⁻³
Calor específico do aço líquido (J/kg.K)	680
Condutividade térmica do aço líquido (J/m.s.K)	36
Temperatura de entrada do aço (°C)	1500
Temperatura ambiente (°C)	25

Tabela 4.15 - Condições das simulações matemáticas para avaliar a utilização de modelos físicos com água (parte 1).

VARIÁVEL	Condições	
	A	B
Altura (m)	0,820	0,820
Largura superior (m)	0,709	0,709
Largura inferior (m)	0,530	0,530
Comprimento superior (m)	3,637	3,637
Comprimento inferior (m)	3,420	3,420
Penetração da válvula de entrada (m)	0,150	0,150
Diâmetro da válvula de entrada (m)	0,067	0,067
Posição no comprimento da válvula de entrada (m)	0,4585	0,4585
Posição na largura da válvula de entrada (m)	0,3545	0,3545
Diâmetro da abertura de saída (m)	0,055	0,055
Posição no comprimento da abertura de saída (m)	3,3385	3,3385
Posição na largura da abertura de saída (m)	0,3545	0,3545
Altura do dique (m)	-	0,6000
Posição no comprimento do dique (m)	-	0,9900
Altura da barreira (m)	-	0,3000
Posição no comprimento da barreira (m)	-	1,3800
Altura do supressor de turbulência (m)	-	-
"Largura" do supressor de turbulência (m)	-	-
"Comprimento" do supressor de turbulência (m)	-	-
Vazão de aço (t/h)	84,0	84,0

Tabela 4.16 - Condições das simulações matemáticas para avaliar a utilização de modelos físicos com água (parte 2).

VARIÁVEL	VALOR
Densidade do aço líquido (kg/m ³)	7000
Viscosidade do aço líquido (kg/m.s)	6,2x10 ⁻³
Calor específico do aço líquido (J/kg.K)	680
Condutividade térmica do aço líquido (J/m.s.K)	36
Temperatura de entrada do aço (°C)	1570
Temperatura ambiente (°C)	25

4.5 - Modelo Matemático da Máquina de Lingotamento Contínuo

O modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo é um modelo de escoamento turbulento tridimensional, que utiliza o modelo de turbulência do tipo $K-\varepsilon$ de baixo número de Reynolds de Launder e Sharma, e que leva em conta ainda a solidificação e pode levar em consideração a macrosegregação do carbono no caso de aços-carbono. O modelo engloba as regiões do molde e do resfriamento secundário. Este modelo faz uso das equações (3.9) a (3.16) com algumas simplificações.

Na equação de continuidade é eliminado o termo de acumulação de massa, fazendo com que a equação fique da seguinte forma :

$$\frac{\partial(\rho \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot u)}{\partial z} = 0 \quad (4.11)$$

Nas equações de conservação de momentum são eliminados os termos de acumulação. Os termos que introduzem o efeito da gravidade associado ao fenômeno de convecção natural devido aos gradientes de temperatura e de concentração aparecem apenas em uma das equações, aquela que acompanha a direção da força da gravidade.

Equação de conservação de momentum na direção x:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho \cdot w \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot w \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot w \cdot u)}{\partial z} = \\ \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial x} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial x} + \\ \frac{\mu_l}{K_p} \cdot (w - w_s) + \rho \cdot g_x \cdot \beta_T \cdot (T - T_{ref}) + \sum_j \rho \cdot g_x \cdot \beta_{c,j} \cdot (C_j - C_{ref,j}) \end{aligned} \quad (4.12)$$

Equação de conservação de momentum na direção y:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho \cdot v \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot v \cdot u)}{\partial z} = \\ \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial y} + \\ \frac{\mu_l}{K_p} \cdot (v - v_s) \end{aligned} \quad (4.13)$$

Equação de conservação de momentum na direção z:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho \cdot u \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot u \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot u \cdot u)}{\partial z} = \\ \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial z} + \\ \frac{\mu_l}{K_p} \cdot (u - u_s) \end{aligned} \quad (4.14)$$

Nas equações de conservação de energia, dos parâmetros de turbulência e de conservação de espécies químicas são eliminados os termos de acumulação.

Equação de conservação de energia:

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial(\rho \cdot H \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot H \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot H \cdot u)}{\partial z} = \\
& \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial H}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial H}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial H}{\partial z} \right] + \\
& \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial x} (H_s - H) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial y} (H_s - H) \right] + \\
& \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial z} (H_s - H) \right] - \frac{\partial}{\partial x} [f_s \cdot \rho \cdot (w - w_s) \cdot (H_l - H_s)] - \\
& \frac{\partial}{\partial y} [f_s \cdot \rho \cdot (v - v_s) \cdot (H_l - H_s)] - \frac{\partial}{\partial z} [f_s \cdot \rho \cdot (u - u_s) \cdot (H_l - H_s)]
\end{aligned} \tag{4.15}$$

Equação para energia cinética de turbulência:

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial(\rho \cdot K \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot K \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot K \cdot u)}{\partial z} = \\
& \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_K} \cdot \frac{\partial K}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_K} \cdot \frac{\partial K}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_K} \cdot \frac{\partial K}{\partial z} \right) + G_K - \rho \cdot \varepsilon + \\
& D_K + A_K \cdot K \cdot \frac{(1 - f_l^2)}{f_l^3}
\end{aligned} \tag{4.16}$$

Equação para taxa de dissipação de energia cinética de turbulência:

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial(\rho \cdot \varepsilon \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot \varepsilon \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot \varepsilon \cdot u)}{\partial z} = \\
& \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} \right) + \frac{C_1 \cdot f_1 \cdot \varepsilon \cdot G_K}{K} - \frac{C_2 \cdot f_2 \cdot \rho \cdot \varepsilon^2}{K} + \\
& E_K + A_K \cdot \varepsilon \cdot \frac{(1 - f_l^2)}{f_l^3}
\end{aligned} \tag{4.17}$$

Equação de conservação de espécies químicas:

$$\begin{aligned}
 & \frac{\partial(\rho \cdot C \cdot w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot C \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot C \cdot u)}{\partial z} = \\
 & \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial C}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial C}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial C}{\partial z} \right] + \\
 & \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial x} (C_l - C) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial y} (C_l - C) \right] + \\
 & \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\mu_l}{Sc} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Sc_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial z} (C_l - C) \right] - \frac{\partial}{\partial x} [f_s \cdot \rho \cdot (w - w_s) \cdot (C_l - C_s)] - \\
 & \frac{\partial}{\partial y} [f_s \cdot \rho \cdot (v - v_s) \cdot (C_l - C_s)] - \frac{\partial}{\partial z} [f_s \cdot \rho \cdot (u - u_s) \cdot (C_l - C_s)] \quad (4.18)
 \end{aligned}$$

Para o cálculo da concentração de inclusões é utilizada a equação (4.8).

O modelo considera ainda que há simetria no processo ao longo da espessura e da largura. Como condições de contorno, tem-se na superfície livre e nos planos de simetria, as componentes de velocidade e os gradientes de todas as outras variáveis, exceto a temperatura, que são normais aos planos são considerados iguais a zero. Na saída, a velocidade é igual à velocidade de lingotamento e os gradientes de todas as outras variáveis que são normais ao plano de saída são considerados iguais a zero.

O modelo inclui ainda uma válvula submersa simplificada, que permite o estudo do efeito da inclinação de sua abertura sobre o fluxo de metal líquido no molde. Considera-se que a válvula submersa tem seção retangular e área constante ao longo de sua altura.

Para a permeabilidade da zona pastosa foi selecionada a equação (3.82) de Aboutalebi et alii⁽⁵⁾.

Para a fração de sólidos da região pastosa optou-se pela equação (3.7), que baseia-se na regra da alavanca, quando se considera a macrosegregação, e foi utilizada a equação (3.6), onde a fração de sólidos é proporcional à temperatura, para os casos em que não se considerou a macrosegregação.

Para o cálculo do fluxo de calor no molde foi utilizada a equação (3.91), por fornecer um valor de fluxo de calor que varia com a altura no molde. Para o cálculo do coeficiente de transferência de calor no resfriamento secundário foi utilizada a equação (3.95), que é função da vazão de água e da temperatura na superfície da placa. Para o caso de transferência de calor por convecção natural tomou-se o valor de $15 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ proposto por Brimacombe e Batista⁽⁷⁴⁾.

Na análise da macrosegregação optou-se, no cálculo da concentração de carbono no líquido, pela regra da alavanca (equação (3.20)). Os valores de k_p foram estimados a partir do diagrama de fases Fe-C: 0,192 para teores de carbono inferiores a 0,2% e 0,465 para teores de carbono superiores a 0,2%. A análise da macrosegregação considera apenas o carbono e só é válida para aços-carbono.

Para a remoção de inclusões foi selecionado o modelo de Joo et alii⁽³³⁾, que funciona adequadamente e é um modelo mais simples.

A densidade do aço foi considerada constante, em função do equacionamento do modelo matemático. Foi empregado o valor de $7000 \text{ kg}/\text{m}^3$. A viscosidade do aço líquido foi assumida igual a $6,2 \times 10^{-3} \text{ kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$.

Para a condutividade térmica do aço, dada em $\text{J}/(\text{s} \cdot \text{m} \cdot \text{K})$, foram utilizadas as seguintes equações, apresentadas por Brimacombe et alii⁽²²⁾:

$$k_{aço} = 64,1354 - 0,0427 \cdot T_{aço} \quad p / T_{aço} < 727^\circ \text{C} \quad (4.19)$$

$$k_{aço} = 16,9952 + 0,0115 \cdot T_{aço} \quad p / T_{aço} > 727^\circ \text{C} \quad (4.20)$$

Nas equações (4.19) e (4.20) a temperatura é dada em graus Celsius.

Para o cálculo do calor específico do aço, dado em J/(kg.K), tomou-se o seguinte equacionamento:

$$C_{p_{aço}} = 2368 - 14,92 \cdot T_{aço} + 4,107 \times 10^{-2} \cdot (T_{aço})^2 - 4,696 \times 10^{-5} \cdot (T_{aço})^3 + 1,953 \times 10^{-8} \cdot (T_{aço})^4 \quad p/T_{aço} \leq 1020K \quad (4.21)$$

$$C_{p_{aço}} = 7802 - 5,278 \cdot T_{aço} - 3,676 \times 10^{-3} \cdot (T_{aço})^2 + 1,388 \times 10^{-6} \cdot (T_{aço})^3 + 1,031 \times 10^{-9} \cdot (T_{aço})^4 \quad p/1020K < T_{aço} \leq 1210K \quad (4.22)$$

$$C_{p_{aço}} = 703 \quad p/T_{aço} > 1210K \quad (4.23)$$

Trata-se de uma adaptação do equacionamento de Suzuki et alii⁽⁷⁰⁾. Suzuki et alii consideram um valor de 720 J/(kg.K) para a faixa de temperatura acima da temperatura liquidus. Esta alteração foi feita para que o equacionamento do termo-fonte da equação de balanço de energia não apresentasse inconsistência. Este termo-fonte deve ser nulo quando a temperatura do aço é inferior à temperatura solidus ou superior à temperatura liquidus. Para que o termo-fonte fique nulo, o calor específico do aço sólido deve ser igual ao do aço líquido na faixa de temperaturas em que ocorre a fusão.

4.6 - Elaboração do Programa de Computador Para o Modelo Matemático da Máquina de Lingotamento Contínuo

Para o programa de computador partiu-se do modelo matemático do distribuidor (configuração 1), em FORTRAN, fazendo as adaptações necessárias para o modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo. O modelo supõe que o veio é simétrico em relação à largura e à espessura. A entrada dos dados relativos ao fluxo de metal líquido pode vir do modelo matemático do distribuidor.

O modelo da máquina de lingotamento contínuo, assim como o modelo do distribuidor, é composto de um conjunto de equações diferenciais, que são resolvidas iterativamente utilizando a técnica de volumes finitos e o algoritmo SIMPLER proposto por Patankar. As equações são resolvidas uma de cada vez, linha a linha pelo método TDMA, até que o nível do resíduo no cálculo das variáveis atinja um valor adequado. Inicialmente são

calculados os perfis das seguintes variáveis: velocidades u , v e w , energia cinética de turbulência, dissipação da energia cinética de turbulência, temperatura e concentração de carbono. Depois de calculados os perfis de velocidades, é calculado o perfil de concentração de inclusões.

Para o estabelecimento dos valores das variáveis para início do processo iterativo, a máquina de lingotamento contínuo foi dividida em diferentes regiões. Na região da válvula de entrada acima da abertura, a velocidade em x inicia igual à velocidade de entrada, a energia cinética de turbulência e a taxa de dissipação da energia cinética de turbulência iniciam iguais aos seus valores de entrada, e a temperatura é igual à temperatura de entrada. Até a 2,5m do menisco (com exceção do trecho inicial da válvula submersa), as velocidades são iniciadas iguais a zero, as temperaturas iguais à temperatura de entrada, e a energia cinética de turbulência e a taxa de dissipação da energia cinética de turbulência iguais a 1% do valor de entrada. Além de 16,0 m do menisco, a temperatura para início do processo iterativo é igual à temperatura liquidus. Entre 2,5 e 16,0 m, a temperatura para início do processo iterativo varia linearmente entre a temperatura de entrada e a temperatura liquidus, em função da distância do menisco. Além de 6,0 m do menisco, a velocidade em x para início do processo iterativo é igual à velocidade de lingotamento. Entre 2,5 e 6,0 m, a velocidade em x para início do processo iterativo varia linearmente entre zero e a velocidade de lingotamento, em função da distância do menisco. Além de 2,5m do menisco, a energia cinética de turbulência e a taxa de dissipação da energia cinética de turbulência são iniciadas com valores que representam 1% dos valores calculados pelas equações (3.23) e (3.24) utilizando a velocidade de lingotamento, ao invés da velocidade de entrada.

Nos cálculos de concentração de inclusões, para início do processo iterativo, as concentrações foram consideradas iguais a 1.

No que diz respeito ao método numérico, foi utilizado para as velocidades u , v e w , energia cinética de turbulência e dissipação da energia cinética de turbulência, o esquema de discretização "power law". Para a temperatura e a concentração de carbono, foi utilizado o esquema de discretização "upwind", pois foi utilizado, para o termo-fonte

nas equações de temperatura e de concentração de carbono, a formulação proposta por Bennon e Incropera⁽⁷⁶⁾, que impõe a utilização deste esquema de discretização. Esta formulação de Bennon e Incropera foi utilizada visando facilitar a convergência na resolução do equacionamento. Nas equações (4.15) e (4.18), do quarto ao sexto termos à direita do sinal de igualdade estão os termos-fonte de natureza difusiva, e do sétimo ao nono termos estão os termos-fonte de natureza convectiva. Assim pode-se definir:

$$S_D = \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial x} (H_s - H) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial y} (H_s - H) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial z} (H_s - H) \right] \quad (4.24)$$

$$S_C = -\frac{\partial}{\partial x} [f_s \cdot \rho \cdot (w - w_s) \cdot (H_l - H_s)] - \frac{\partial}{\partial y} [f_s \cdot \rho \cdot (v - v_s) \cdot (H_l - H_s)] - \frac{\partial}{\partial z} [f_s \cdot \rho \cdot (u - u_s) \cdot (H_l - H_s)] \quad (4.25)$$

Onde:

S_D = termos-fonte de natureza difusiva;

S_C = termos-fonte de natureza convectiva.

Discretizando estes termos utilizando o esquema “upwind”, tem-se:

$$S_D = \Gamma_E \cdot \frac{\Delta y \cdot \Delta z}{\Delta x} \cdot (H_s - H)_E + \Gamma_W \cdot \frac{\Delta y \cdot \Delta z}{\Delta x} \cdot (H_s - H)_W + \Gamma_N \cdot \frac{\Delta x \cdot \Delta z}{\Delta y} \cdot (H_s - H)_N + \Gamma_S \cdot \frac{\Delta x \cdot \Delta z}{\Delta y} \cdot (H_s - H)_S + \Gamma_T \cdot \frac{\Delta x \cdot \Delta y}{\Delta z} \cdot (H_s - H)_T + \Gamma_B \cdot \frac{\Delta x \cdot \Delta y}{\Delta z} \cdot (H_s - H)_B - \left[(\Gamma_E + \Gamma_W) \cdot \frac{\Delta y \cdot \Delta z}{\Delta x} + (\Gamma_N + \Gamma_S) \cdot \frac{\Delta x \cdot \Delta z}{\Delta y} + (\Gamma_T + \Gamma_B) \cdot \frac{\Delta x \cdot \Delta y}{\Delta z} \right] \cdot (H_s - H)_P \quad (4.26)$$

onde:

$$\Gamma = \left(\frac{\mu_l}{Pr_l} + \frac{f_l \cdot \mu_t}{Pr_t} \right) \quad (4.27)$$

Na equação (4.26), que está em forma discretizada, o subscrito P para Γ e $(Hs-H)$ refere-se ao ponto que está sendo tratado, e os *subscritos* W, E, N, S, T e B referem-se, respectivamente, aos pontos imediatamente a esquerda, a direita, atrás, a frente, acima e abaixo.

A equação (4.25), dos termos-fonte convectivos, pode ser reescrita da seguinte forma:

$$S_C = S_{C,m} - (S_{C,l} + S_{C,s}) \quad (4.28)$$

Os termos da equação (4.28), representados de maneira discretizada, ficam da seguinte forma:

$$S_{C,m} = \left[\begin{array}{l} \max(\rho \cdot u_E \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) + \max(-\rho \cdot u_P \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) + \\ \max(\rho \cdot v_N \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) + \max(-\rho \cdot v_P \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) + \\ \max(\rho \cdot w_T \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) + \max(-\rho \cdot w_P \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) \end{array} \right] \cdot H_P \\ - \max(-\rho \cdot u_E \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) \cdot H_E - \max(\rho \cdot u_P \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) \cdot H_W \\ - \max(-\rho \cdot v_N \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) \cdot H_N - \max(\rho \cdot v_P \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) \cdot H_S \\ - \max(-\rho \cdot w_T \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) \cdot H_T - \max(\rho \cdot w_P \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) \cdot H_B \quad (4.29)$$

$$S_{C,l} = \left[\begin{array}{l} \max(\rho \cdot u_{l,E} \cdot f_l \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) + \max(-\rho \cdot u_{l,P} \cdot f_l \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) + \\ \max(\rho \cdot v_{l,N} \cdot f_l \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) + \max(-\rho \cdot v_{l,P} \cdot f_l \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) + \\ \max(\rho \cdot w_{l,T} \cdot f_l \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) + \max(-\rho \cdot w_{l,P} \cdot f_l \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) \end{array} \right] \cdot H_{l,P} \\ - \max(-\rho \cdot u_{l,E} \cdot f_l \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) \cdot H_{l,E} - \max(\rho \cdot u_{l,P} \cdot f_l \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) \cdot H_{l,W} \\ - \max(-\rho \cdot v_{l,N} \cdot f_l \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) \cdot H_{l,N} - \max(\rho \cdot v_{l,P} \cdot f_l \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) \cdot H_{l,S} \\ - \max(-\rho \cdot w_{l,T} \cdot f_l \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) \cdot H_{l,T} - \max(\rho \cdot w_{l,P} \cdot f_l \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) \cdot H_{l,B} \quad (4.30)$$

$$S_{C,s} = \left[\begin{array}{l} \max(\rho \cdot u_{s,E} \cdot f_s \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) + \max(-\rho \cdot u_{s,P} \cdot f_s \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) + \\ \max(\rho \cdot v_{s,N} \cdot f_s \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) + \max(-\rho \cdot v_{s,P} \cdot f_s \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) + \\ \max(\rho \cdot w_{s,T} \cdot f_s \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) + \max(-\rho \cdot w_{s,P} \cdot f_s \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) \end{array} \right] \cdot H_{s,P} \\ - \max(-\rho \cdot u_{s,E} \cdot f_s \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) \cdot H_{s,E} - \max(\rho \cdot u_{s,P} \cdot f_s \cdot \Delta y \cdot \Delta z, 0) \cdot H_{s,W} \\ - \max(-\rho \cdot v_{s,N} \cdot f_s \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) \cdot H_{s,N} - \max(\rho \cdot v_{s,P} \cdot f_s \cdot \Delta x \cdot \Delta z, 0) \cdot H_{s,S} \\ - \max(-\rho \cdot w_{s,T} \cdot f_s \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) \cdot H_{s,T} - \max(\rho \cdot w_{s,P} \cdot f_s \cdot \Delta x \cdot \Delta y, 0) \cdot H_{s,B} \quad (4.31)$$

Os subscritos s e l para as velocidades e entalpia referem-se respectivamente às fases sólida e líquida. O subscrito P refere-se ao ponto tratado, e os subscritos W, E, N, S, T e B referem-se, respectivamente, aos pontos imediatamente a esquerda, a direita, atrás, a frente, acima e abaixo. Considerou-se a velocidade do sólido igual à velocidade de lingotamento.

Para a equação (4.18) de conservação das espécies químicas, o cálculo dos termos-fonte é feito de forma análoga. Para o cálculo das concentrações no sólido e no líquido, considerou-se que:

$$k_p = \frac{C_s}{C_l} \quad (4.32)$$

Com isso:

$$C_s = \frac{C_m \cdot k_p}{1 - f_s \cdot (1 - k_p)} \quad (4.33)$$

$$C_l = \frac{C_m}{1 - f_s \cdot (1 - k_p)} \quad (4.34)$$

Onde C_m é a concentração média. Nestas equações a fração de sólidos (f_s) é calculada pela equação (3.7), baseada na regra da alavanca. A temperatura liquidus é calculada pela seguinte expressão:

$$T_{liq} = T_0 - 78,8 \cdot \%C \quad p/ \quad \%C < 0,206 \quad (4.35)$$

$$T_{liq} = T_0 - 94,4 \cdot \%C \quad p/ \quad \%C \geq 0,206 \quad (4.36)$$

Onde:

$$T_0 = 1536 - \sum c_j \cdot X_j \quad (4.37)$$

Onde j refere-se a todos elementos componentes do aço, exceto Fe e C; c são os coeficientes da equação de Andrews-Howe⁽⁶⁹⁾ para o cálculo da temperatura liquidus. e X são as porcentagens dos elementos componentes do aço.

Para estabelecimento da malha, a máquina de lingotamento contínuo foi dividida em diferentes seções e o tamanho dos intervalos da malha varia de acordo com a seção. Ao longo da espessura do veio, a malha foi dividida em 4 seções como se vê na Figura 4.9. A seção NK1 corresponde à região da abertura da válvula submersa. Na seção NK2 os intervalos da malha são do mesmo tamanho dos da seção NK1. A seção NK4 corresponde à região junto à parede do molde e representa 5% da espessura do veio.

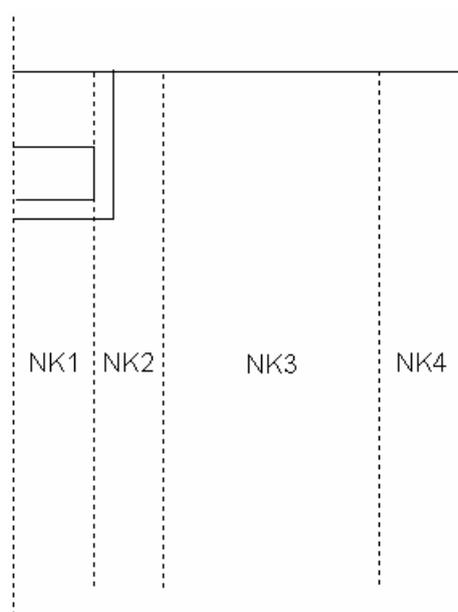


Figura 4.9 - Esquema da malha ao longo da espessura do veio na máquina de lingotamento contínuo.

Ao longo da largura do veio, a malha também foi dividida em 4 seções como se vê na Figura 4.10. A seção NJ1 corresponde à abertura interna da válvula submersa. A seção NJ2 tem a espessura da parede da válvula submersa. A seção NJ4 fica junto à parede do molde e representa 5% da largura do veio.

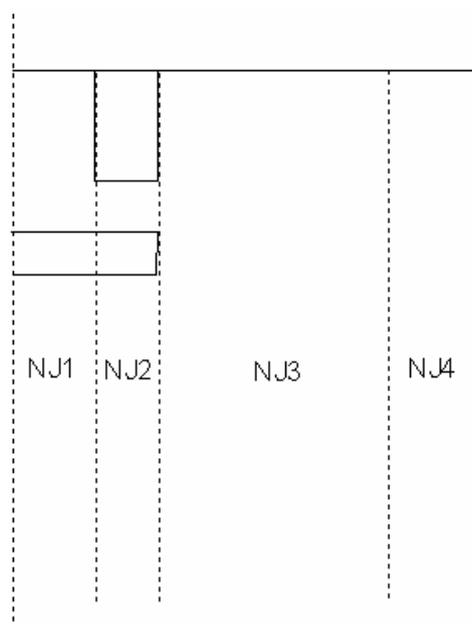


Figura 4.10 - Esquema da malha ao longo da largura do veio na máquina de lingotamento contínuo.

Ao longo do comprimento, cada zona de resfriamento da máquina de lingotamento contínuo corresponde a uma seção da malha, sendo que o modelo comporta até 4 seções para o resfriamento. A região do molde é dividida em 5 seções e pode ser melhor visualizada pela Figura 4.11. A seção NI1 corresponde à parte superior da válvula submersa. A seção NI2 corresponde à abertura da válvula submersa. A seção entre NI1 e NI2 e a seção entre NI2 e NI3 têm o mesmo número de intervalos, que é igual ao número de intervalos da seção NJ2 diminuído de 1. A seção NI3 compreende a região abaixo da válvula submersa e acima da base do molde.

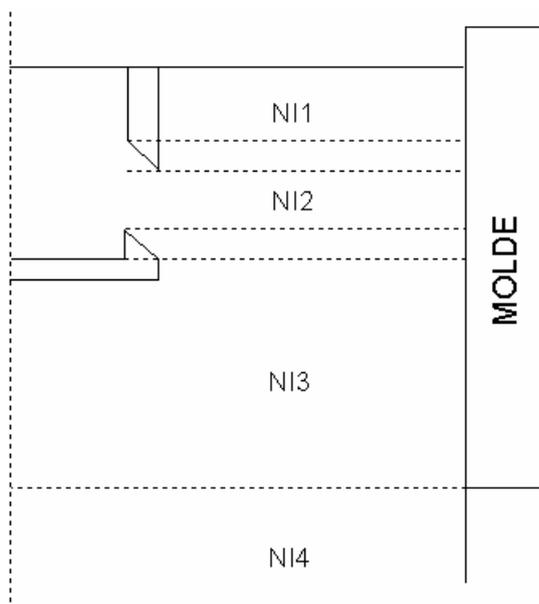


Figura 4.11 - Esquema da malha ao longo do comprimento do veio na região do molde da máquina de lingotamento contínuo.

Para facilitar a entrada de dados e a visualização dos resultados foi elaborada uma interface em Visual Basic[®].

As configurações da máquina de lingotamento contínuo e válvula submersa foram baseadas naquelas existentes no lingotamento de placas em usinas siderúrgicas.

4.7 - Trabalho Experimental

Para a validação do modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo foram tomados dados de medidas de temperatura da superfície do veio, obtidos com pirômetro ótico, na máquina de lingotamento contínuo da Acesita. Só foram feitas medidas na saída da máquina de lingotamento contínuo, que está a 16,6 m do menisco, em razão das dificuldades de acesso. Foram selecionados dois pontos de medida ao longo da largura: no centro da face larga e na quina.

Também foram feitas medidas da variação da temperatura da água de resfriamento do molde. Esta medida permite verificar se a perda de calor para o molde calculada pelo modelo matemático está de acordo com a perda de calor estimada pela variação da temperatura da água de resfriamento do molde.

4.8 - Simulação Matemática da Máquina de Lingotamento Contínuo

Uma primeira simulação da máquina de lingotamento contínuo procura reproduzir uma corrida da Acesita e comparar os resultados com as medidas feitas na Acesita.

Em seguida procurou-se comparar diferentes modelos matemáticos para a solidificação de um aço-carbono na máquina de lingotamento contínuo. Num modelo considerou-se apenas a transferência de calor. Noutro computou-se o escoamento de fluidos, além da transferência de calor. E num terceiro computou-se o efeito da segregação do carbono, além do escoamento de fluidos e da transferência de calor.

Finalmente procurou-se comparar o efeito no escoamento de fluidos e na espessura da camada solidificada de diferentes ângulos da porta da válvula submersa.

4.8.1 - Simulação para a máquina de lingotamento contínuo da Acesita

Foi feita uma simulação da máquina de lingotamento contínuo procurando reproduzir uma corrida da Acesita e compararam-se os resultados com as medidas feitas. As condições que descrevem a corrida simulada são apresentadas nas Tabelas 4.17 e 4.18. O aço desta corrida é um aço inoxidável 304. Convencionou-se que um ângulo negativo para a porta da válvula submersa corresponde a uma abertura voltada para cima.

Foi feita ainda uma simulação para estimar a remoção de inclusões na máquina de lingotamento contínuo.

Tabela 4.17 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo da Acesita (parte 1).

VARIÁVEL	VALOR
Altura de metal no molde (m)	0,670
Comprimento da zona de resfriamento 1 (m)	0,500
Comprimento da zona de resfriamento 2 (m)	4,330
Comprimento da zona de resfriamento 3 (m)	3,810
Comprimento da zona de resfriamento 4 (m)	7,330
Comprimento da zona de resfriamento 5 (m)	1,200
Largura do veio (m)	0,6325
Espessura do veio (m)	0,100
Posição de início de dobramento (m)	2,670
Penetração da válvula de entrada (m)	0,110
Diâmetro da válvula de entrada (m)	0,040
Altura da abertura da válvula de entrada (m)	0,060
Inclinação da abertura da válvula de entrada (graus)	-10
Espessura da parede da válvula de entrada (m)	0,0275
Vazão de água da zona de resfriamento 1 (l/m ² .s)	2,98
Vazão de água da zona de resfriamento 2 (l/m ² .s)	0,817
Vazão de água da zona de resfriamento 3 (l/m ² .s)	0,417
Vazão de água da zona de resfriamento 4 (l/m ² .s)	0,296

Tabela 4.18 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo da Acesita (parte 2).

VARIÁVEL	VALOR
Densidade do aço líquido (kg/m ³)	7000
Carbono no aço (%)	-
Viscosidade do aço líquido (kg/m.s)	6,2x10 ⁻³
Temperatura de entrada do aço (°C)	1497
Temperatura ambiente (°C)	25
Temperatura "liquidus" do aço (°C)	1457,7
Temperatura "solidus" do aço (°C)	1404,3
Vazão de aço (t/h)	90,3

4.8.2 - Comparação de diferentes modelos matemáticos para o lingotamento contínuo

Foi feita também a comparação de diferentes modelos matemáticos para a solidificação de um aço-carbono na máquina de lingotamento contínuo. Num modelo considerou-se apenas a transferência de calor, utilizando a equação (3.1) e uma condutividade térmica efetiva 7 vezes maior que a condutividade térmica do aço. Num segundo modelo computou-se o escoamento de fluidos, além da transferência de calor. Em uma terceira versão do modelo computou-se ainda o efeito da segregação do carbono, além do escoamento de fluidos e da transferência de calor. As condições simuladas são apresentadas nas Tabelas 4.19 e 4.20.

Tabela 4.19 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo para a comparação de modelos (parte 1).

VARIÁVEL	VALOR
Altura de metal no molde (m)	0,670
Comprimento da zona de resfriamento 1 (m)	0,500
Comprimento da zona de resfriamento 2 (m)	4,330
Comprimento da zona de resfriamento 3 (m)	3,810
Comprimento da zona de resfriamento 4 (m)	7,330
Comprimento da zona de resfriamento 5 (m)	0,000
Largura do veio (m)	0,6275
Espessura do veio (m)	0,100
Posição de início de dobramento (m)	5,500
Penetração da válvula de entrada (m)	0,150
Diâmetro da válvula de entrada (m)	0,040
Altura da abertura da válvula de entrada (m)	0,060
Inclinação da abertura da válvula de entrada (graus)	0
Espessura da parede da válvula de entrada (m)	0,0275
Vazão de água da zona de resfriamento 1 (l/m ² .s)	3,01
Vazão de água da zona de resfriamento 2 (l/m ² .s)	0,82
Vazão de água da zona de resfriamento 3 (l/m ² .s)	0,42
Vazão de água da zona de resfriamento 4 (l/m ² .s)	0,047

Tabela 4.20 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo para a comparação de modelos (parte 2).

VARIÁVEL	VALOR
Densidade do aço líquido (kg/m ³)	7000
Carbono no aço (%)	0,80
Viscosidade do aço líquido (kg/m.s)	6,2x10 ⁻³
Temperatura de entrada do aço (°C)	1490
Temperatura ambiente (°C)	25
Temperatura "liquidus" do aço (°C)	-
Temperatura "solidus" do aço (°C)	-
Vazão de aço (t/h)	89,6

4.8.3 - Comparação de diferentes ângulos de entrada da válvula submersa

Foi estudado o efeito no escoamento de fluidos e na espessura da camada solidificada de diferentes ângulos de entrada do fluido no molde. Foram testados os seguintes ângulos: -20, 0 e 20 graus. Uma inclinação negativa representa um fluxo para cima, na direção da superfície líquida. As condições simuladas são apresentadas nas Tabelas 4.21 e 4.22. A composição considerada para o aço corresponde à de um aço inoxidável 304.

Tabela 4.21 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo para comparação dos ângulos de entrada da válvula submersa (parte 1).

VARIÁVEL	VALOR
Altura de metal no molde (m)	0,670
Comprimento da zona de resfriamento 1 (m)	0,500
Comprimento da zona de resfriamento 2 (m)	4,330
Comprimento da zona de resfriamento 3 (m)	0,000
Comprimento da zona de resfriamento 4 (m)	0,000
Comprimento da zona de resfriamento 5 (m)	0,000
Largura do veio (m)	0,6275
Espessura do veio (m)	0,100
Posição de início de dobramento (m)	5,500
Penetração da válvula de entrada (m)	0,150
Diâmetro da válvula de entrada (m)	0,040
Altura da abertura da válvula de entrada (m)	0,060
Espessura da parede da válvula de entrada (m)	0,0275
Vazão de água da zona de resfriamento 1 (l/m ² .s)	3,01
Vazão de água da zona de resfriamento 2 (l/m ² .s)	0,82
Vazão de água da zona de resfriamento 3 (l/m ² .s)	0,42
Vazão de água da zona de resfriamento 4 (l/m ² .s)	0,047

Tabela 4.22 - Condições da simulação matemática para a máquina de lingotamento contínuo para comparação dos ângulos de entrada da válvula submersa (parte 2).

VARIÁVEL	VALOR
Densidade do aço líquido (kg/m ³)	7000
Carbono no aço (%)	0,80
Viscosidade do aço líquido (kg/m.s)	6,2x10 ⁻³
Temperatura de entrada do aço (°C)	1490
Temperatura ambiente (°C)	25
Temperatura "liquidus" do aço (°C)	-
Temperatura "solidus" do aço (°C)	-
Vazão de aço (t/h)	89,6

4.9 - Modelo de Transição Entre Dois Tipos de Aço no Lingotamento Contínuo

O estudo da transição entre dois aços de diferentes composições envolveu a utilização de dois modelos. Os modelos buscam avaliar a posição e o comprimento fora de faixa na transição entre dois tipos de aço no lingotamento contínuo. Na Figura 4.12 é apresentado um esquema em que os dois modelos são comparados em linhas gerais com o modelo de Huang e Thomas⁽⁵⁴⁾, descrito na seção 3.4.5.

No modelo 1 tem-se inicialmente a determinação da concentração de um dado elemento (carbono, por exemplo) na saída do distribuidor, ao longo do processo de transição. Nesta etapa são calculados os perfis de velocidade no distribuidor, utilizando as equações (3.9) a (3.15), e, em seguida, a partir dos perfis de velocidade, é calculado o perfil de concentração no distribuidor, utilizando a equação (3.16). É aqui que este modelo difere do modelo de Huang e Thomas, que utiliza as equações (3.53) a (3.62) para o cálculo da concentração de saída do distribuidor.

Na segunda etapa do modelo 1 é calculado o perfil de concentração no veio, fazendo uso do submodelo de misturamento no veio, apresentado por Huang e Thomas, que utiliza as equações (3.63) a (3.65). Na equação (3.65), a velocidade de metal líquido é dada pela velocidade de lingotamento e o coeficiente de difusividade efetiva é dado pela seguinte equação empírica:

$$D_{eff} = \begin{cases} 4,2 \times 10^{-3} & \text{para } Q_s \leq 0,0024 \text{ m}^3 / \text{s} \\ 5,85 \times 10^{-3} + 1,53 \times 10^{-2} \cdot (Q_s - 6,2 \times 10^{-3}) \cdot |Q_s - 6,2 \times 10^{-3}|^{-0,6} & \text{para } 0,0024 < Q_s < 0,01 \text{ m}^3 / \text{s} \\ 7,5 \times 10^{-3} & \text{para } Q_s \geq 0,01 \text{ m}^3 / \text{s} \end{cases} \quad (4.38)$$

Na terceira etapa do modelo 1 é calculada a distribuição de concentrações na placa, utilizando as equações (3.66) a (3.70). Este equacionamento é semelhante ao de Huang e Thomas, com exceção do cálculo do tempo de solidificação num ponto da placa. Enquanto o modelo de Huang e Thomas utiliza a equação (3.71) para o cálculo do

tempo de solidificação num ponto da placa, o modelo 1 utiliza a espessura da camada solidificada obtida no modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo (onde são utilizadas as equações (3.9) a (3.16)) para se chegar ao tempo de solidificação num ponto da placa.

Considerou-se que a transição se faz sem alteração no nível de aço no distribuidor e sem alteração na velocidade de lingotamento.

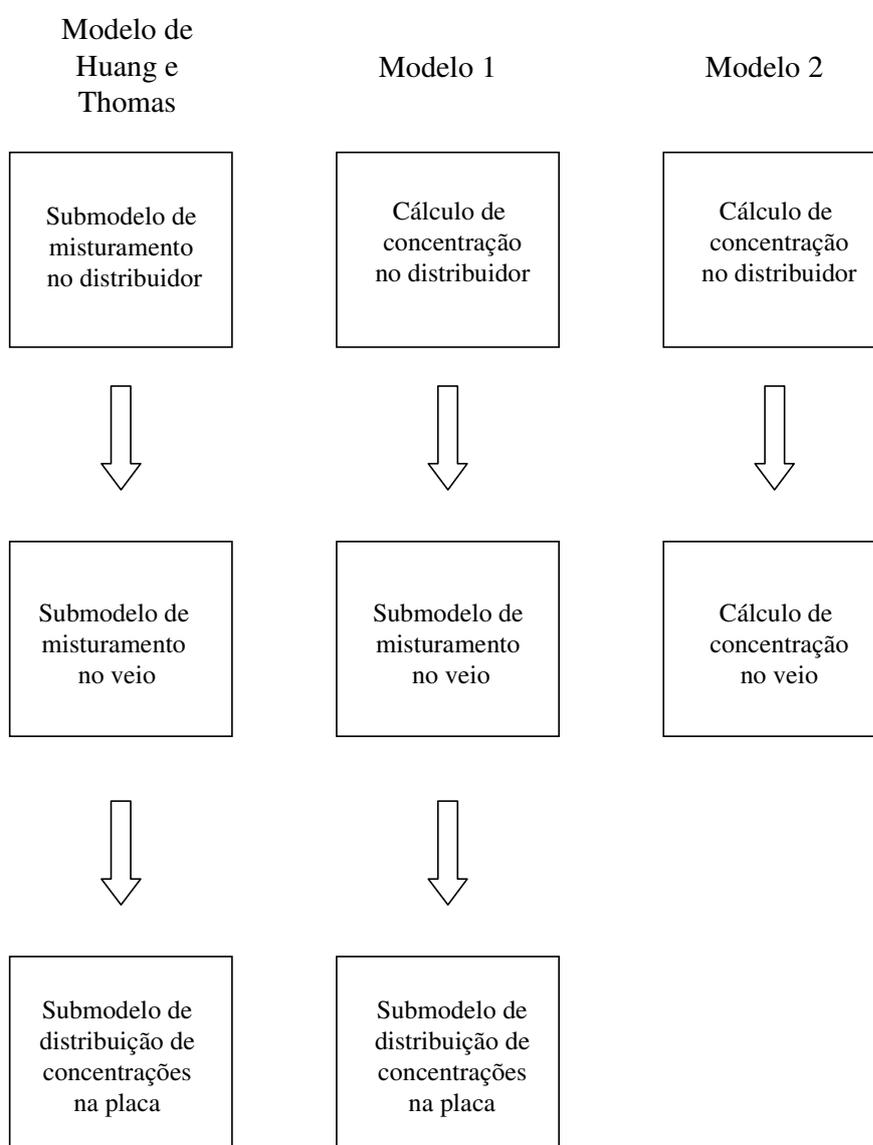


Figura 4.12 - Esquema para comparação dos modelos de transição.

No modelo 2, o cálculo da concentração que sai do distribuidor é feito da mesma forma que no modelo 1. O modelo 2 diferencia-se do modelo 1 no cálculo da evolução da concentração na máquina de lingotamento contínuo. No modelo 2, a evolução da concentração é calculada utilizando a equação (3.16), a partir dos perfis de velocidades na máquina de lingotamento contínuo e da evolução da concentração do elemento que sai do distribuidor ao longo do processo de transição. Este modelo tem apenas duas etapas, pois na segunda etapa já se obtêm a distribuição de concentrações na placa. Neste modelo também considerou-se que a transição se faz sem alteração no nível de aço no distribuidor e sem alteração na velocidade de lingotamento.

O primeiro modelo é mais simples e de execução mais rápida. A comparação entre os resultados obtidos permitirá verificar se este modelo simplificado é adequado.

Foi simulada uma transição com os dados obtidos para a Acesita. Para o modelo 1, como Huang e Thomas não definiram como são determinados os comprimentos das zonas de misturamento na parte superior da máquina de lingotamento contínuo (que são utilizados nas equações (3.63) e (3.64)), diferentes valores foram testados buscando aproximar os resultados do modelo 1 aos do modelo 2.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste ítem serão apresentados e discutidos os resultados obtidos. Primeiramente serão apresentados os resultados relativos ao distribuidor, depois serão apresentados os resultados relativos à máquina de lingotamento contínuo, e finalmente serão apresentados os resultados relativos ao processo de transição na troca de um aço por outro no lingotamento contínuo.

5.1 - Distribuidor

Inicialmente será discutida a validação do modelo e, em seguida, serão apresentados os resultados de uma série de simulações feitas a partir do modelo.

5.1.1 - Validação do modelo do distribuidor

Inicialmente serão discutidos os resultados relativos à avaliação da malha. Em seguida, serão apresentados os resultados do trabalho experimental em um modelo em escala reduzida do distribuidor utilizando água. Estes resultados serão comparados com simulações matemáticas para diferentes modelos de turbulência, e se fará a seleção do modelo mais adequado.

5.1.1.1 - Avaliação da malha para o distribuidor

Inicialmente foi avaliada uma situação com a configuração 1 do distribuidor, cujas condições são dadas nas Tabelas 4.2 e 4.3. Primeiramente calcularam-se os perfis de velocidade no distribuidor e, em seguida, foi calculada a evolução da concentração de um traçador na saída de distribuidor após a injeção de um pulso de traçador. Essa curva de concentração com o tempo, chamada de curva DTR (distribuição de tempo de residência) serviu de critério para comparação. Essa curva é normalmente apresentada em termos de concentração adimensional e tempo adimensional. O tempo adimensional é a razão do tempo pelo tempo de residência médio no distribuidor. A concentração adimensional é dada por:

$$C_A = \frac{C \cdot V}{Q^*} \quad (5.1)$$

onde:

C_A = concentração adimensional;

C = concentração, em kg/m^3 ;

V = volume do distribuidor, em m^3 ;

Q^* = quantidade de traçador injetada no distribuidor, em kg.

Foi utilizada inicialmente uma malha com 53 pontos ao longo do comprimento, 50 pontos ao longo da altura e 44 pontos ao longo da largura. Para comparação utilizou-se uma malha com 57 pontos ao longo do comprimento, 55 pontos ao longo da altura e 49 pontos ao longo da largura, que representa aproximadamente um aumento de 10% no número de pontos ao longo de cada direção.

As curvas DTR para esta situação com as duas malhas são apresentadas na Figura 5.1. A malha 53x50x44 é identificada como LS e a malha 57x55x49 é identificada como LS2.

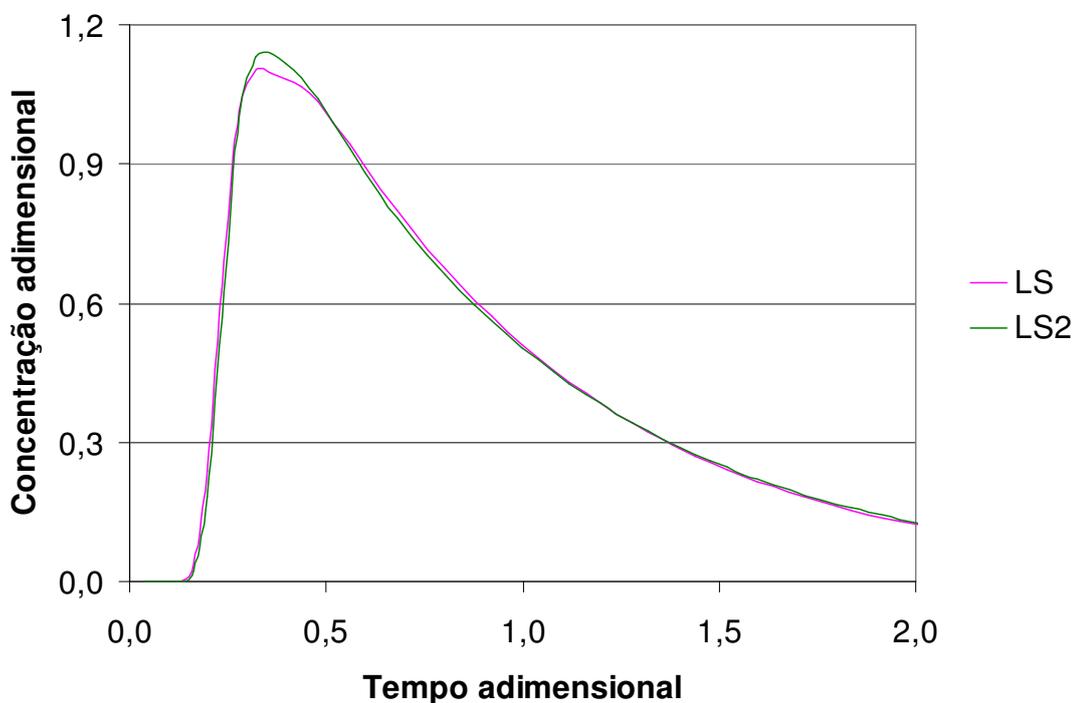


Figura 5.1 - Curvas DTR para comparação das malhas.

As curvas DTR mostram que as duas malhas levam basicamente aos mesmos resultados, indicando que a malha está com um tamanho adequado.

Para confirmar estes resultados, foi avaliada uma outra situação, também para um distribuidor com a configuração 1, em que foram aumentados os números de nós nas 3 dimensões separadamente em cerca de 20 %. As condições desta nova simulação são dadas nas Tabelas 4.4 e 4.5. Na Tabela 4.6 são apresentadas as malhas utilizadas, assim como suas identificações.

As curvas DTR obtidas, conforme se observa na Figura 5.2, estão todas bem próximas, com exceção da curva da simulação S0Z, que apresenta um pequeno desvio na região próxima ao pico da curva. Estes resultados indicam que a malha de referência é adequado ao longo da altura e da largura, mas que se deve refinar a malha ao longo do comprimento.

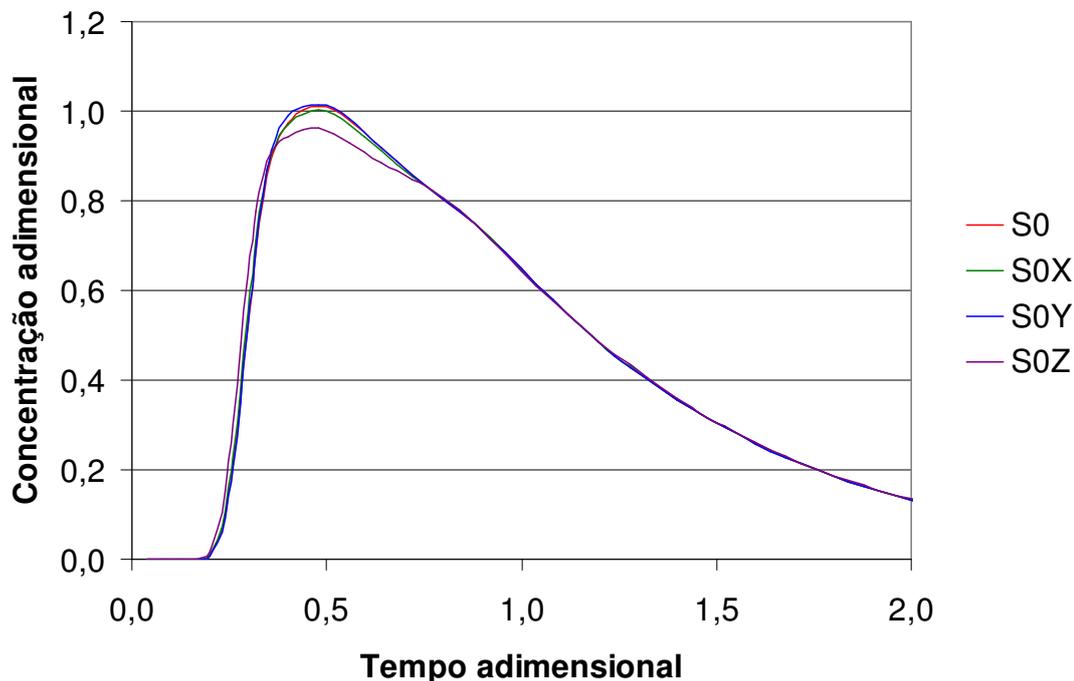


Figura 5.2 - Curvas DTR para comparação das malhas.

Finalmente foi avaliada uma situação com a configuração 2 do distribuidor em que se aumentou o número de nós em cerca de 15 % ao longo do comprimento, que foi a direção mais crítica pela simulação anterior. As condições da simulação são dadas nas Tabelas 4.7 e 4.8. Foi utilizada inicialmente uma malha com 57 pontos ao longo do comprimento, 40 pontos ao longo da altura e 38 pontos ao longo da largura. Para comparação utilizou-se uma malha com 66 pontos ao longo do comprimento, 40 pontos ao longo da altura e 38 pontos ao longo da largura.

Os resultados são apresentados na Figura 5.3. A simulação com a malha de referência é identificada por B e a simulação com a malha refinada é identificado por B2. As curvas indicam que a malha de referência está adequada para a situação considerada. Neste caso, em que tem-se também variação da temperatura ao longo do distribuidor, outro critério para avaliação da adequação da malha foi introduzido: a temperatura média de saída do aço do distribuidor. Tanto na simulação B, quanto na simulação B2, a temperatura de saída foi de 1556,9°C, o que confirma a adequação da malha.

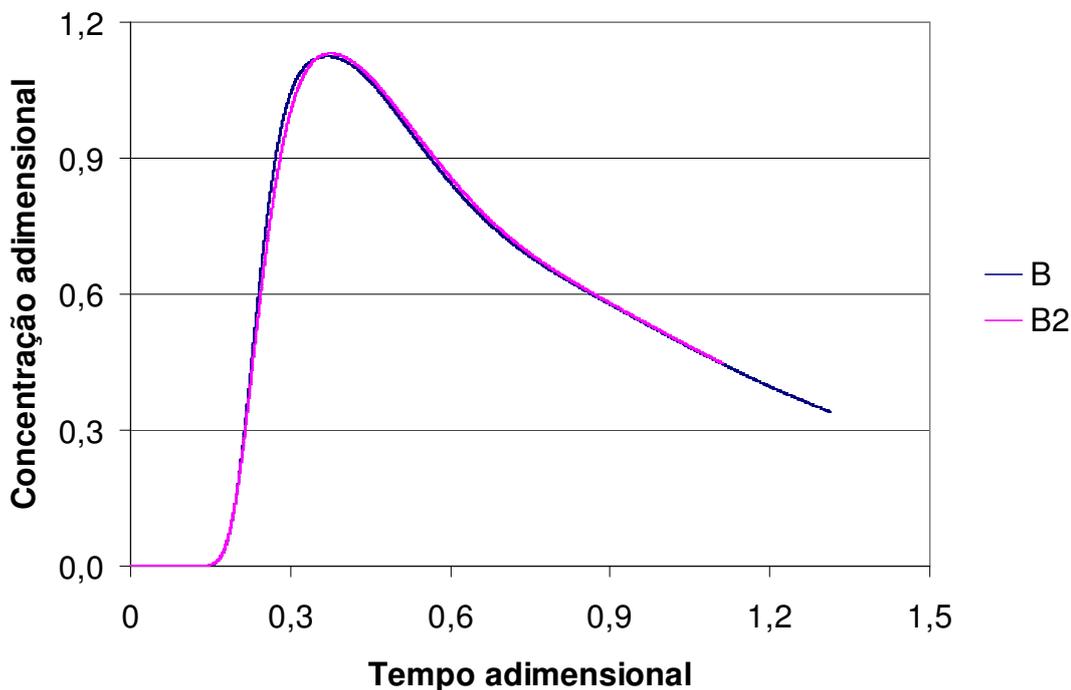


Figura 5.3 - Curvas DTR para comparação das malhas.

Em termos do método numérico, em todas as simulações utilizou-se um fator de relaxação de 0,5 para todas as variáveis, com exceção da pressão, que tem fator de relaxação igual a 1,0. Admitiu-se um resíduo máximo de 0,2% para todas as variáveis. Para a etapa do cálculo da concentração, utilizou-se um fator de relaxação de 1,0, resíduo máximo de 0,005%, intervalo de tempo de 0,05s e tempo de injeção de 5s.

5.1.1.2 - Comparação com trabalho experimental e seleção do modelo de turbulência

As condições das simulações para reproduzir os experimentos com o modelo físico em escala reduzida estão dadas nas Tabelas 4.9 e 4.10. A simulação V0 é de um distribuidor sem modificadores de fluxo, a simulação S0 é de um distribuidor com um dique e uma barreira e a simulação I0 é de um distribuidor com um supressor de turbulência.

A comparação dos resultados será feita com base nas curvas DTR. As Figuras 5.4, 5.5 e 5.6 apresentam, respectivamente, os resultados para as simulações V0, S0 e I0. Os resultados para o modelo de turbulência de Jones & Launder são identificados por JL, e os resultados para o modelo de turbulência de Launder & Sharma são identificados por LS. Os resultados experimentais representam a média de diversos experimentos: 3 para V0, 5 para S0 e 2 para I0.

Observa-se que os resultados experimentais apresentam um adiantamento em relação aos resultados dos diferentes modelos de turbulência. Foram avaliados eventuais problemas de assimetria do escoamento no distribuidor e variação de temperatura da água no modelo, mas não se encontrou uma explicação para a diferença sistemática entre os resultados experimentais e aqueles dos modelos matemáticos.

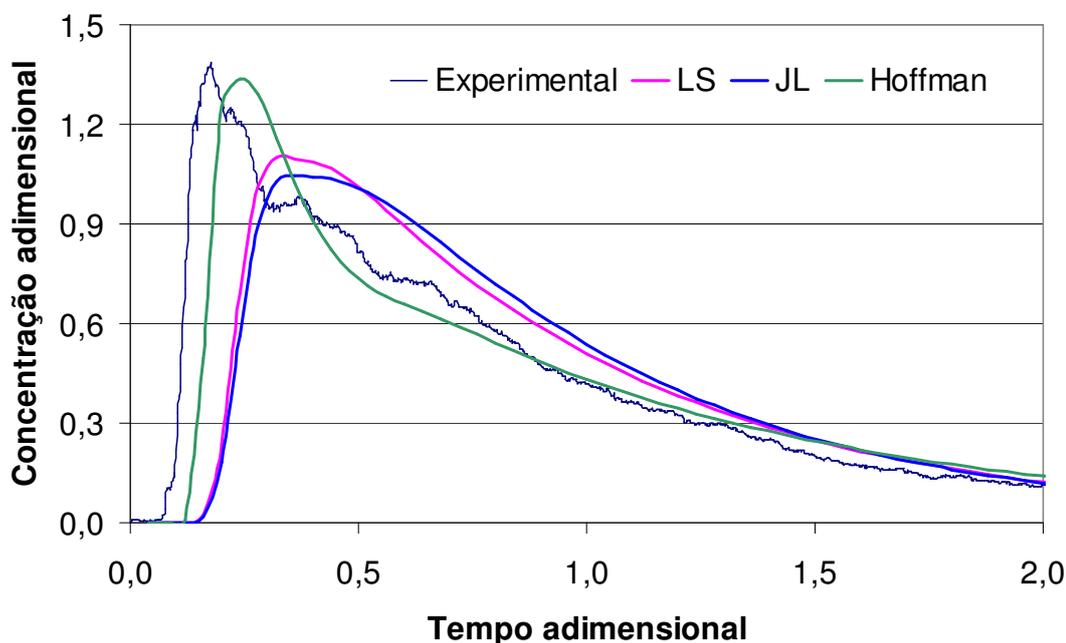


Figura 5.4 - Comparação dos resultados experimentais com os da simulação matemática com diferentes modelos de turbulência para a simulação V0.

Comparando os modelos de turbulência considerando as três configurações, observa-se que os modelos de Jones & Launder e Launder & Sharma fornecem resultados próximos uns dos outros. Para a simulação V0, o modelo de Hoffman deu melhor resultado, enquanto que para a simulação S0, os modelos de Jones & Launder e Launder & Sharma foram os que forneceram melhor resultado.

O modelo de turbulência selecionado foi o de Launder & Sharma porque, comparando os resultados das simulações I0, S0 e V0, eles apresentaram a mesma tendência que os experimentos em laboratório, isto é, o aparecimento do traçador na saída é mais rápido em V0, depois em I0, e por último em S0, sendo os dois últimos valores bem próximos. A queda da concentração é mais lenta em S0. Isto pode ser verificado pelos gráficos das Figuras 5.7 a 5.10.

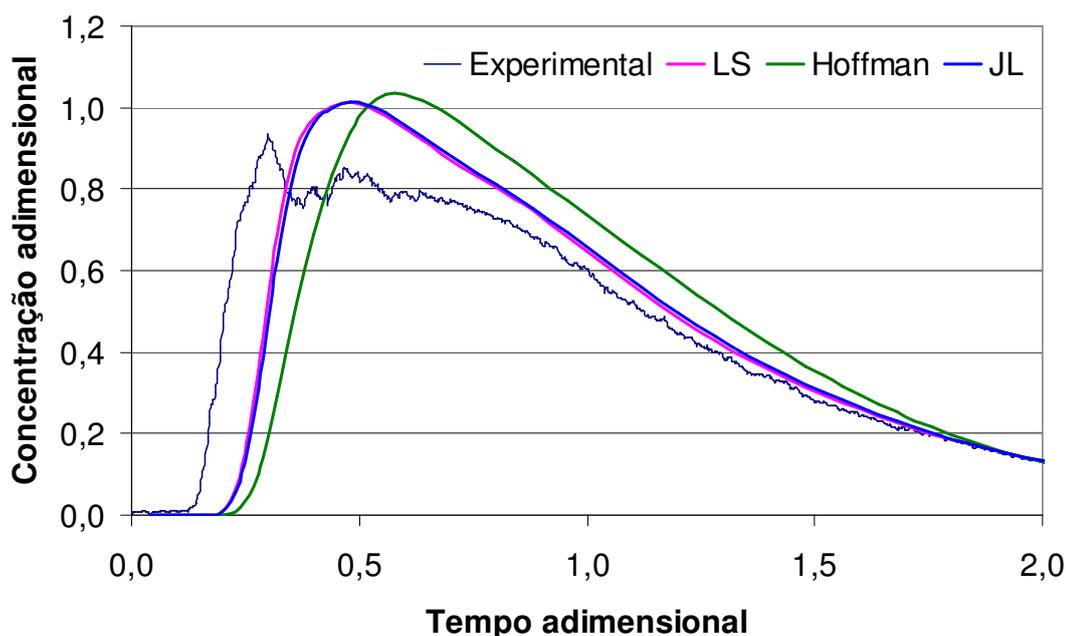


Figura 5.5 - Comparação dos resultados experimentais com os da simulação matemática com diferentes modelos de turbulência para a simulação S0.

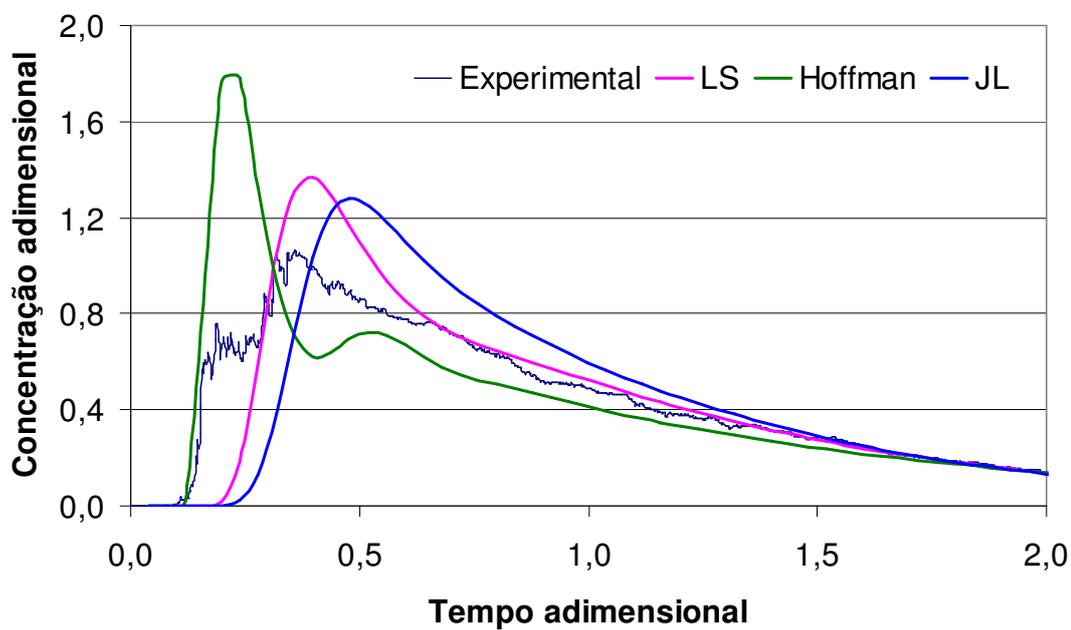


Figura 5.6 - Comparação dos resultados experimentais com os da simulação matemática com diferentes modelos de turbulência para a simulação I0.

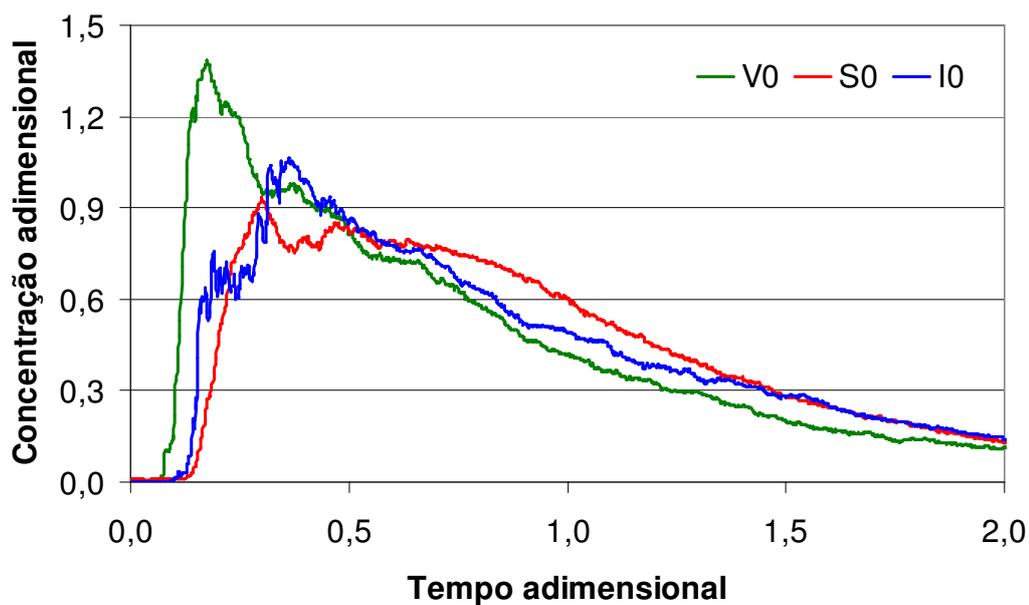


Figura 5.7 - Comparação dos experimentos V0, S0 e I0.

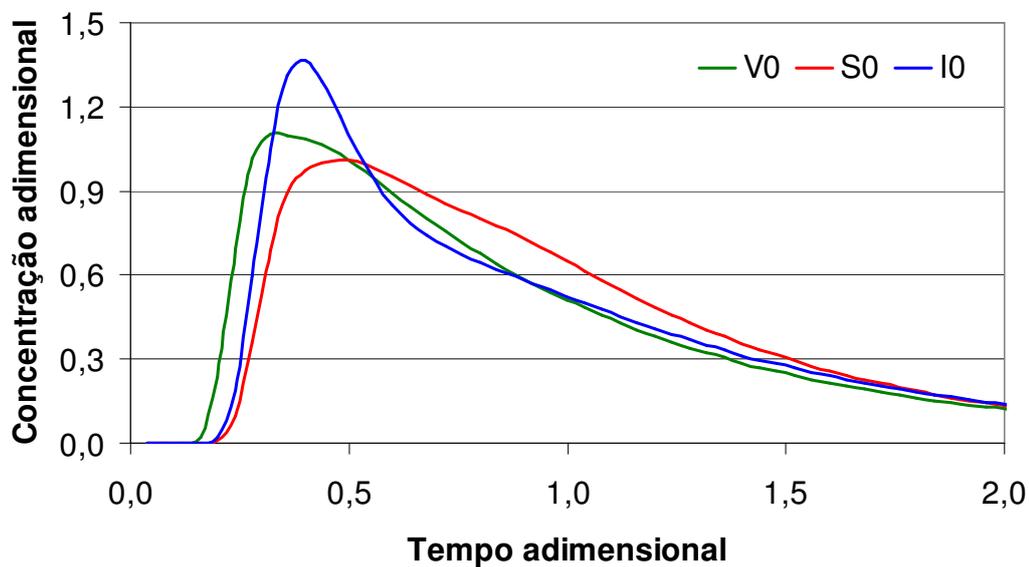


Figura 5.8 - Comparação das simulações V0, S0 e I0 com o modelo de turbulência de Launder & Sharma.

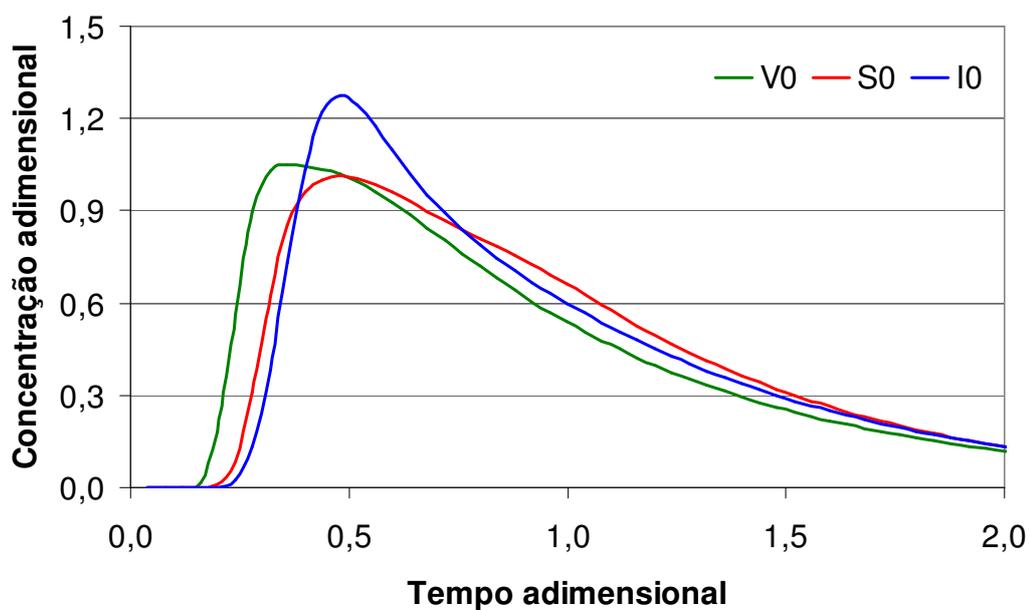


Figura 5.9 - Comparação das simulações V0, S0 e I0 com o modelo de turbulência de Jones & Launder.

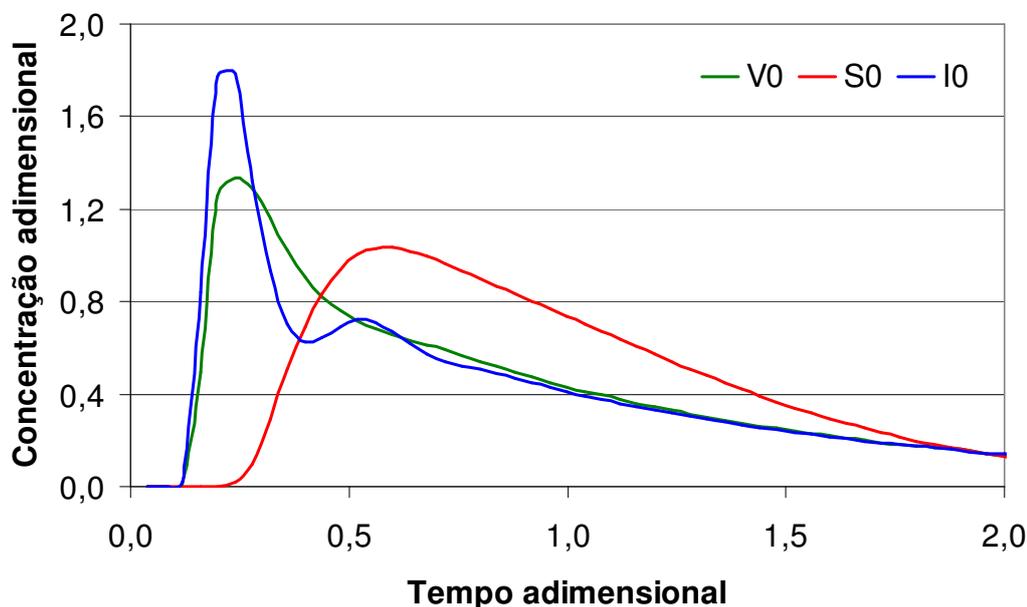


Figura 5.10 - Comparação das simulações V0, S0 e I0 com o modelo de turbulência de Hoffman.

Em termos do método numérico, nas simulações com os modelos de turbulência de Jones & Launder e Launder & Sharma utilizou-se um fator de relaxação de 0,5 para todas as variáveis, com exceção da pressão, que tem fator de relaxação igual a 1,0. Quando se utilizou o modelo de turbulência de Hoffman, o fator de relaxação foi de 0,3 nas simulações de V0 e I0, e de 0,2 na simulação de S0. Para se chegar ao fator de relaxação partiu-se de um valor maior, que foi gradativamente diminuído até que se verificasse que os resultados estavam convergindo. Admitiu-se um resíduo máximo de 0,2% para todas as variáveis. Para a etapa do cálculo da concentração, utilizou-se um fator de relaxação de 1,0, resíduo máximo de 0,005%, intervalo de tempo de 0,05s e tempo de injeção de 5s. Foi utilizada uma malha com 53 pontos ao longo do comprimento, 50 pontos ao longo da altura e 44 pontos ao longo da largura.

Com relação ao número de iterações necessárias para resolução das simulações com os diferentes modelos de turbulência, observou-se que o número de iterações para se atingir a convergência variou entre 4500 e 26500, dependendo do modelo de turbulência

e das condições simuladas. A simulação S0 exigiu de 18500 a 26500 iterações. As simulações I0 e V0 exigiram no máximo 8000 iterações, sendo que a simulação I0 exige um número um pouco menor de iterações para convergir do que a simulação V0. O modelo de turbulência de Hoffman é o que exige o maior número de iterações para convergir, em seguida vem o modelo de turbulência de Launder e Sharma, e o modelo de Jones e Launder é o que exige o menor número de iterações.

A partir destas simulações pode-se ainda comparar o efeito da presença do supressor de turbulência (simulação I0) e de um conjunto de dique e barreira (simulação S0). Na Tabela 5.1 são apresentadas as frações de volume em escoamento pistão e volume morto do distribuidor para as simulações S0, V0 e I0. A fração de volume em escoamento pistão foi definida como a razão entre o tempo para que a concentração na saída do distribuidor atinja uma concentração adimensional de 0,1 e o tempo de residência nominal. Chegou-se a esta definição a partir da análise de curvas de concentração X tempo dos ensaios realizados em modelo físico. No início das curvas concentração X tempo aparecem valores diferentes de zero, em função da imprecisão da medida. Para indicar o real aparecimento do traçador na saída buscou-se uma concentração que estivesse um pouco acima destas oscilações devidas à imprecisão das medidas. A fração de volume morto é definida pela equação (3.74) proposta por Sahai & Emi⁽⁵⁵⁾.

Tabela 5.1 - Frações de volume pistão e volume morto para as simulações V0, S0 e I0.

Simulação	Fração de volume em escoamento pistão		Fração de volume morto	
	Experimental	Modelo matemático	Experimental	Modelo matemático
V0	0,079	0,181	0,347	0,272
I0	0,137	0,225	0,257	0,247
S0	0,155	0,240	0,210	0,183

Observa-se que o modelo matemático não reproduz os valores obtidos experimentalmente, mas para a comparação de diferentes condições, o modelo matemático leva às mesmas conclusões dos resultados experimentais. Considerando que uma maior fração de volume em escoamento pistão favorece a remoção de inclusões,

pode-se concluir que o distribuidor com o conjunto dique e barreira nas condições simuladas é o mais efetivo para a remoção de inclusões. Em seguida vem o distribuidor com o supressor de turbulência. Como era de se esperar, o distribuidor sem modificadores de fluxo é o menos efetivo na remoção de inclusões.

Considerando que uma maior fração de volume morto aumenta a quantidade de descarte na transição entre dois tipos de aço, pode-se concluir que o distribuidor com o conjunto dique e barreira nas condições simuladas permitirá uma menor quantidade de descarte na transição. Em seguida vem o distribuidor com o supressor de turbulência. O distribuidor sem modificadores de fluxo levará a uma maior quantidade de descarte na transição entre dois tipos de aço.

5.1.2 - Simulações com o modelo do distribuidor

Inicialmente serão apresentados os resultados de simulações matemáticas para os distribuidores 1 e 2 da Acesita. Em seguida, serão discutidos, a partir de resultados de simulações matemáticas, a utilização de modelos com água para reproduzir distribuidores com aço, assim como a utilização de modelo reduzidos.

5.1.2.1 - Simulações para os distribuidores da Acesita

Foram feitas seis simulações para o distribuidor 1 da Acesita: uma simulação de referência, duas variando a vazão de aço, uma variando a profundidade de penetração da válvula de entrada, uma variando a altura de metal no distribuidor, e uma com a presença de uma barreira no distribuidor. As condições para as simulações do distribuidor 1 da Acesita estão nas Tabelas 4.11 e 4.12. Foram feitas duas simulações para o distribuidor 2 da Acesita: uma simulação de referência e uma variando a altura de metal no distribuidor. As condições para a simulação do distribuidor 2 da Acesita são apresentadas nas Tabelas 4.13 e 4.14. A Tabela 5.2 apresenta de forma resumida a identificação destas simulações.

Tabela 5.2 - Identificação das simulações para os distribuidores da Acesita.

Simulação	Identificação
R3	Caso base do distribuidor 1
R1	Maior vazão de aço no distribuidor
R5	Menor vazão de aço no distribuidor
R4	Menor profundidade de penetração da válvula de entrada
R9	Menor nível de aço no distribuidor
R15	Presença de barreira
R21	Caso base do distribuidor 2
R22	Menor nível de aço no distribuidor

Em termos do método numérico, em todas as simulações utilizou-se um fator de relaxação de 0,5 para todas as variáveis, com exceção da pressão, que tem fator de relaxação igual a 1,0. Admitiu-se um resíduo máximo de 0,2% para todas as variáveis. Para a etapa do cálculo da concentração, utilizou-se um fator de relaxação de 1,0, resíduo máximo de 0,005%, intervalo de tempo de 0,05s e tempo de injeção de 5s. Para o distribuidor 1 foi utilizada uma malha com 58 pontos ao longo do comprimento, 49 pontos ao longo da altura e 54 pontos ao longo da largura. Para o distribuidor 2 foi utilizada uma malha com 58 pontos ao longo do comprimento, 50 pontos ao longo da altura e 51 pontos ao longo da largura.

Nas Figuras 5.11 a 5.14 são comparados os perfis de velocidade no distribuidor 1 para diferentes vazões de aço (simulações R5, R3 e R1, com vazões, respectivamente, de 63, 84 e 126 t/h). As Figuras 5.11 e 5.12 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. As Figuras 5.13 e 5.14 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

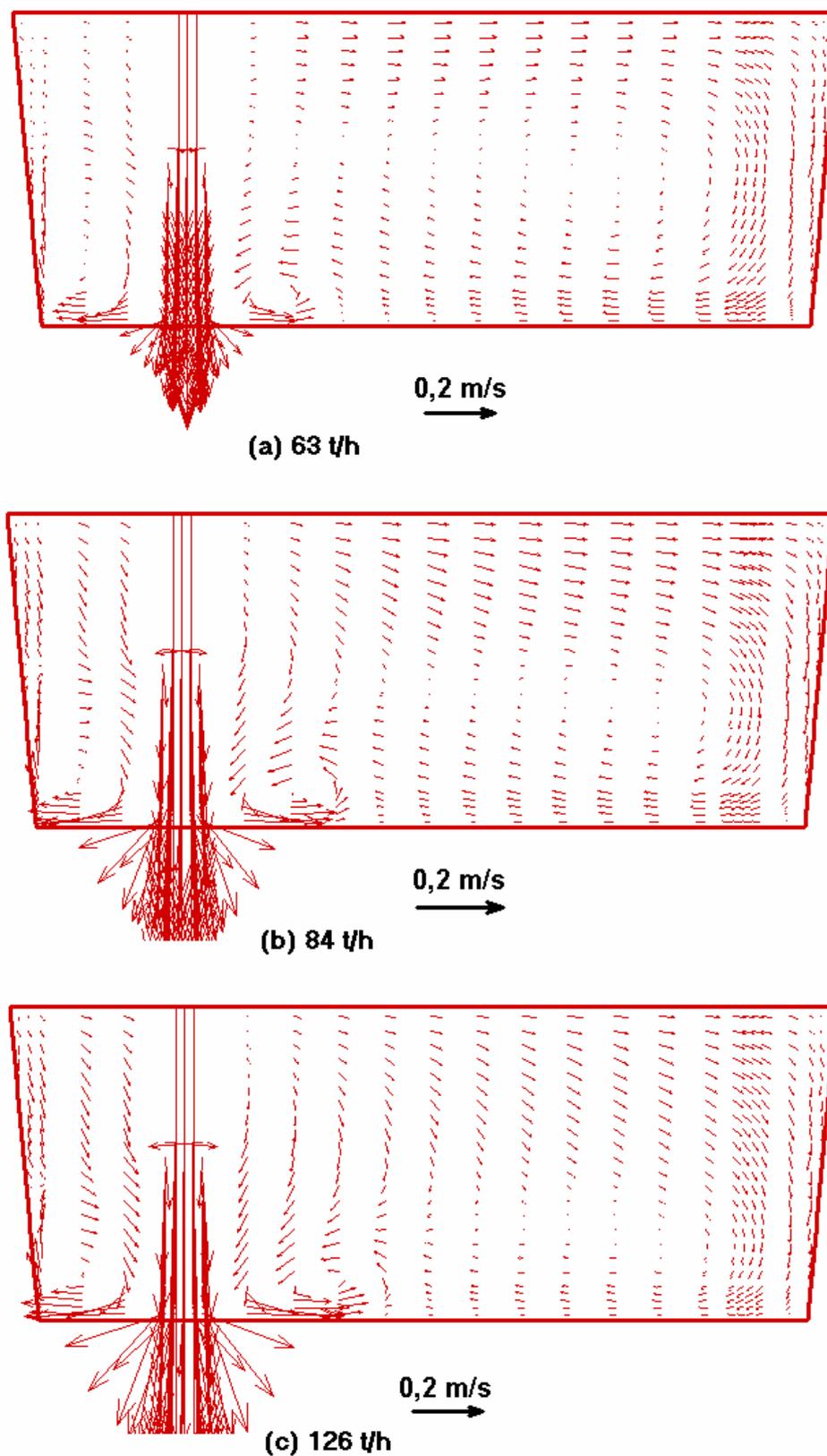


Figura 5.11 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor.

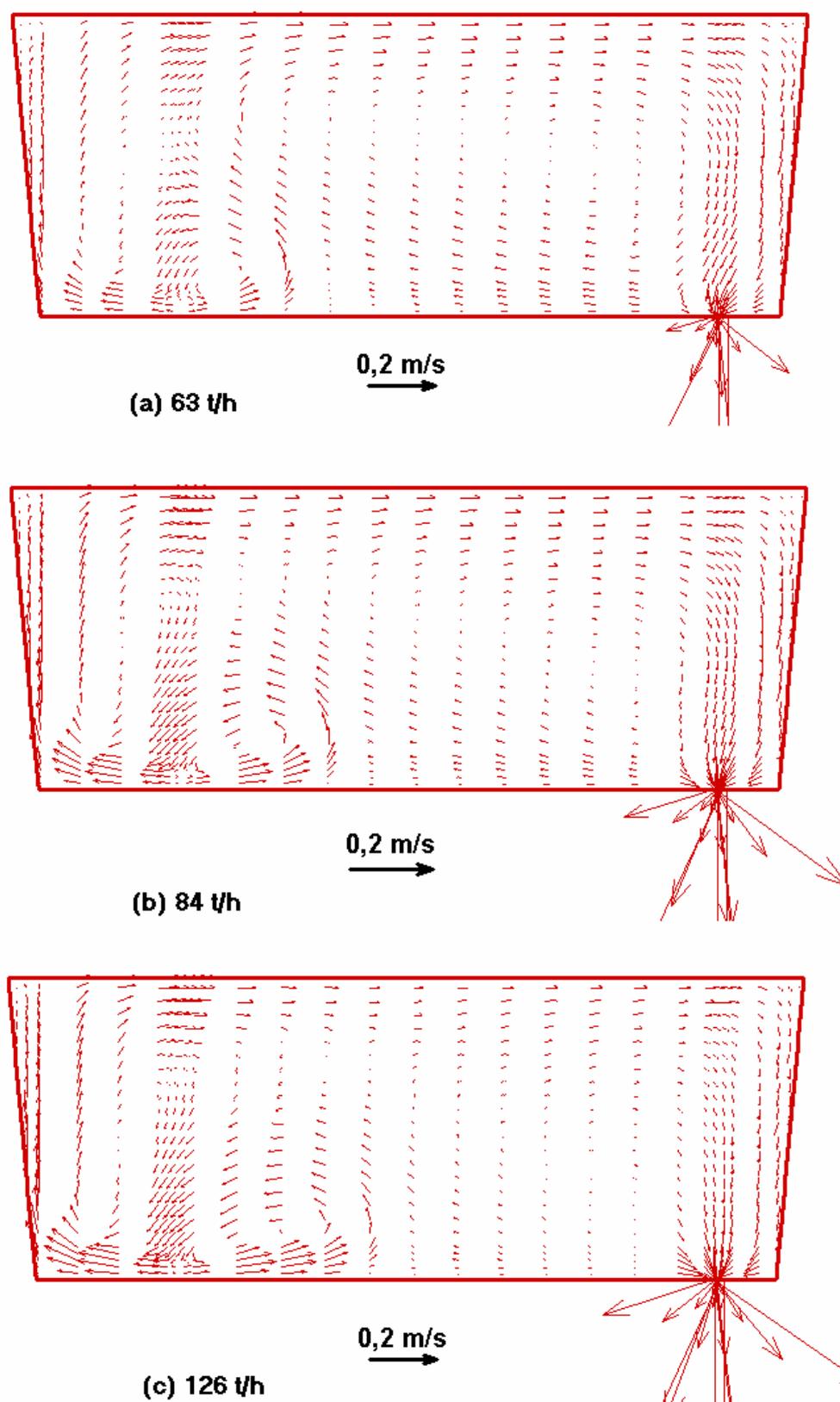


Figura 5.12 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor.

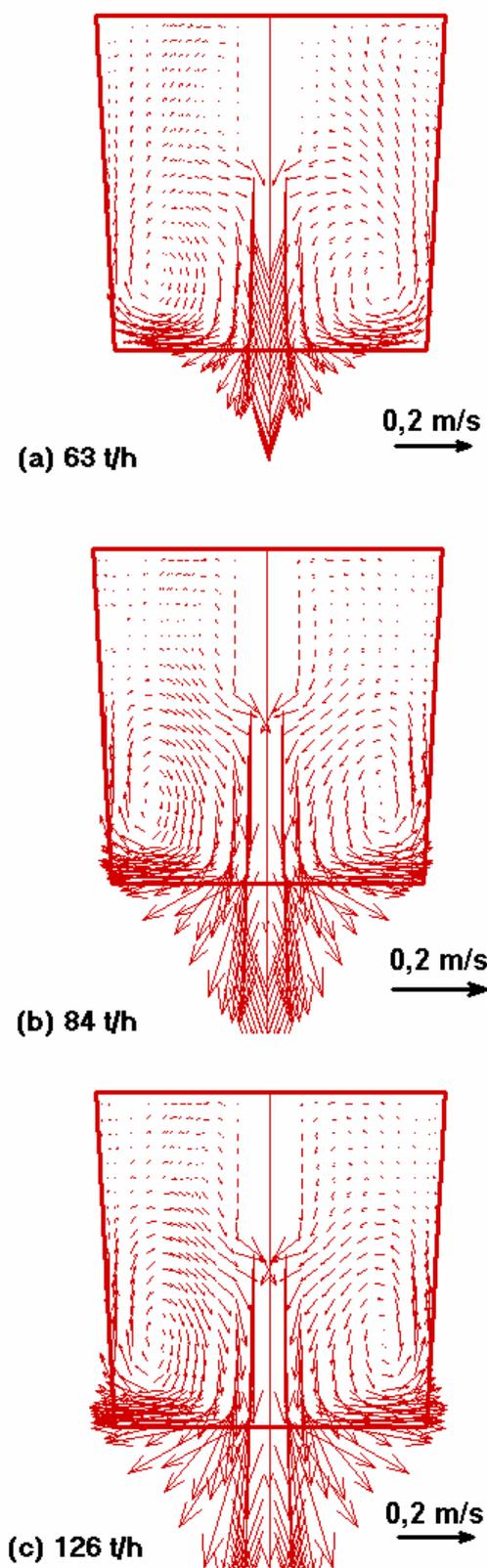


Figura 5.13 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor.

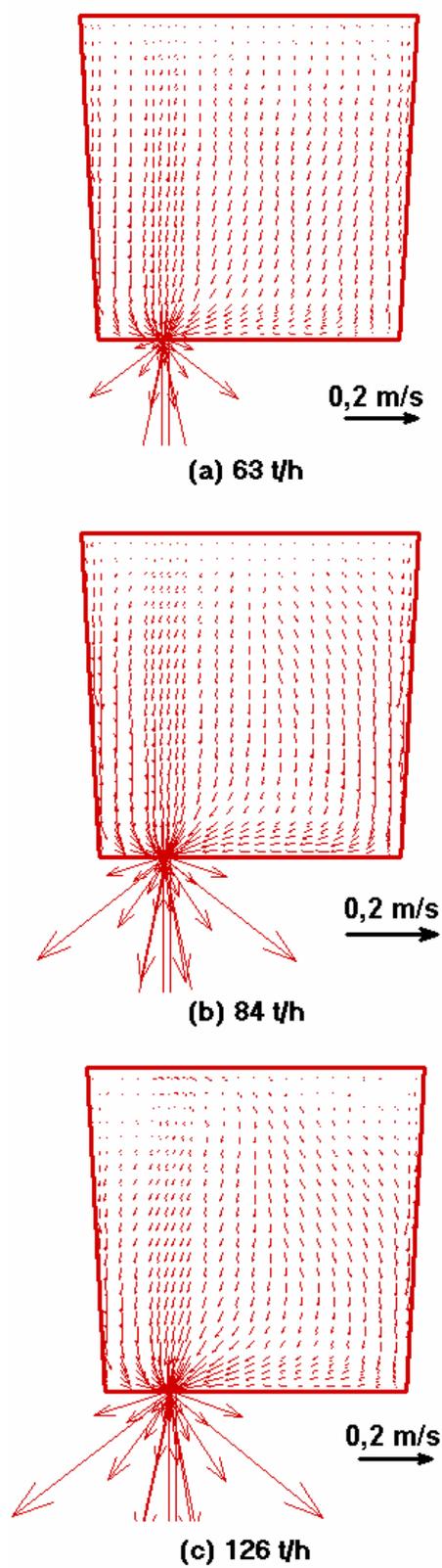


Figura 5.14 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor.

Pelas Figuras 5.11 a 5.14 observa-se que a tendência do fluxo permanece a mesma com a variação da vazão de aço no distribuidor. Nota-se apenas uma pequena variação na magnitude das velocidades, como era de se esperar. Observa-se pelas Figuras 5.11 e 5.12 que o fluxo de metal tende a ir em direção à saída pela parte superior do distribuidor e a voltar em direção à válvula de entrada pela parte inferior. Observa-se ainda que, com o aumento da vazão, a zona de recirculação inferior aumenta de tamanho e desloca-se em direção à abertura de saída. Na Figura 5.14 observa-se que a abertura de saída fica deslocada do centro em relação à largura do distribuidor. Na Figura 5.13 observa-se que há uma pequena assimetria nos fluxos de metal de um lado e de outro da válvula de entrada, com um fluxo um pouco maior do lado em que fica a abertura de saída.

Nas Figuras 5.15 a 5.18 são comparados os perfis de temperatura no distribuidor 1 para diferentes vazões de aço (simulações R5, R3 e R1, com vazões, respectivamente, de 63, 84 e 126 t/h). As Figuras 5.15 e 5.16 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. As Figuras 5.17 e 5.18 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Pelas Figuras 5.15 a 5.18 observa-se que a tendência dos perfis de temperatura permanece a mesma com a variação da vazão de aço no distribuidor. Na região superior do distribuidor, as temperaturas são menores em função da maior perda de calor na superfície. Assim, na região de entrada do distribuidor, a temperatura é mais alta na parte inferior e mais baixa na parte superior. Na região de saída do distribuidor, a temperatura é mais alta na altura central, e mais baixa nas alturas inferior e superior, em virtude da forma de circulação do metal no distribuidor. Observa-se pelas figuras que quanto maior a vazão de aço, maiores as temperaturas no distribuidor. Com uma maior vazão, o tempo de residência do aço no distribuidor é menor, propiciando uma menor perda térmica. Isto é confirmado pelos valores de queda de temperatura do aço no distribuidor. Para a maior vazão, a queda de temperatura é de 6,3°C. Para a vazão média, a queda de temperatura é de 9,5°C. Para a menor vazão, a queda de temperatura é de 12,6°C.

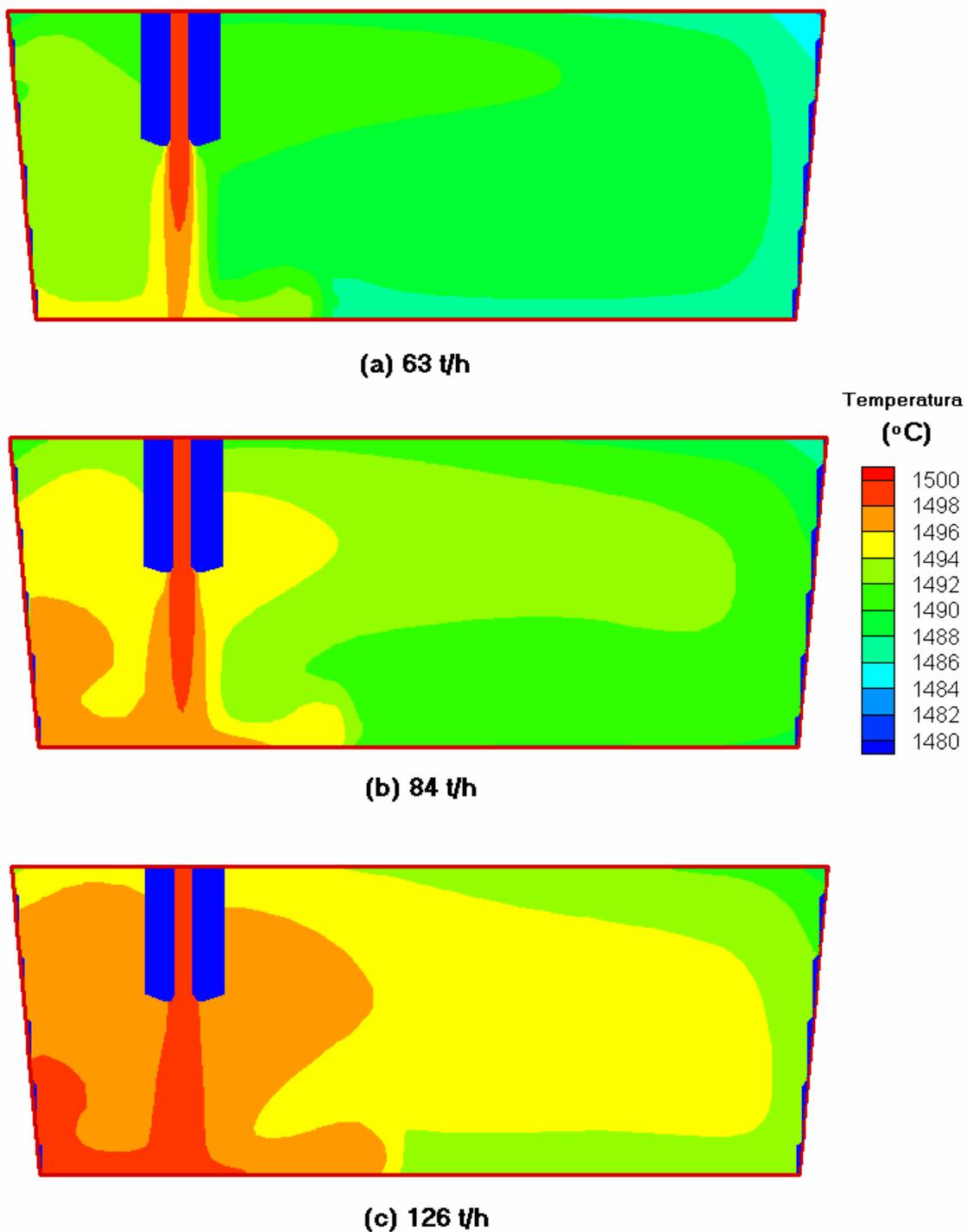


Figura 5.15 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor.

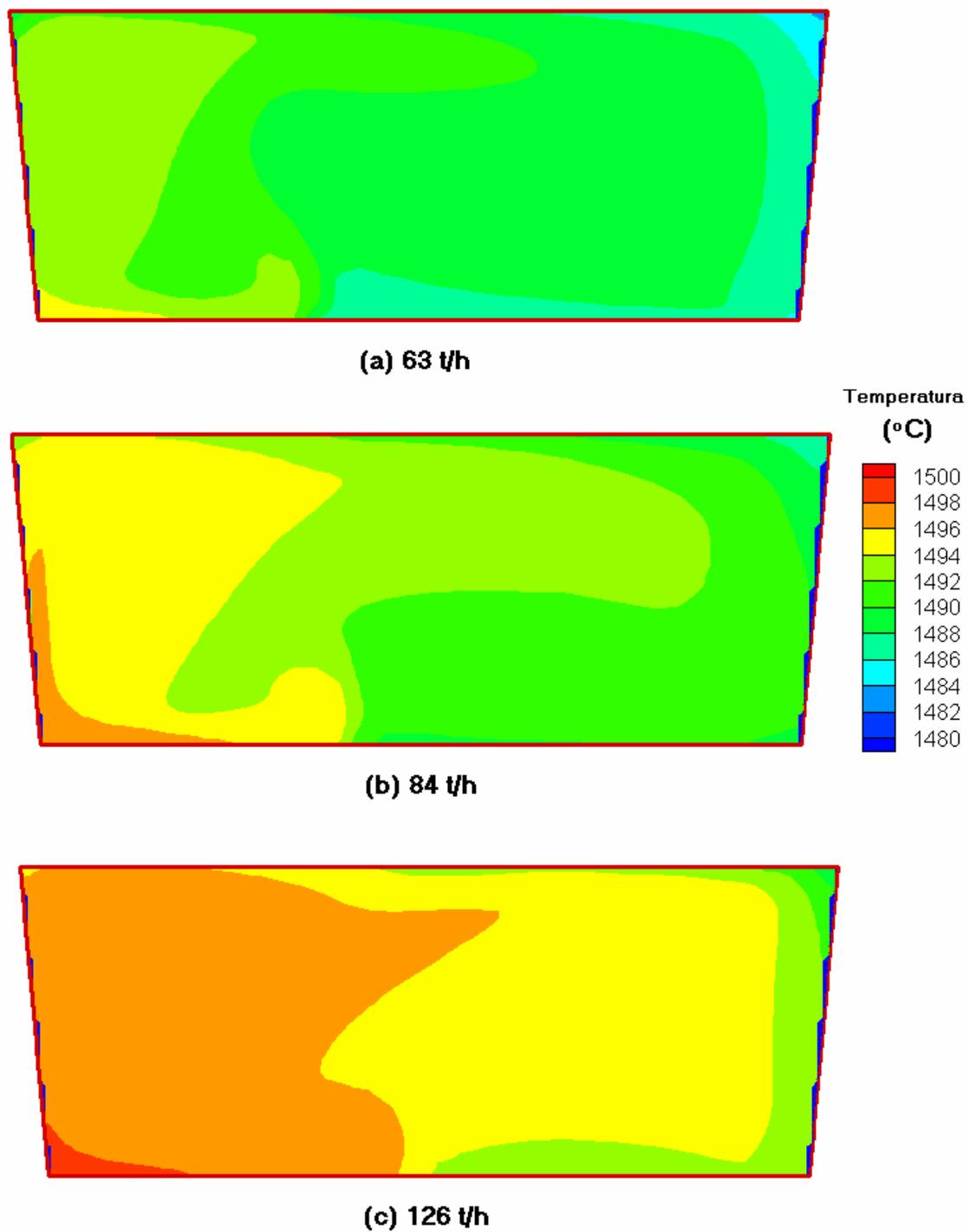


Figura 5.16 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor.

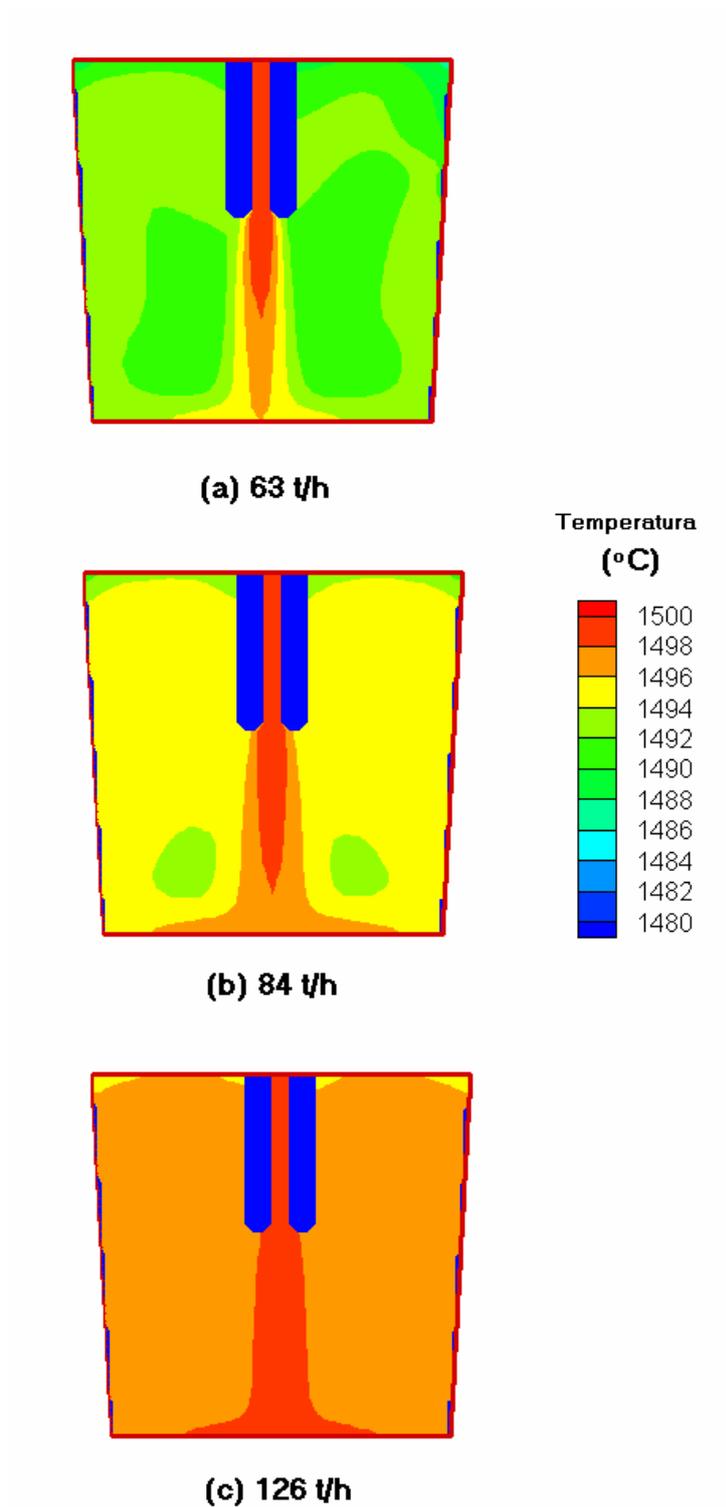


Figura 5.17 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor.

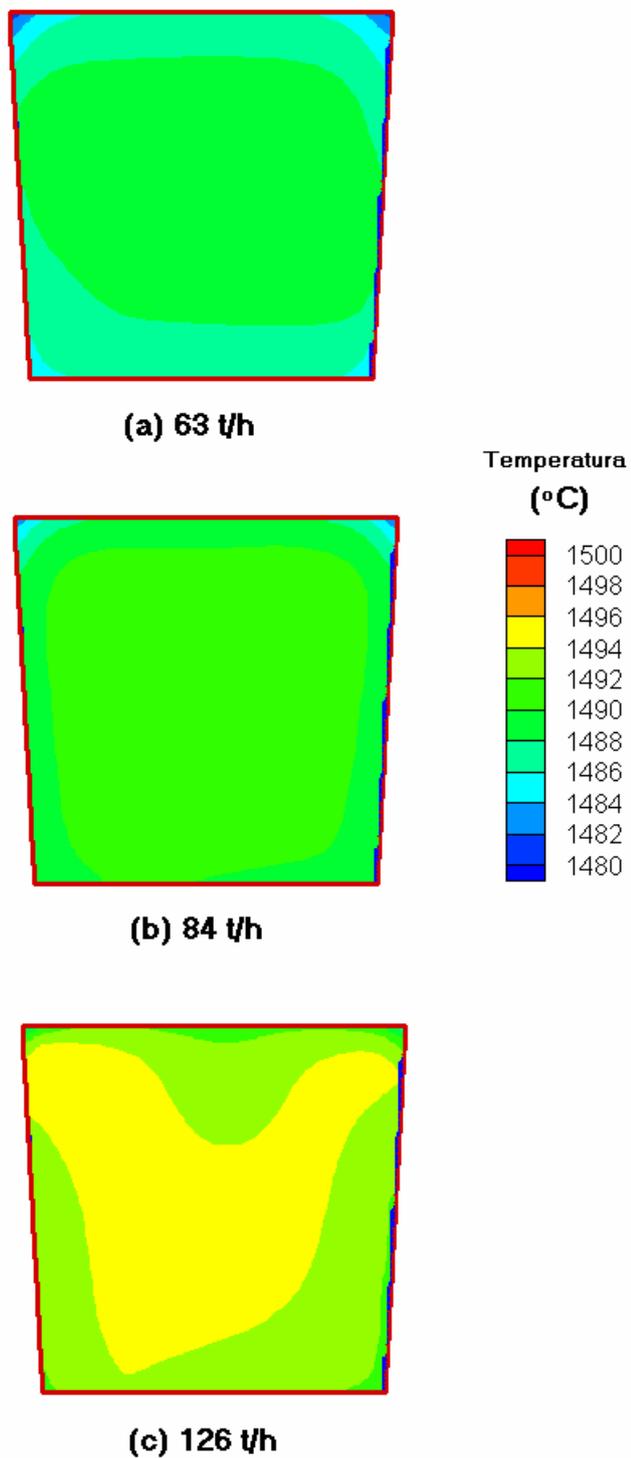


Figura 5.18 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor.

Além dos perfis de velocidade e de temperatura, devem-se analisar os perfis da energia cinética de turbulência. Regiões com alta energia cinética de turbulência junto à superfície favorecem a incorporação de escória pelo banho metálico e regiões com alta energia cinética de turbulência junto às paredes podem ser associadas a um maior desgaste dos refratários. Nas Figuras 5.19 a 5.22 são comparados os perfis de energia cinética de turbulência no distribuidor 1 para diferentes vazões de aço (simulações R5, R3 e R1, com vazões, respectivamente, de 63, 84 e 126 t/h). As Figuras 5.19 e 5.20 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. As Figuras 5.21 e 5.22 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Pelas Figuras 5.19 a 5.22 observa-se que a tendência dos perfis de energia cinética de turbulência permanece a mesma com a variação da vazão de aço no distribuidor. As figuras mostram que a energia cinética de turbulência é maior na válvula de entrada, ao longo do jato de entrada, na parte abaixo da válvula próxima ao fundo do distribuidor e junto à abertura de saída. Observa-se pelas figuras que quanto maior a vazão de aço, maiores os níveis de energia cinética de turbulência.

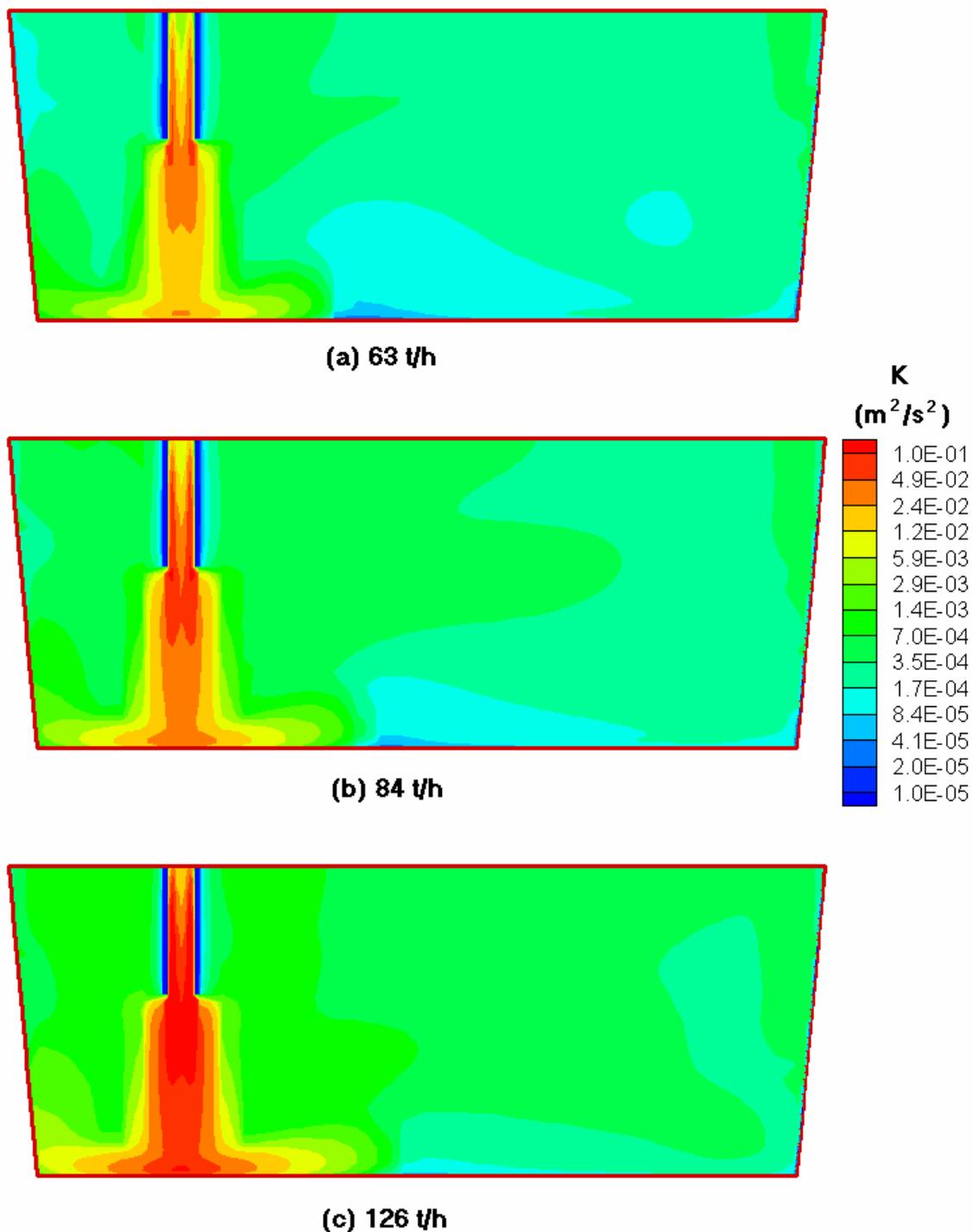


Figura 5.19 - Perfil da energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor.

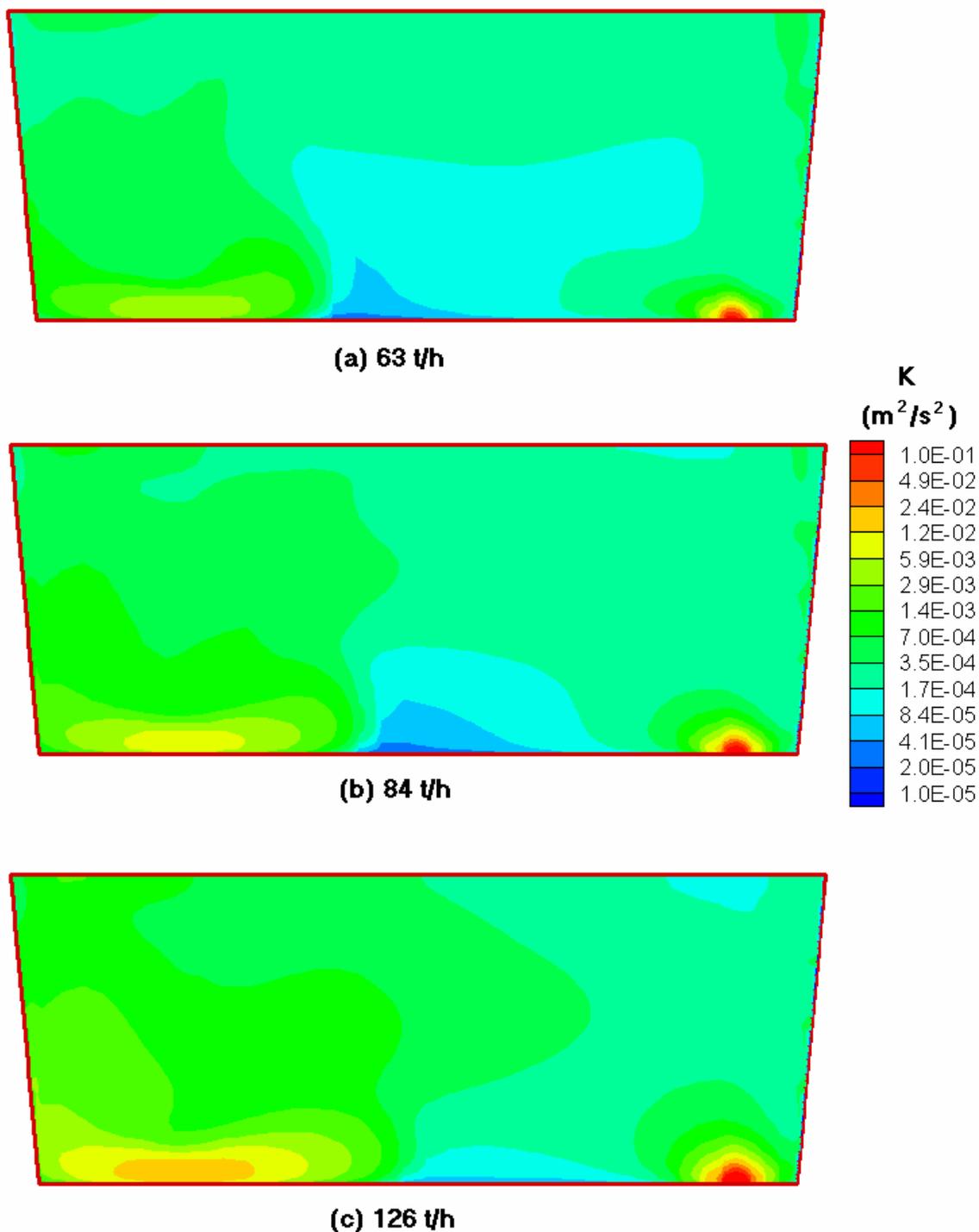


Figura 5.20 - Perfil da energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor.

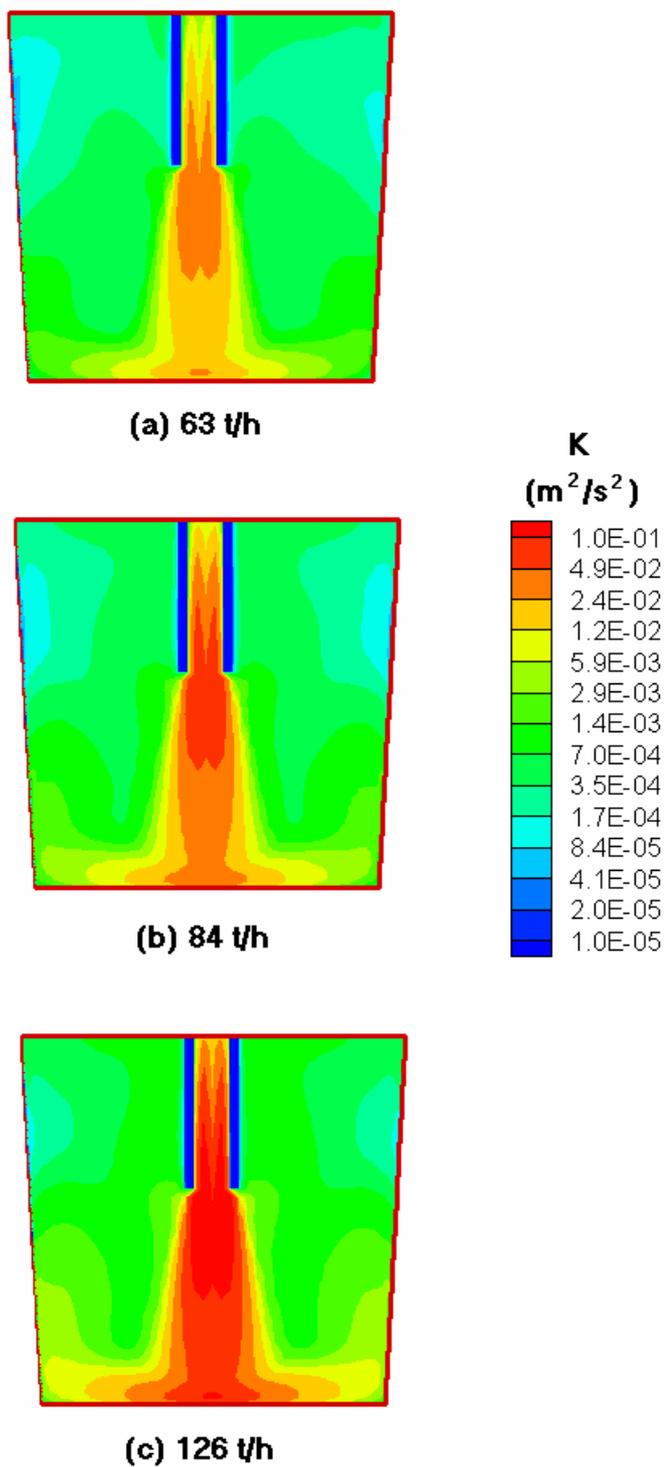


Figura 5.21 - Perfil da energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes vazões de aço no distribuidor.

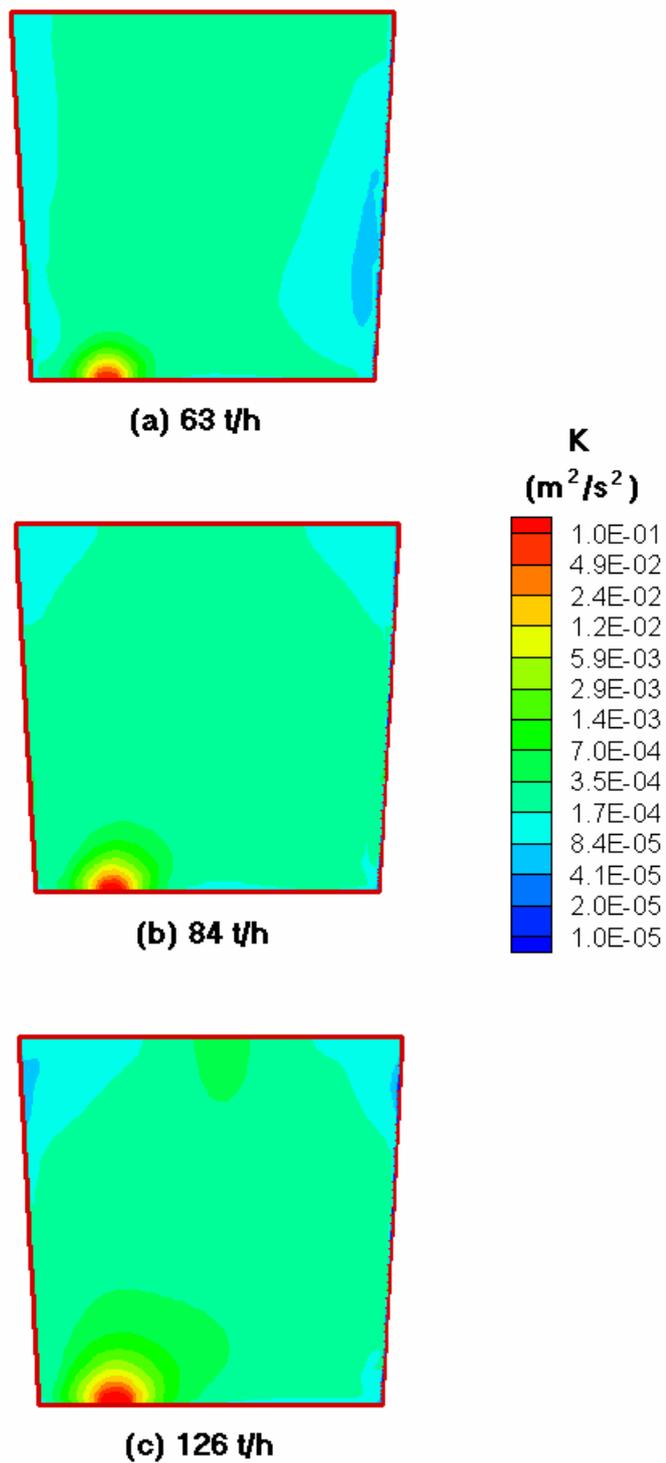


Figura 5.22 - Perfil da energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes vazões de aço no distribuidor.

Nas Figuras 5.23 a 5.26 são comparados os perfis de velocidade no distribuidor 1 para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada (simulações R3 e R4, com profundidades de penetração, respectivamente, de 350 e 150 mm). As Figuras 5.23 e 5.24 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. As Figuras 5.25 e 5.26 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Por estas figuras observa-se que a profundidade de penetração da válvula de entrada afeta o fluxo de metal apenas na região da válvula de entrada, onde se tem maiores velocidades na parte inferior do distribuidor, e menores velocidades na parte superior. A maior profundidade de penetração implica num maior desgaste do fundo do distribuidor e no surgimento de uma zona morta no topo propiciando o depósito de metal na válvula.

Nas Figuras 5.27 a 5.30 são comparados os perfis de temperatura no distribuidor 1 para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada (simulações R3 e R4, com profundidades de penetração, respectivamente, de 350 e 150 mm). As Figuras 5.27 e 5.28 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. As Figuras 5.29 e 5.30 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

As figuras indicam que a profundidade de penetração da válvula de entrada afeta os perfis de temperatura principalmente na região abaixo da válvula de entrada. Na metade inferior da parede lateral ao longo da largura próxima à válvula de entrada são observadas maiores temperaturas. Na Figura 5.29, as temperaturas abaixo de 1494°C na região inferior do distribuidor com maior profundidade de penetração da válvula de entrada devem-se à recirculação do aço no distribuidor.

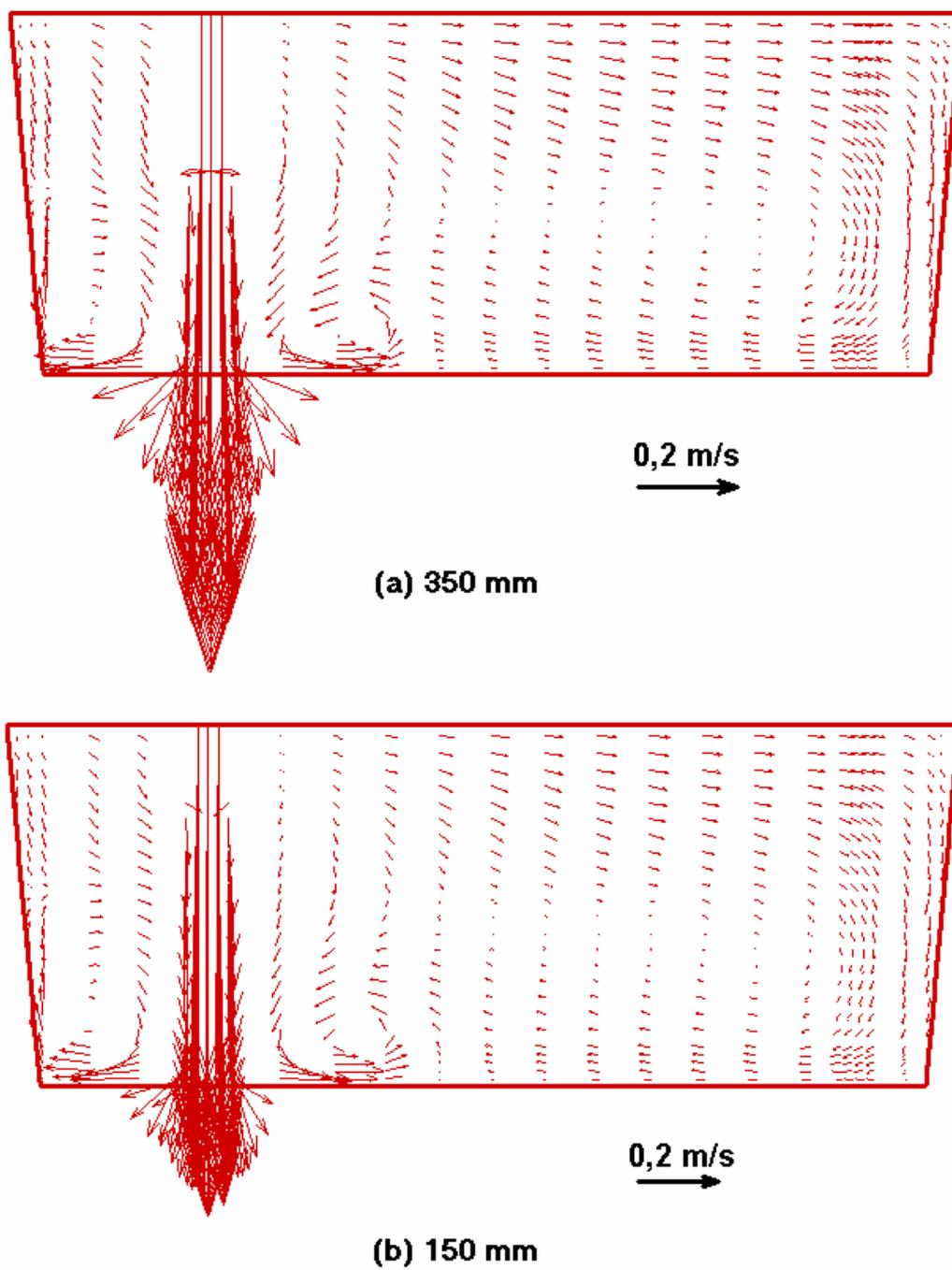


Figura 5.23 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

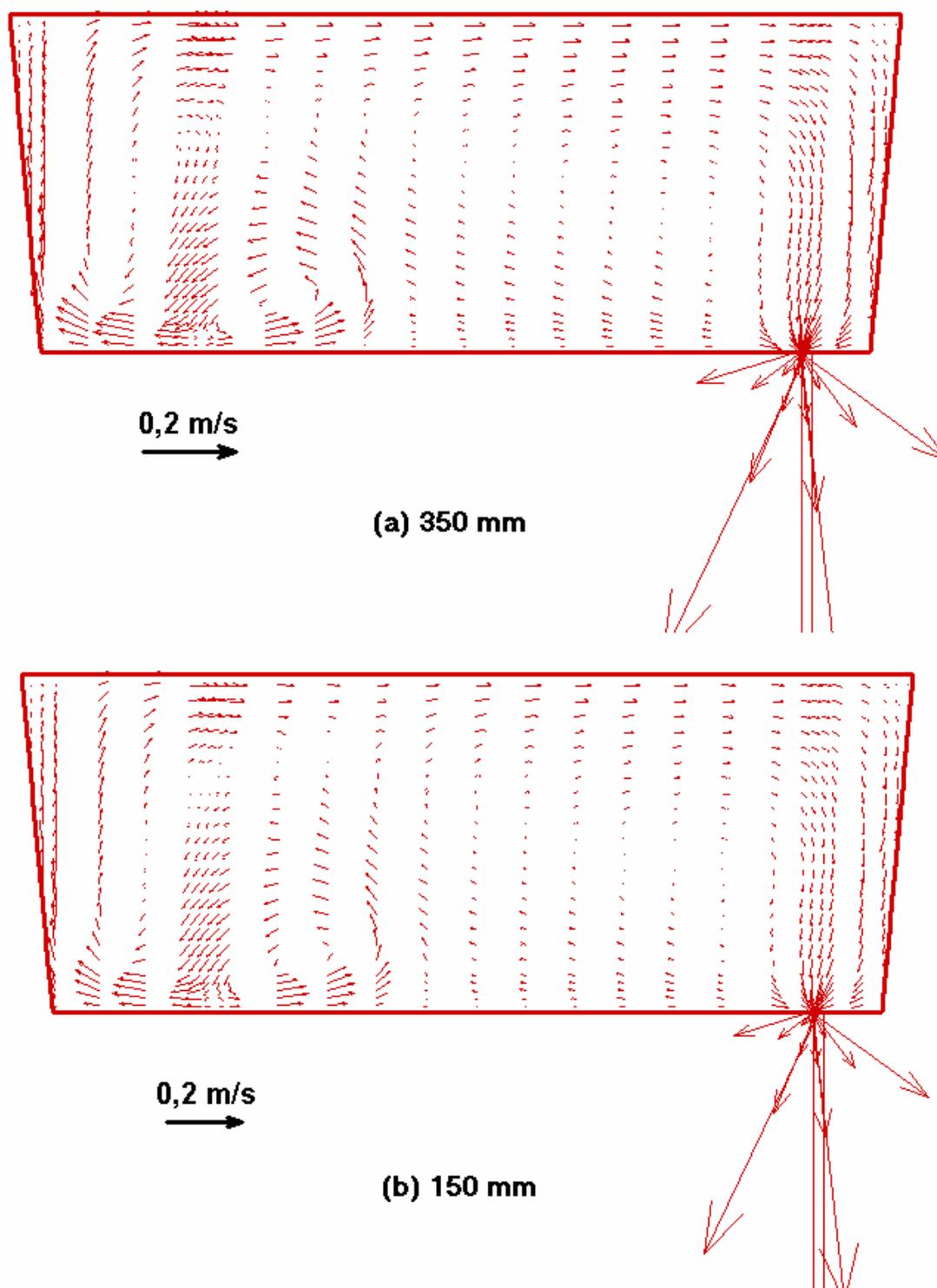


Figura 5.24 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

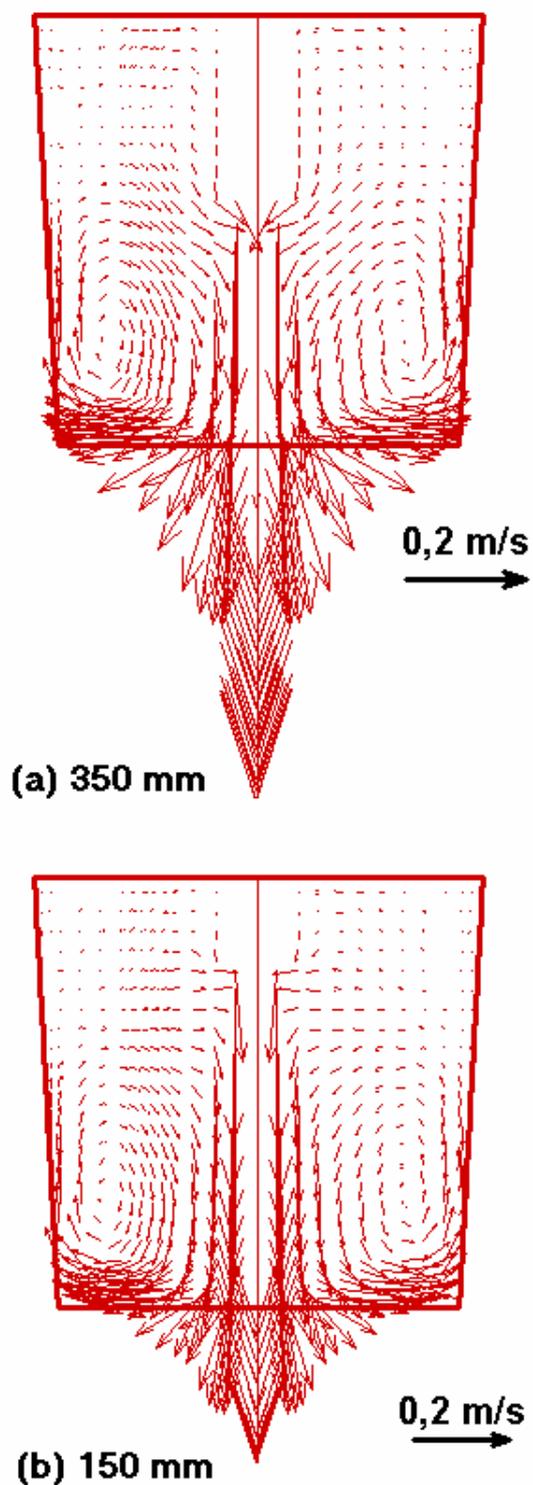


Figura 5.25 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

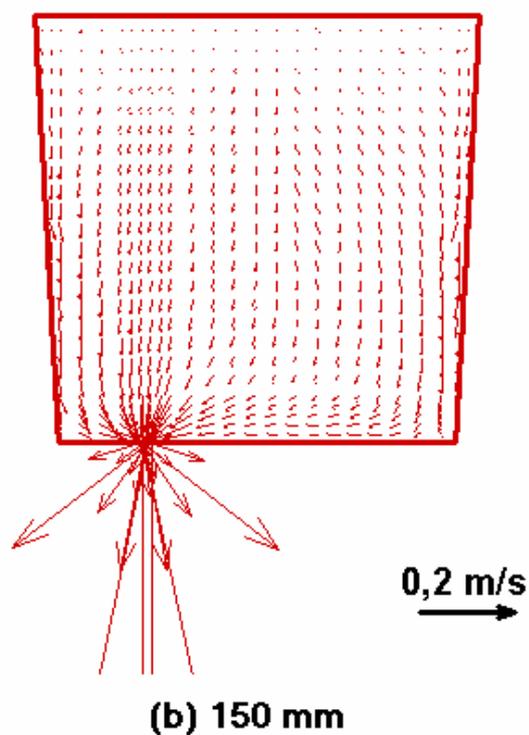
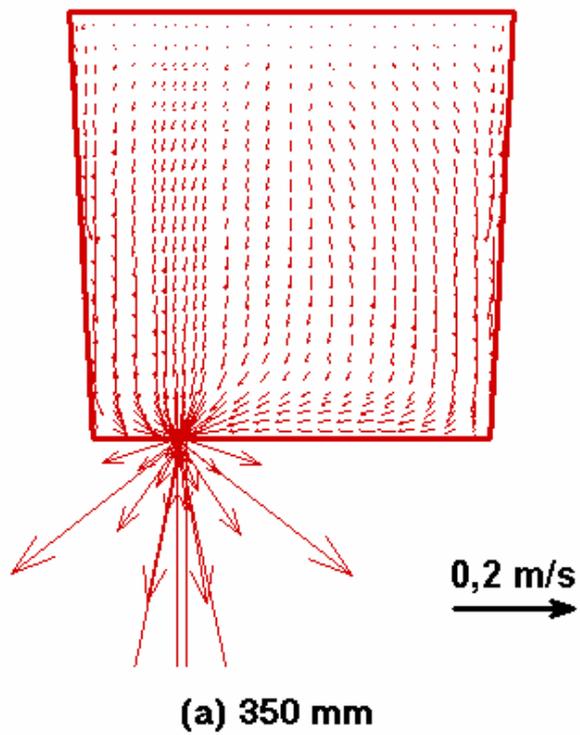


Figura 5.26 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

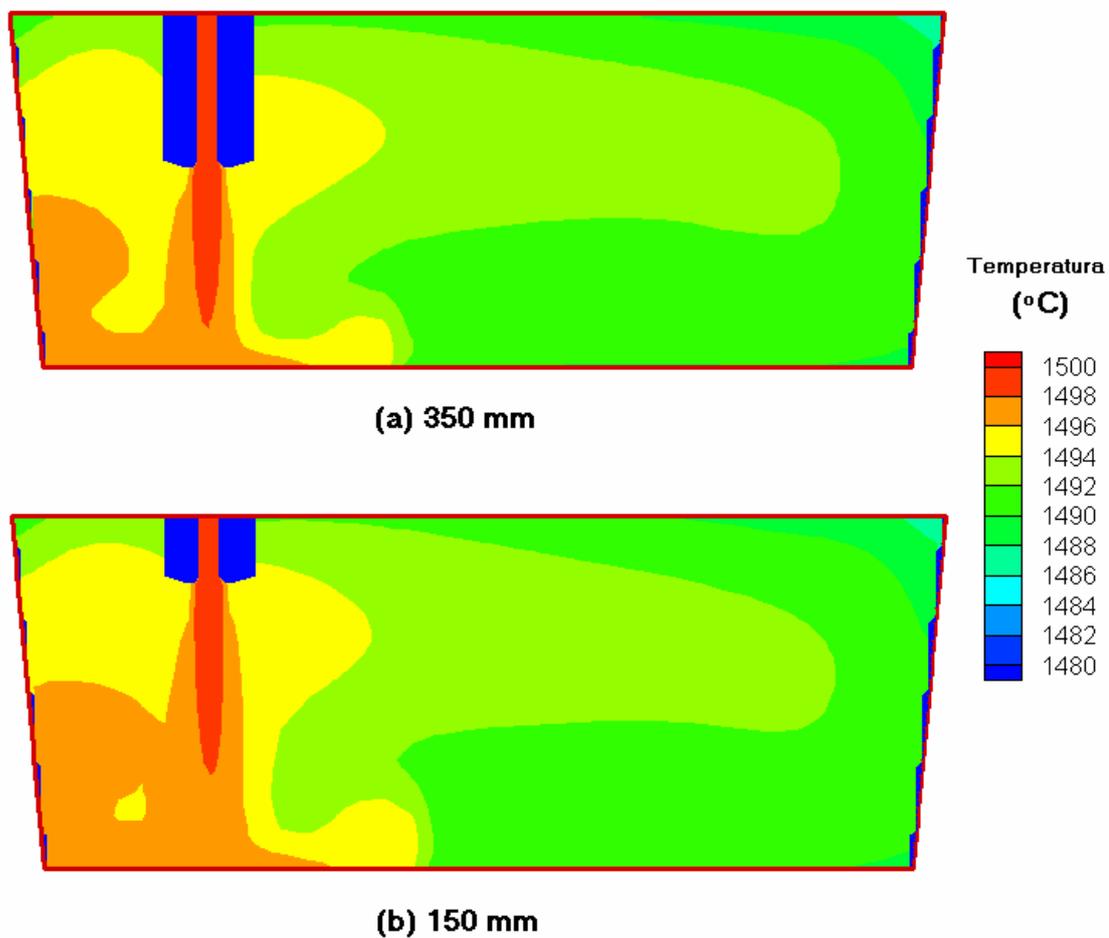


Figura 5.27 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

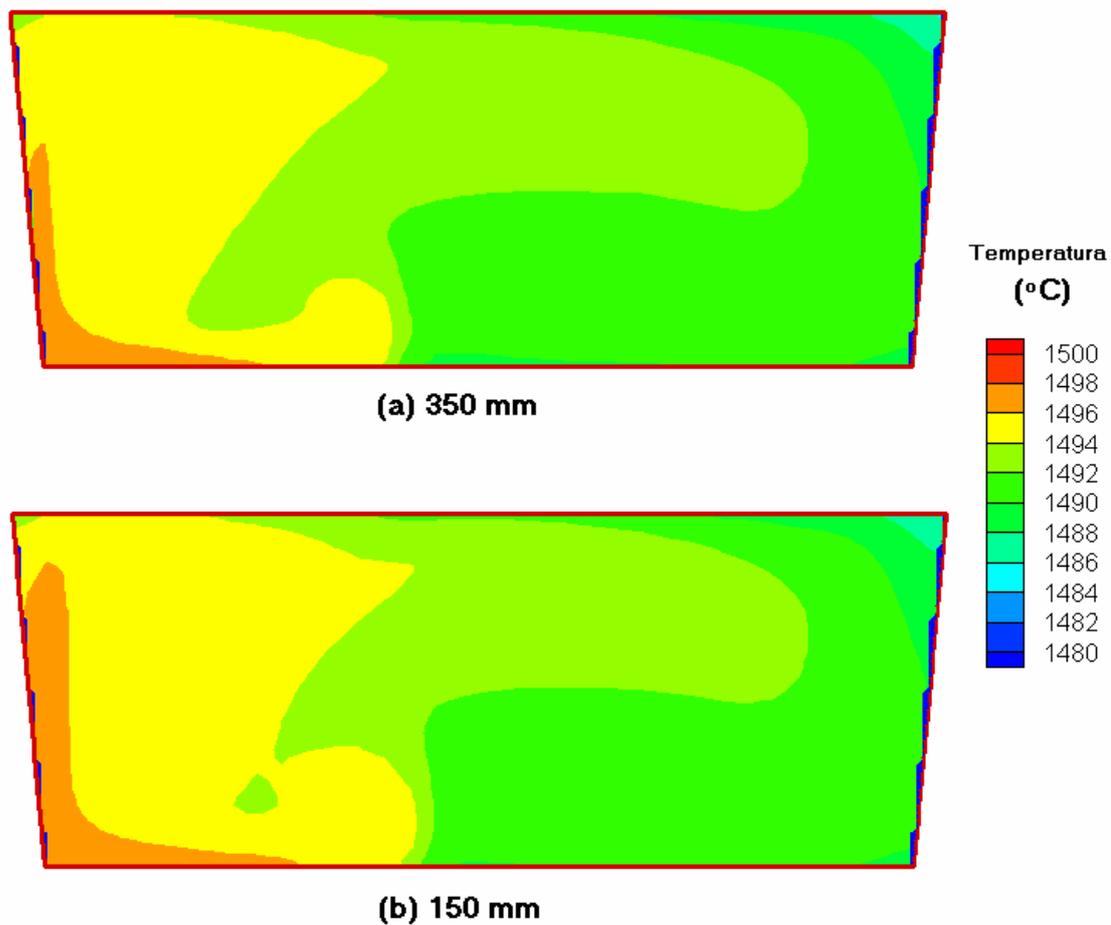


Figura 5.28 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

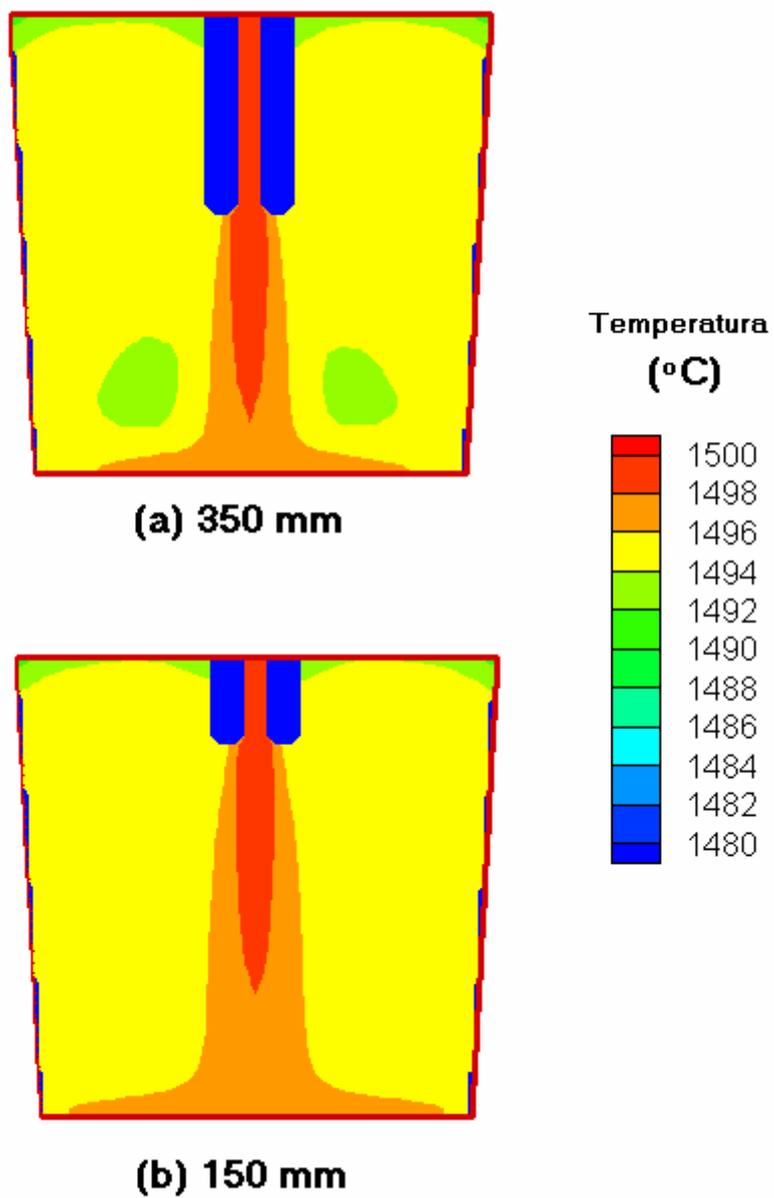


Figura 5.29 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

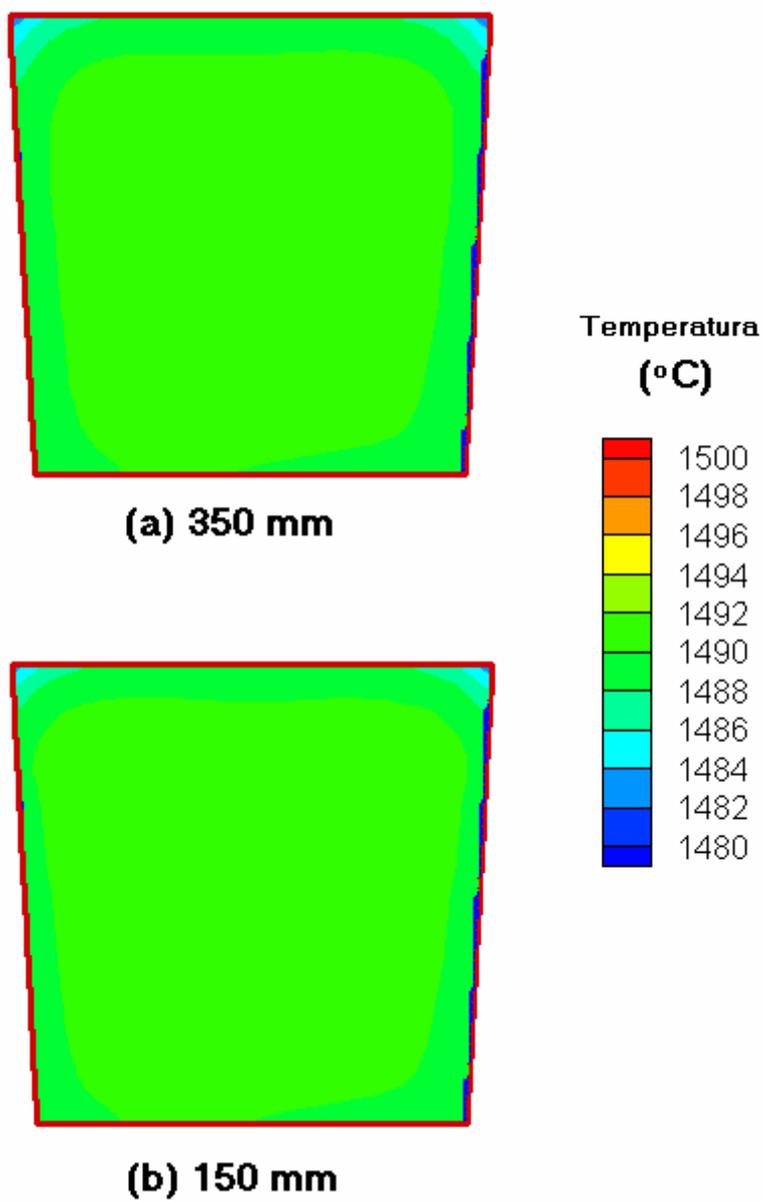


Figura 5.30 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

Nas Figuras 5.31 a 5.34 são comparados os perfis de energia cinética de turbulência no distribuidor 1 para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada (simulações R3 e R4, com profundidades de penetração, respectivamente, de 350 e 150 mm). As Figuras 5.31 e 5.32 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. As Figuras 5.33 e 5.34 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Por estas figuras observa-se que a profundidade de penetração da válvula de entrada afeta a energia cinética de turbulência gerada apenas na região da válvula de entrada. Quando a profundidade de penetração é maior, a energia cinética de turbulência gerada aparentemente se concentra num volume menor, sendo um pouco maior na região inferior e um pouco menor na região superior do distribuidor. Como a maior profundidade de penetração da válvula de entrada leva a uma maior turbulência no fundo do distribuidor abaixo da válvula de entrada, pode-se ter neste ponto um maior desgaste do refratário.

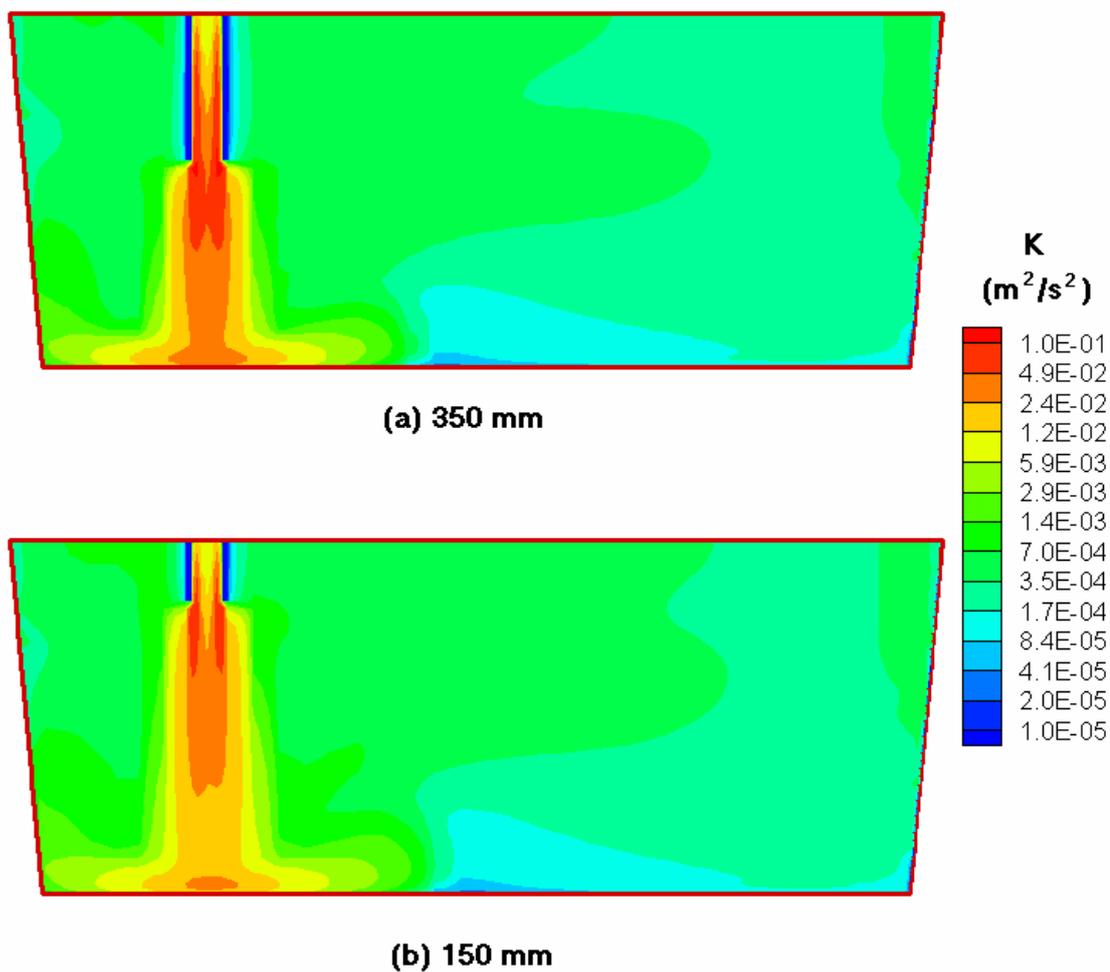


Figura 5.31 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

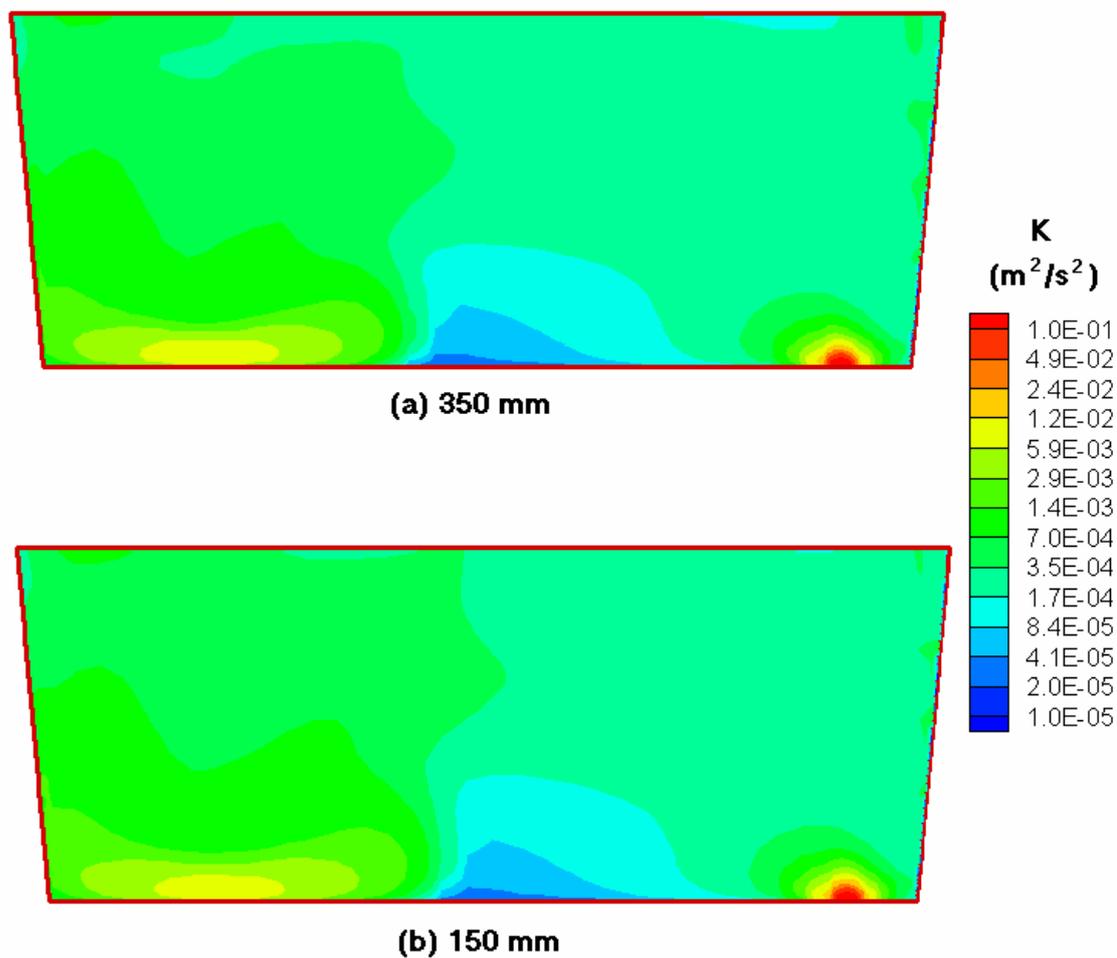


Figura 5.32 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

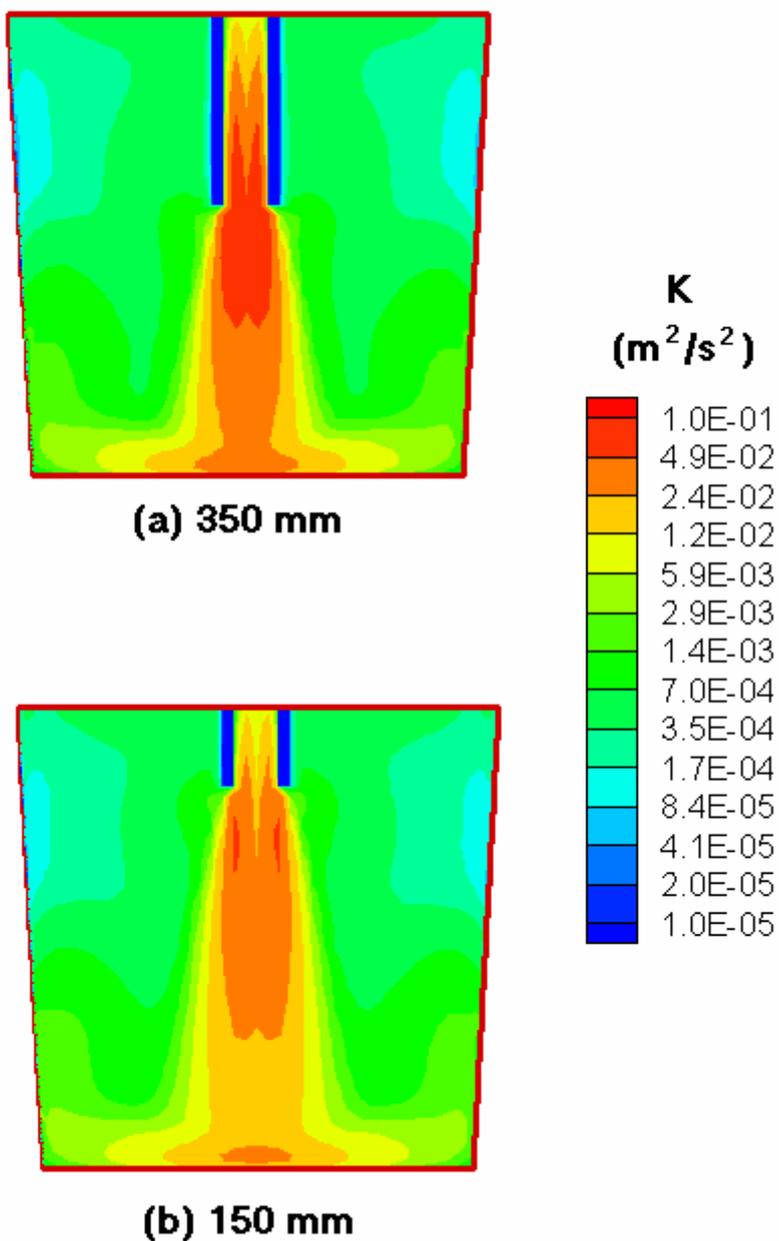


Figura 5.33 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

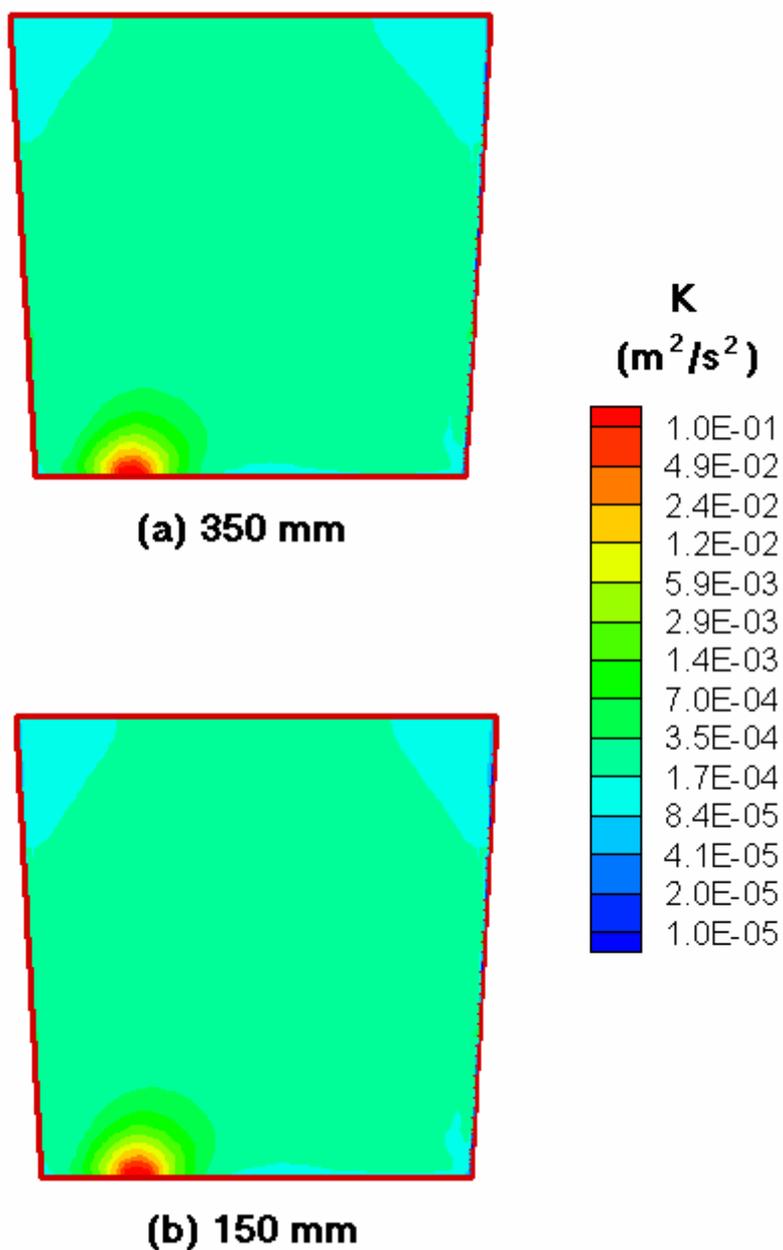


Figura 5.34 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes profundidades de penetração da válvula de entrada no distribuidor.

Nas Figuras 5.35 a 5.38 são comparados os perfis de velocidade no distribuidor 1 para diferentes níveis de aço no distribuidor (simulações R3 e R9, com níveis de aço, respectivamente, de 820 e 620 mm). As Figuras 5.35 e 5.36 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. As Figuras 5.37 e 5.38 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Por estas figuras observa-se que o fluxo de metal no distribuidor nos dois casos segue a mesma tendência. Na situação com maior nível de aço no distribuidor, as velocidades parecem um pouco mais altas de uma forma geral, com exceção da região junto à superfície, próximo à válvula de entrada, onde as velocidades estão menores. Uma redução do nível de aço no distribuidor tende a reduzir a recirculação do aço, ou seja, reduz a velocidade de escoamento em direção à saída na região superior do distribuidor e reduz a velocidade de escoamento em direção à entrada na região inferior.

Nas Figuras 5.39 a 5.42 são comparados os perfis de temperatura no distribuidor 1 para diferentes níveis de aço no distribuidor (simulações R3 e R9, com níveis de aço, respectivamente, de 820 e 620 mm). As Figuras 5.39 e 5.40 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. As Figuras 5.41 e 5.42 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

As figuras indicam que o nível de aço no distribuidor afeta os perfis de temperatura no distribuidor. Um menor nível de aço no distribuidor leva a um aumento nos níveis de temperatura, principalmente na região da válvula de entrada. O menor nível de aço no distribuidor leva a uma redução no tempo de residência do aço no distribuidor, por outro lado, o menor volume de aço faz com que as perdas térmicas por unidade de volume tornem-se maiores. Assim, o efeito da variação do nível do aço no distribuidor deve-se à combinação destes dois fatores, que tendem a se anular. O efeito final foi uma pequena redução na queda de temperatura, indicando uma pequena prevalência do primeiro fator.

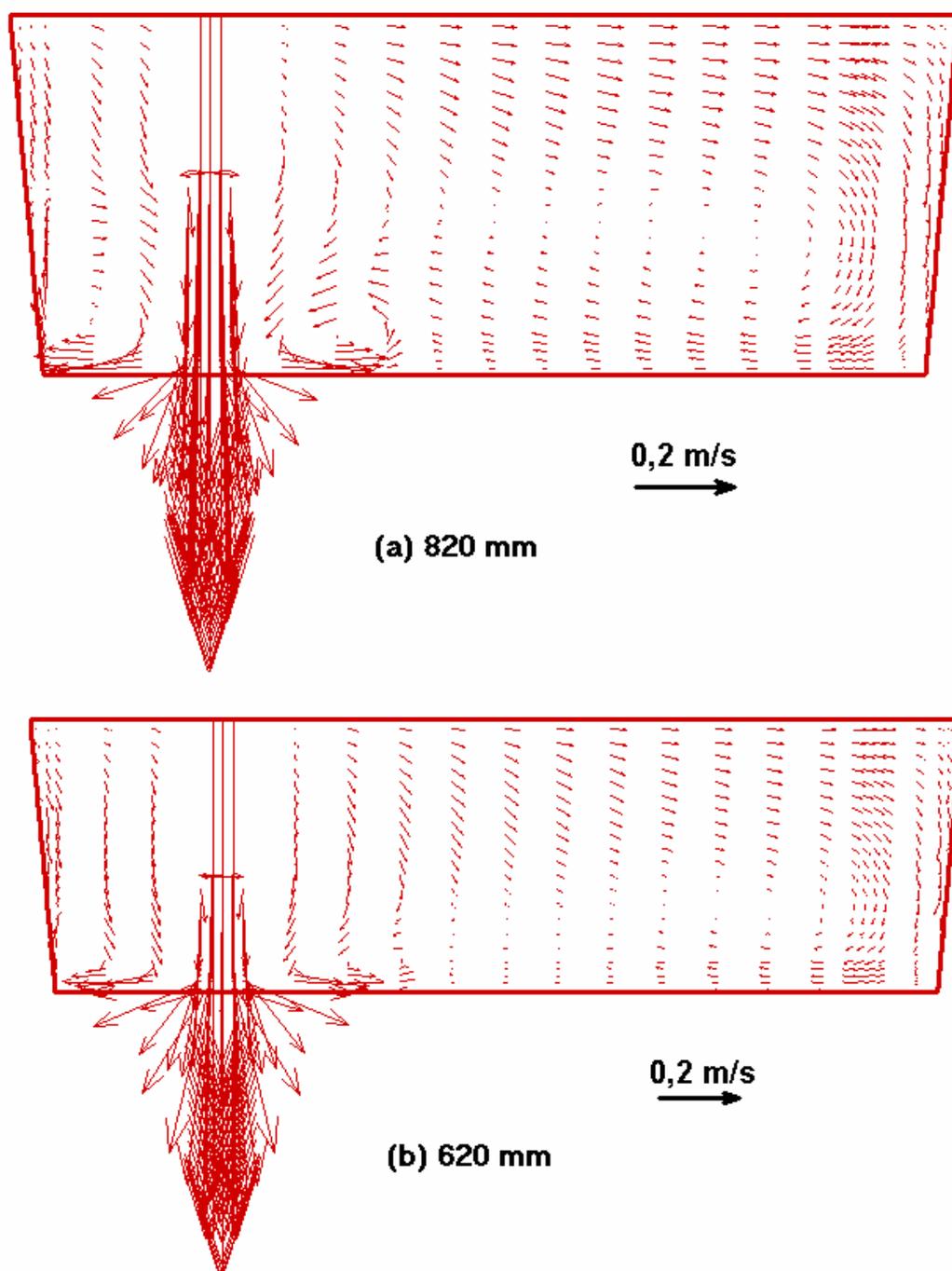


Figura 5.35 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor.

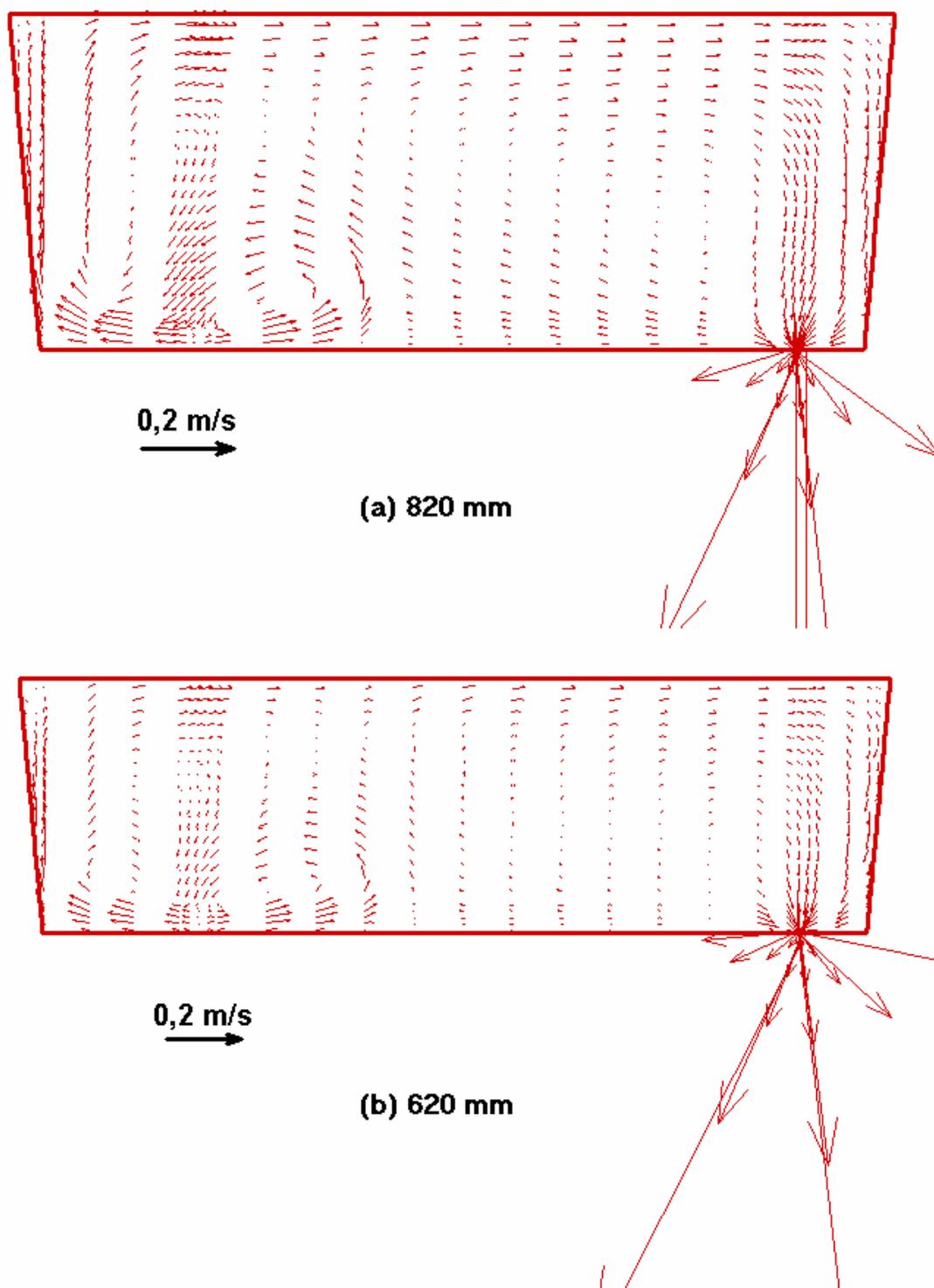


Figura 5.36 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor.

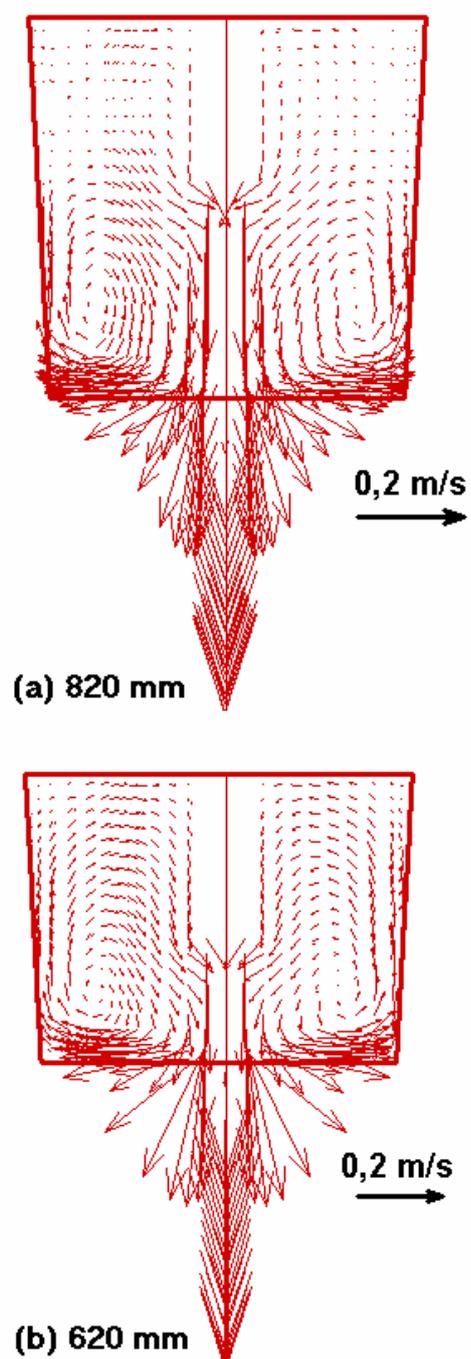
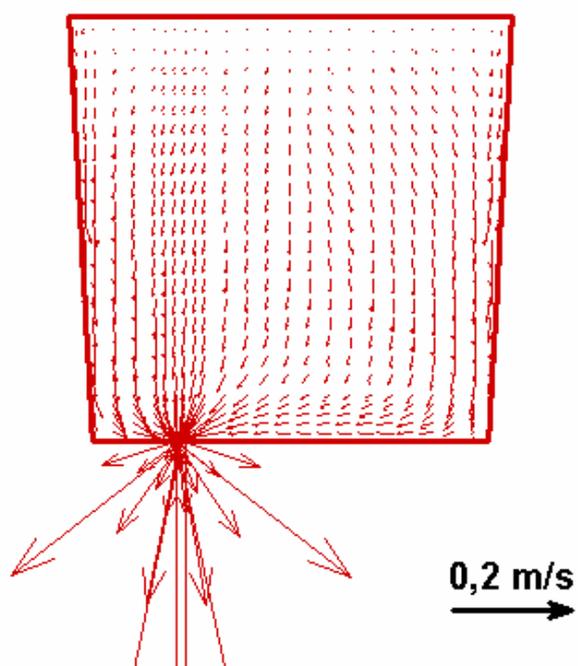
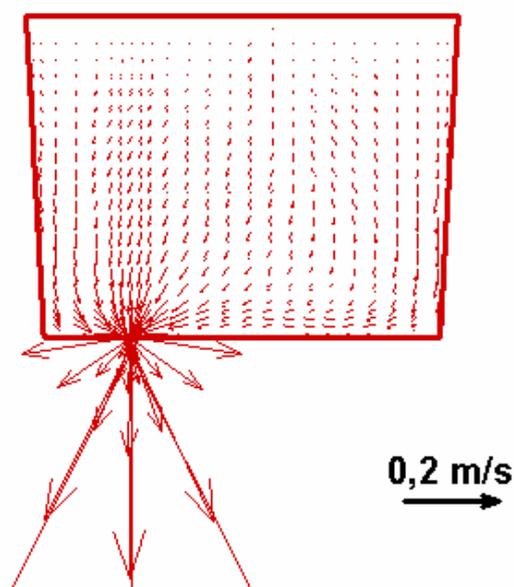


Figura 5.37 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor.



(a) 820 mm



(b) 620 mm

Figura 5.38 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor.

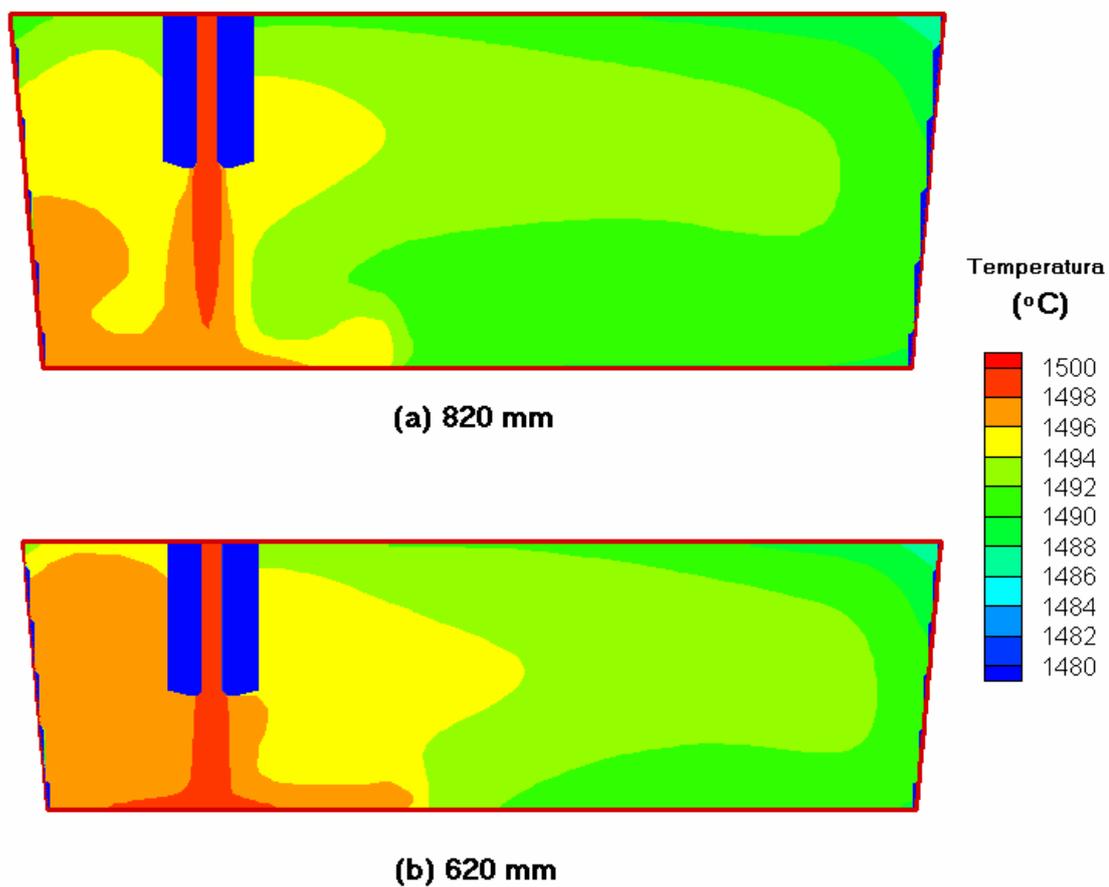


Figura 5.39 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor.

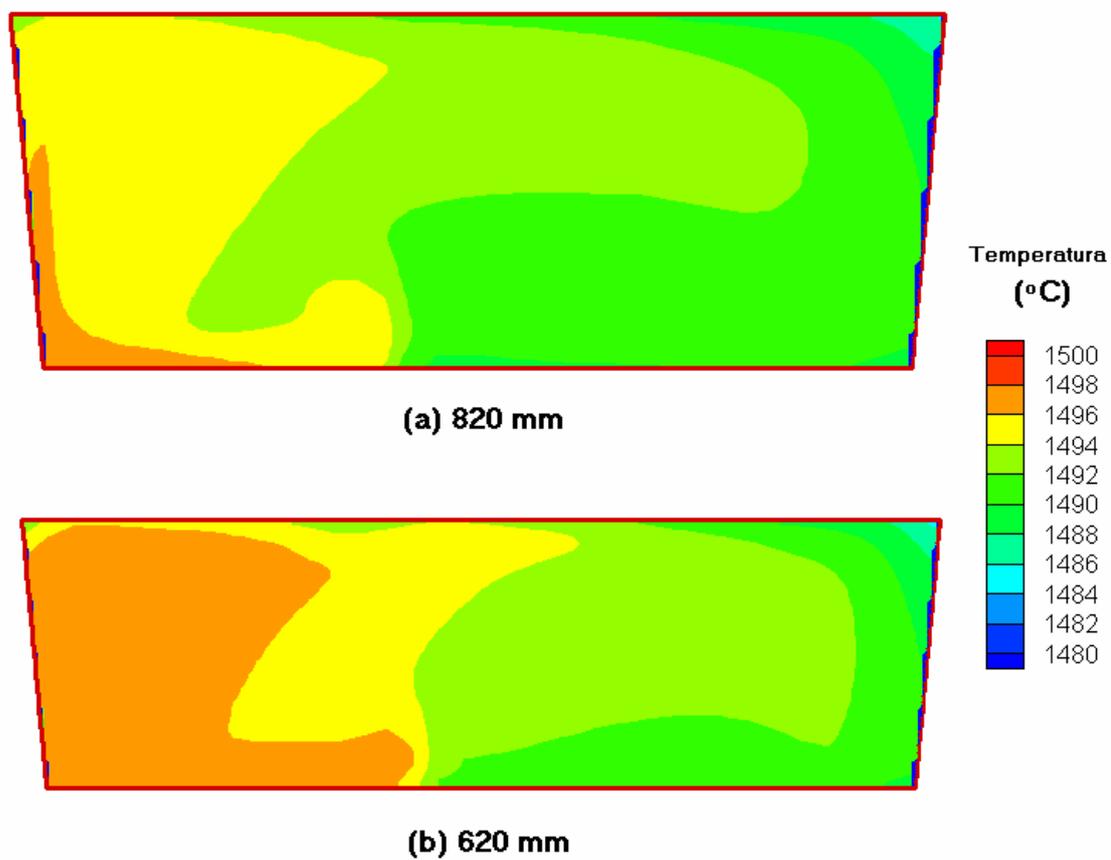


Figura 5.40 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor.

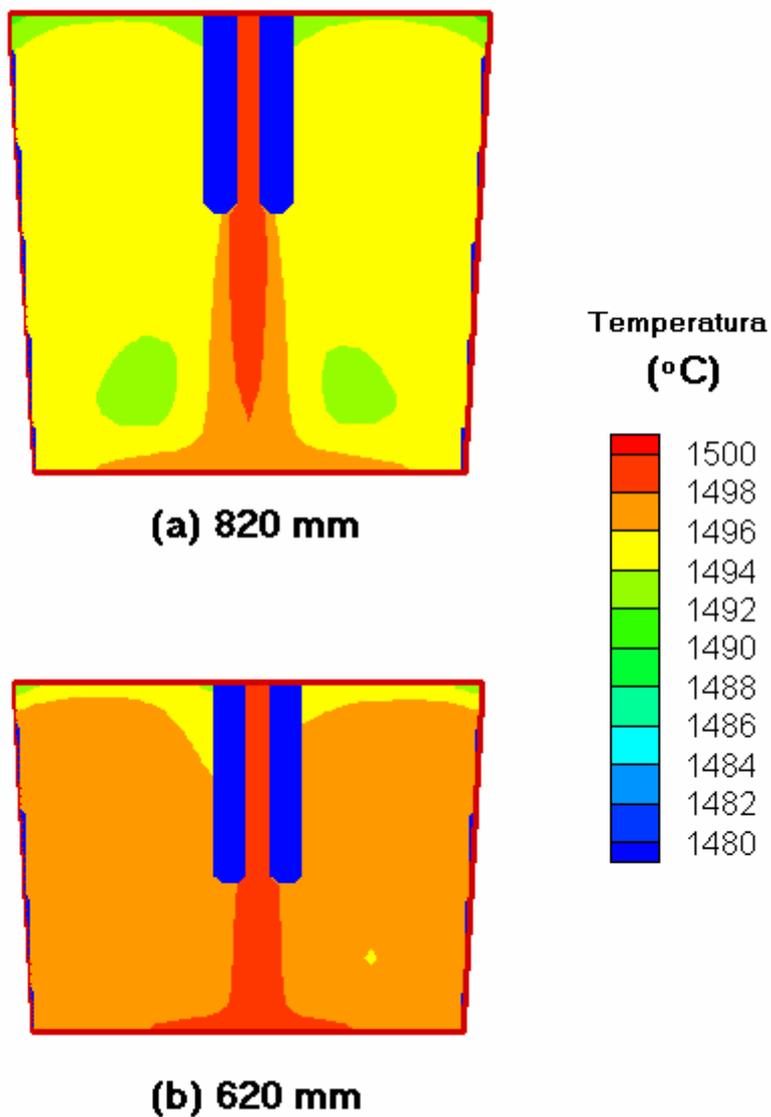


Figura 5.41 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor.

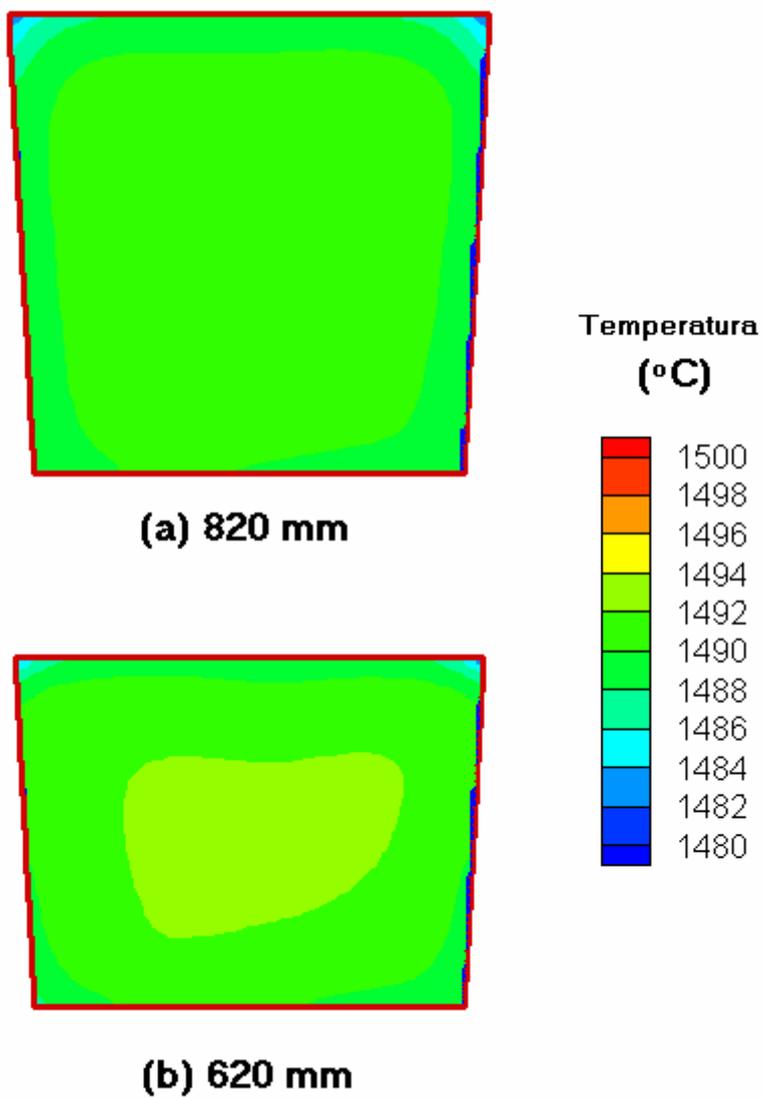


Figura 5.42 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor.

Nas Figuras 5.43 a 5.46 são comparados os perfis de energia cinética de turbulência no distribuidor 1 para diferentes níveis de aço no distribuidor (simulações R3 e R9, com níveis de aço, respectivamente, de 820 e 620 mm). As Figuras 5.43 e 5.44 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. As Figuras 5.45 e 5.46 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Por estas figuras observa-se que o nível de aço no distribuidor não afeta de forma significativa os perfis de energia cinética de turbulência. Com um menor nível de aço no distribuidor tem-se maiores valores de energia cinética de turbulência na região abaixo da válvula de entrada e menores valores de energia cinética de turbulência na região de saída do distribuidor. Como um menor nível de aço no distribuidor leva a uma maior turbulência no fundo do distribuidor abaixo da válvula de entrada, pode-se ter neste ponto um maior desgaste do refratário. Como um menor nível de aço no distribuidor, está-se mais sujeito ao depósito de metal junto à parede lateral ao longo da largura próxima à saída, devido aos menores níveis de turbulência nesta região.

Nas Figuras 5.47 a 5.50 são comparados os perfis de velocidade no distribuidor 1 para uma situação com uma barreira e outra sem barreira no distribuidor (simulações R3 e R15, situações, respectivamente, sem e com barreira). As Figuras 5.47 e 5.48 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. As Figuras 5.49 e 5.50 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Estas figuras indicam que o fluxo de metal no distribuidor nas situações com e sem barreira seguem a mesma tendência, apesar da presença da barreira. Observa-se que a presença da barreira leva a uma redução da velocidade apenas nas proximidades da posição em que ela se localiza. Esse efeito é mais significativo na região imediatamente acima e na região posterior à barreira. Aparentemente a altura e posição da barreira simuladas são tais que seu efeito sobre o fluxo de metal no distribuidor são pequenos. Possivelmente os efeitos seriam maiores com outra altura ou em outra posição.

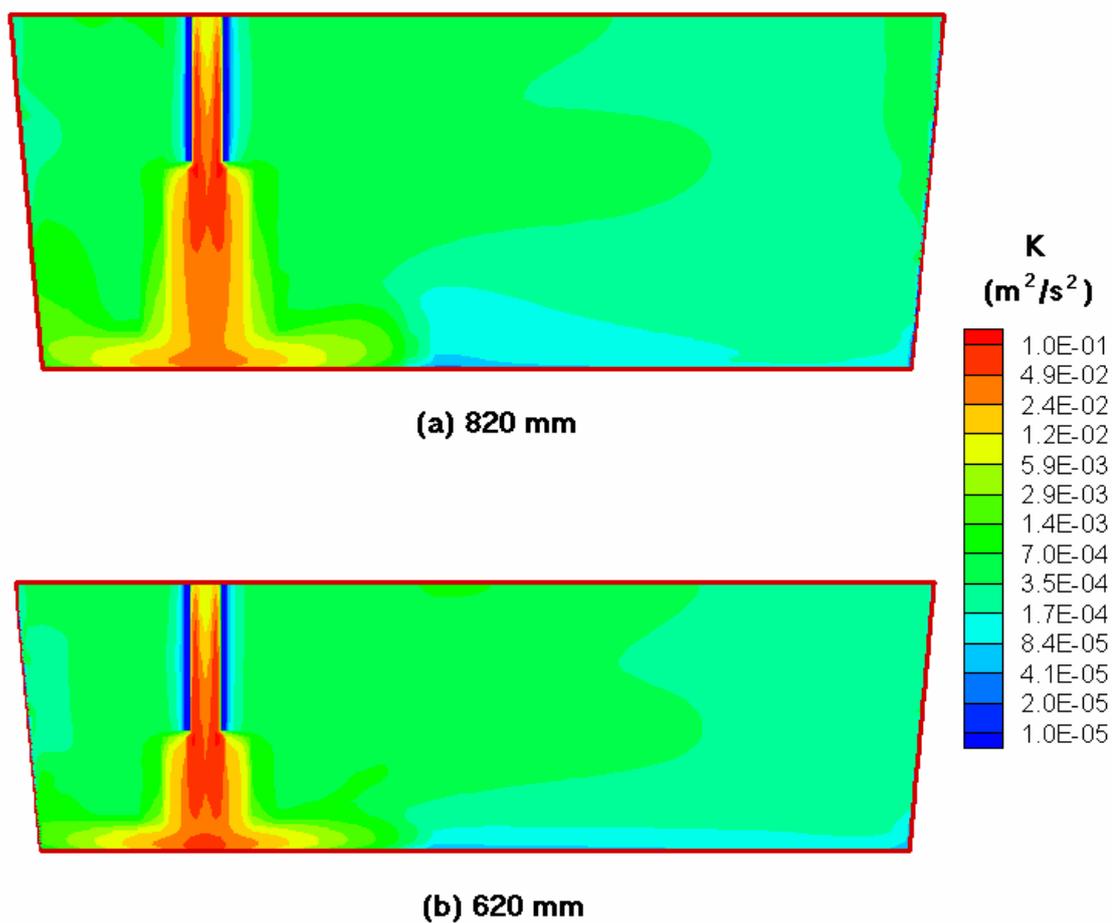


Figura 5.43 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor.

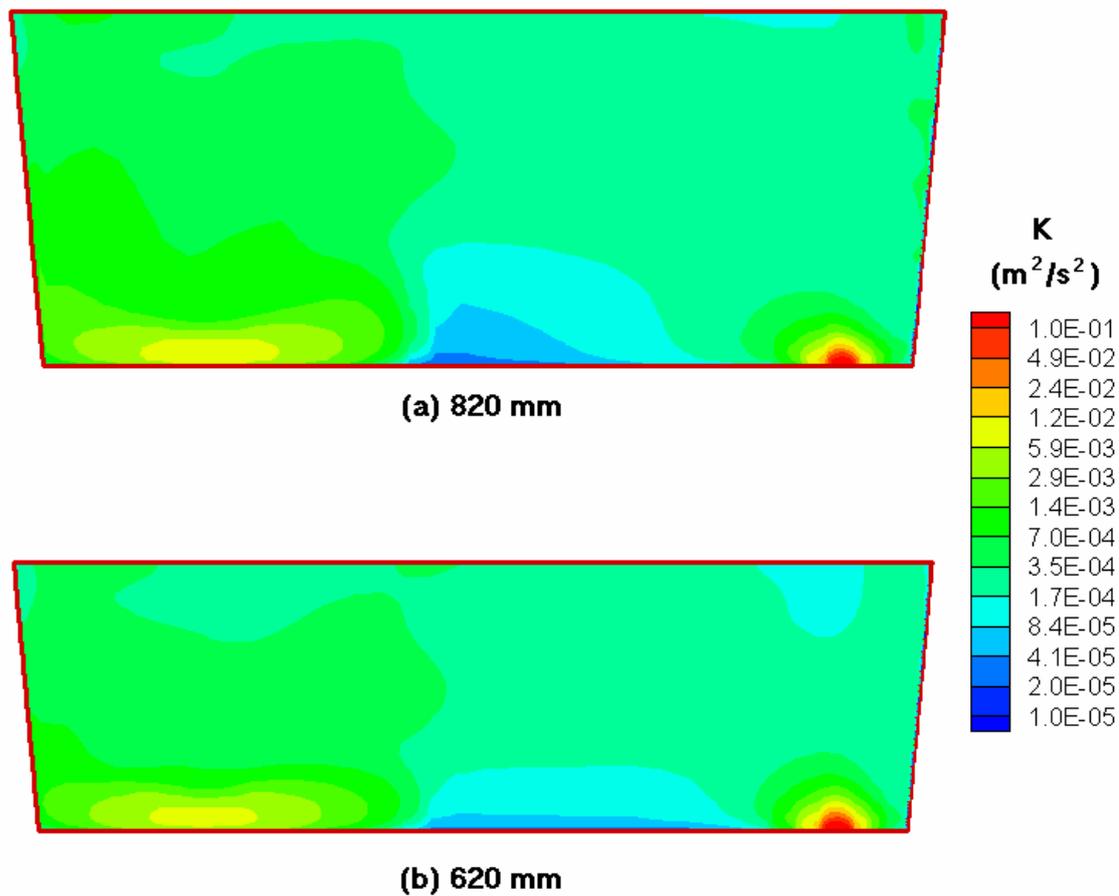


Figura 5.44 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor.

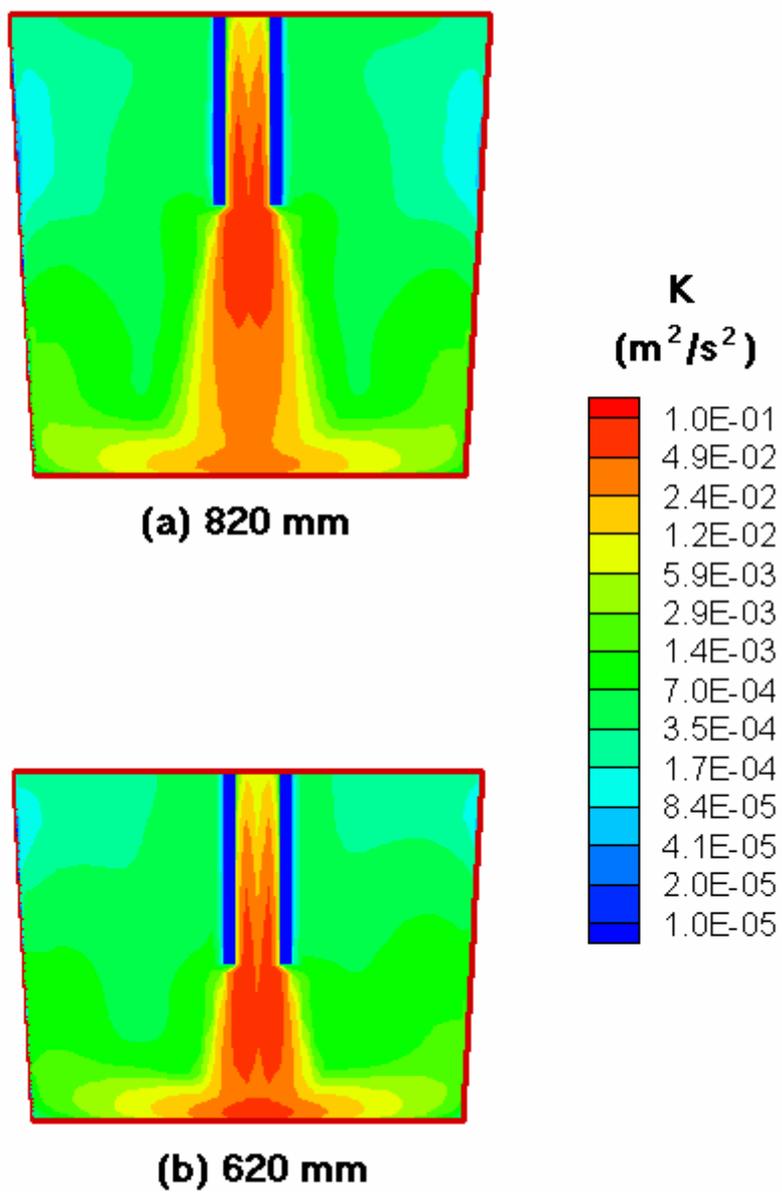


Figura 5.45 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor.

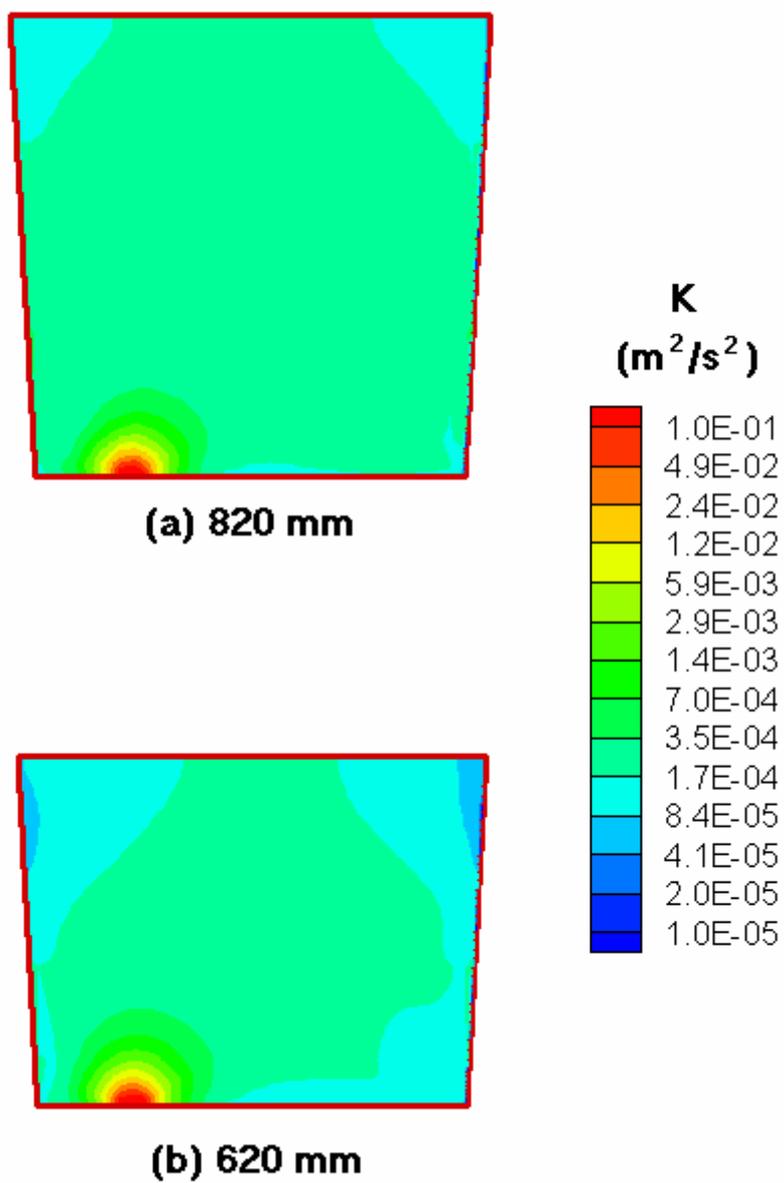


Figura 5.46 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor.

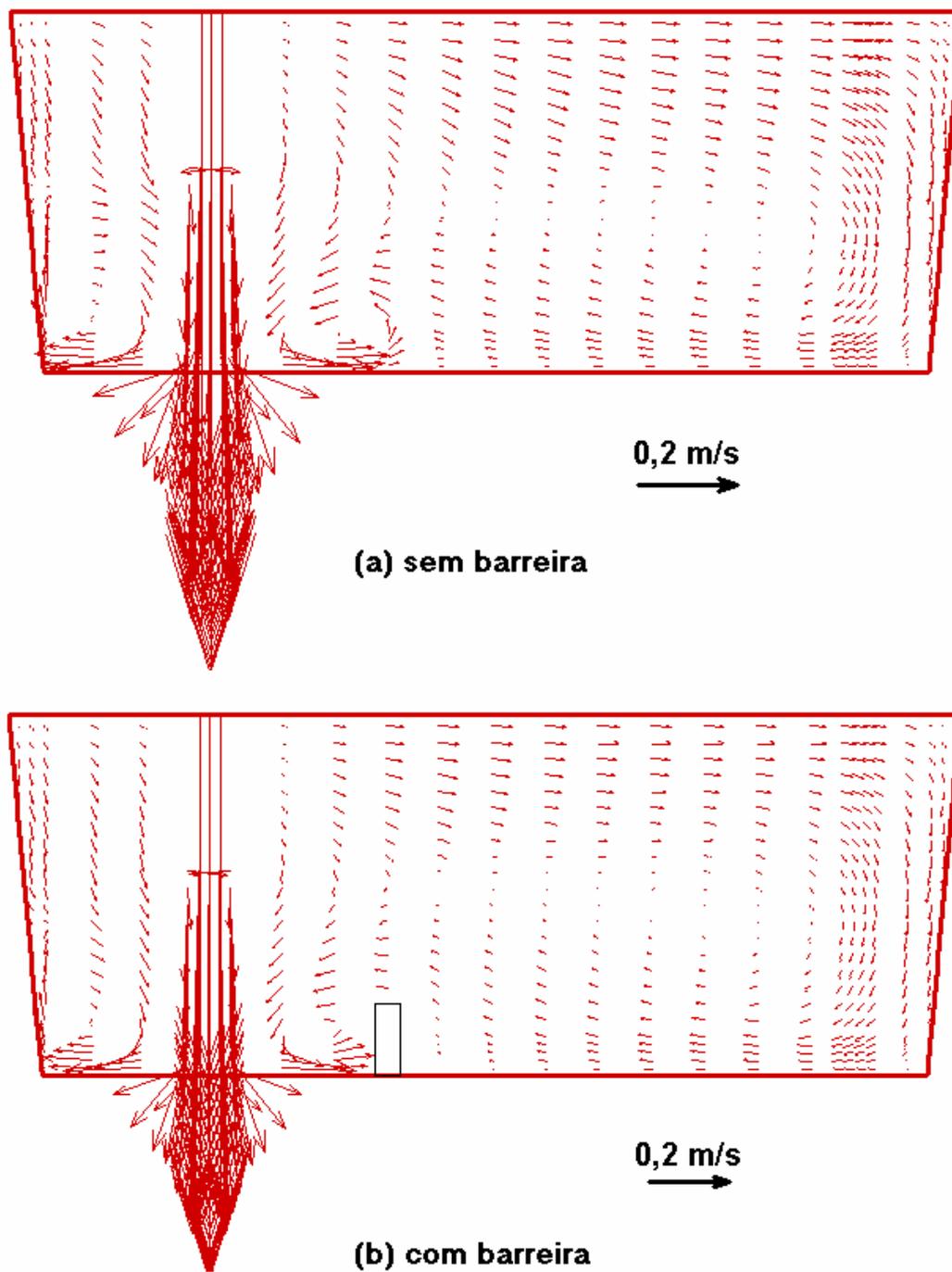


Figura 5.47 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor.

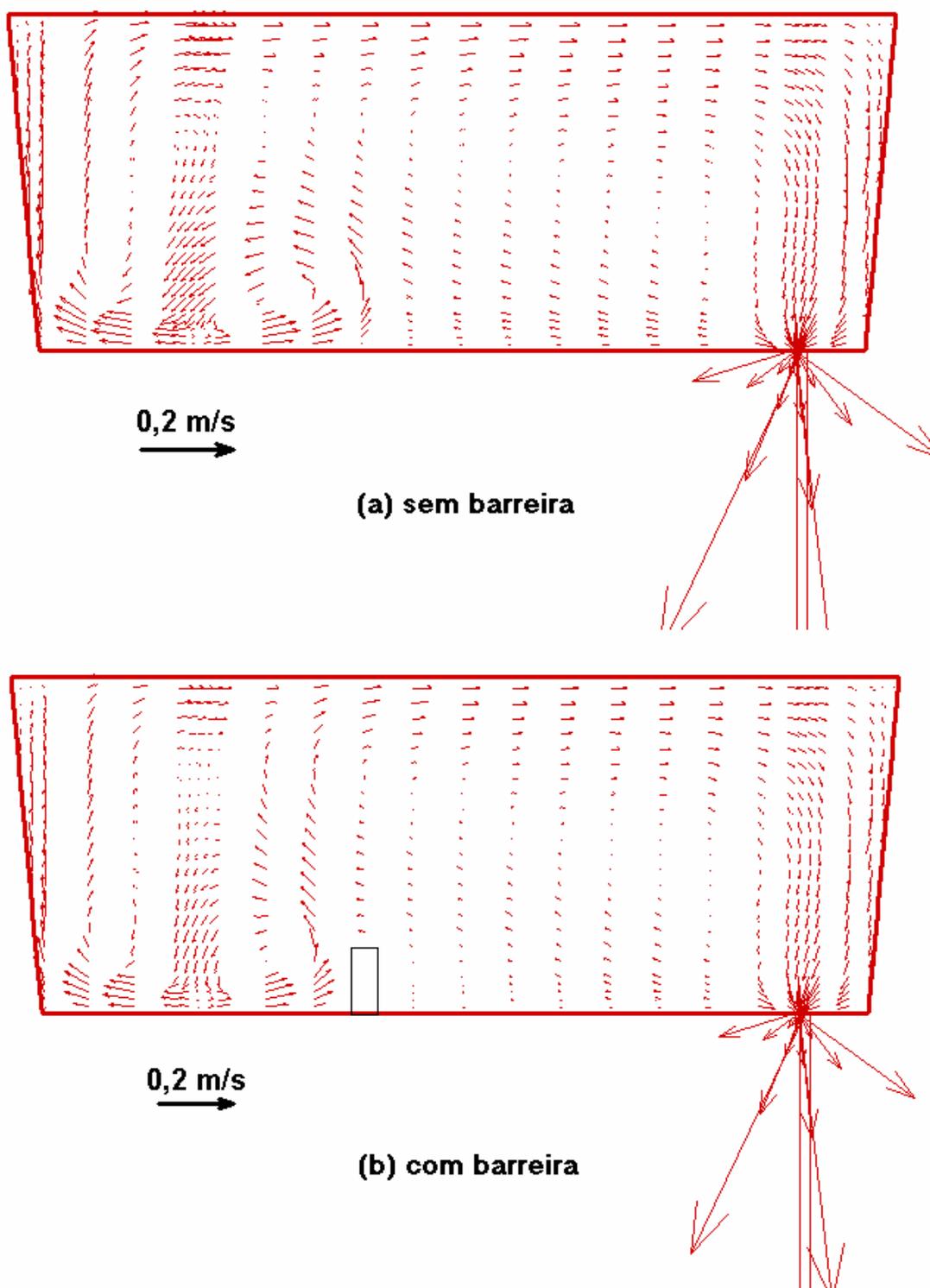


Figura 5.48 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor.

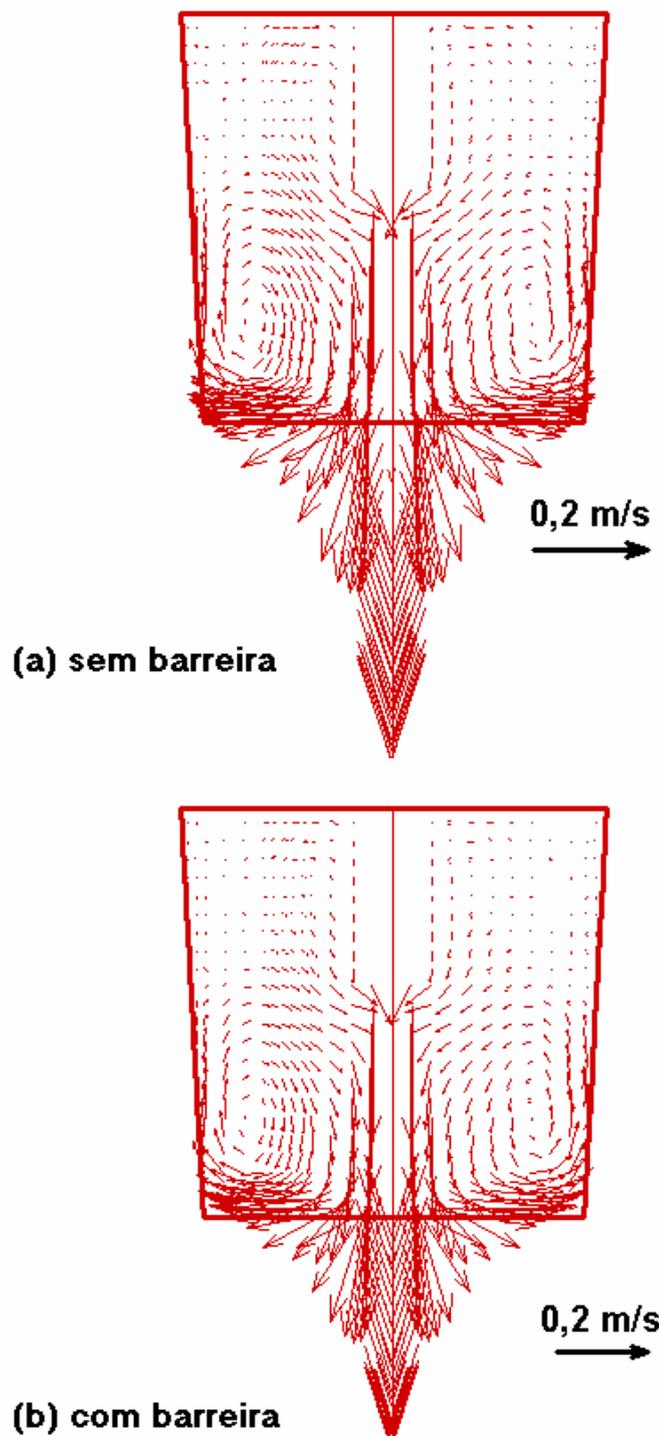
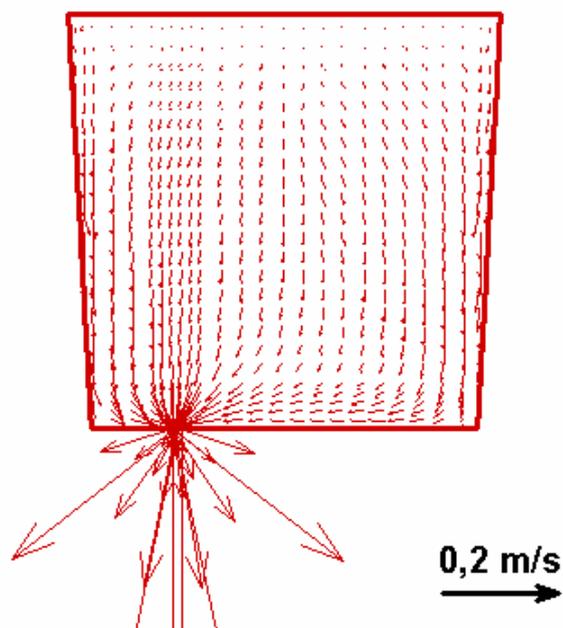
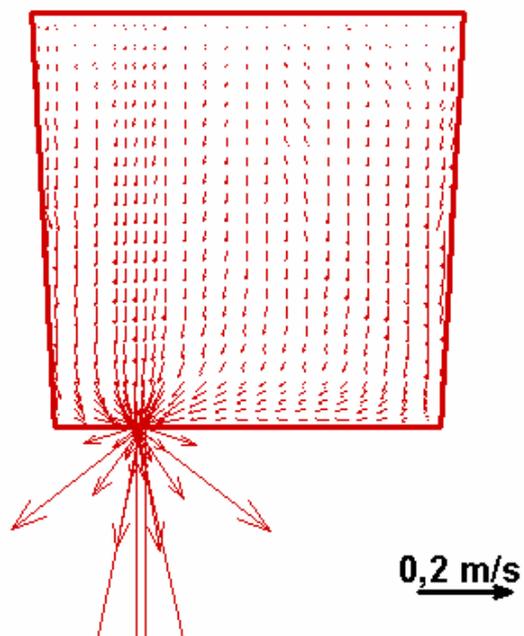


Figura 5.49 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor.



(a) sem barreira



(b) com barreira

Figura 5.50 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor.

Nas Figuras 5.51 a 5.54 são comparados os perfis de temperatura no distribuidor 1 para uma situação com uma barreira e outra sem barreira no distribuidor (simulações R3 e R15, situações, respectivamente, sem e com barreira). As Figuras 5.51 e 5.52 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. Convém registrar que a forma da barreira é como apresentada nas Figuras 5.47 e 5.48. Nas Figuras 5.51 e 5.52, a barreira aparece com um topo triangular em função da técnica de interpolação utilizada pelo software de visualização de resultados (TECPLOT 8.0). Nas proximidades de descontinuidades, como a barreira e a válvula de entrada, as figuras ficam distorcidas. As Figuras 5.53 e 5.54 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Por estas figuras pode-se dizer que a barreira simulada afeta pouco os perfis térmicos no distribuidor, verificando-se apenas uma tendência a temperaturas maiores na região anterior à barreira. Na Figura 5.53 observa-se que as regiões de menor temperatura na região inferior do distribuidor, devidas à recirculação do aço, desaparecem com a colocação da barreira, que impede que o aço que recircula atinja aquela região.

Nas Figuras 5.55 a 5.58 são comparados os perfis de energia cinética de turbulência no distribuidor 1 para uma situação com uma barreira e outra sem barreira no distribuidor (simulações R3 e R15, situações, respectivamente, sem e com barreira). As Figuras 5.55 e 5.56 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída. Cabe lembrar novamente que a forma da barreira é como apresentada nas Figuras 5.47 e 5.48. Nas Figuras 5.55 e 5.56, a barreira aparece muito fina em função da técnica de interpolação utilizada pelo software de edição de gráficos. As Figuras 5.57 e 5.58 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Por estas figuras observa-se que a presença da barreira simulada não afeta de forma significativa os perfis de energia cinética de turbulência. Observa-se apenas uma redução da energia cinética de turbulência após a barreira na região inferior do distribuidor.

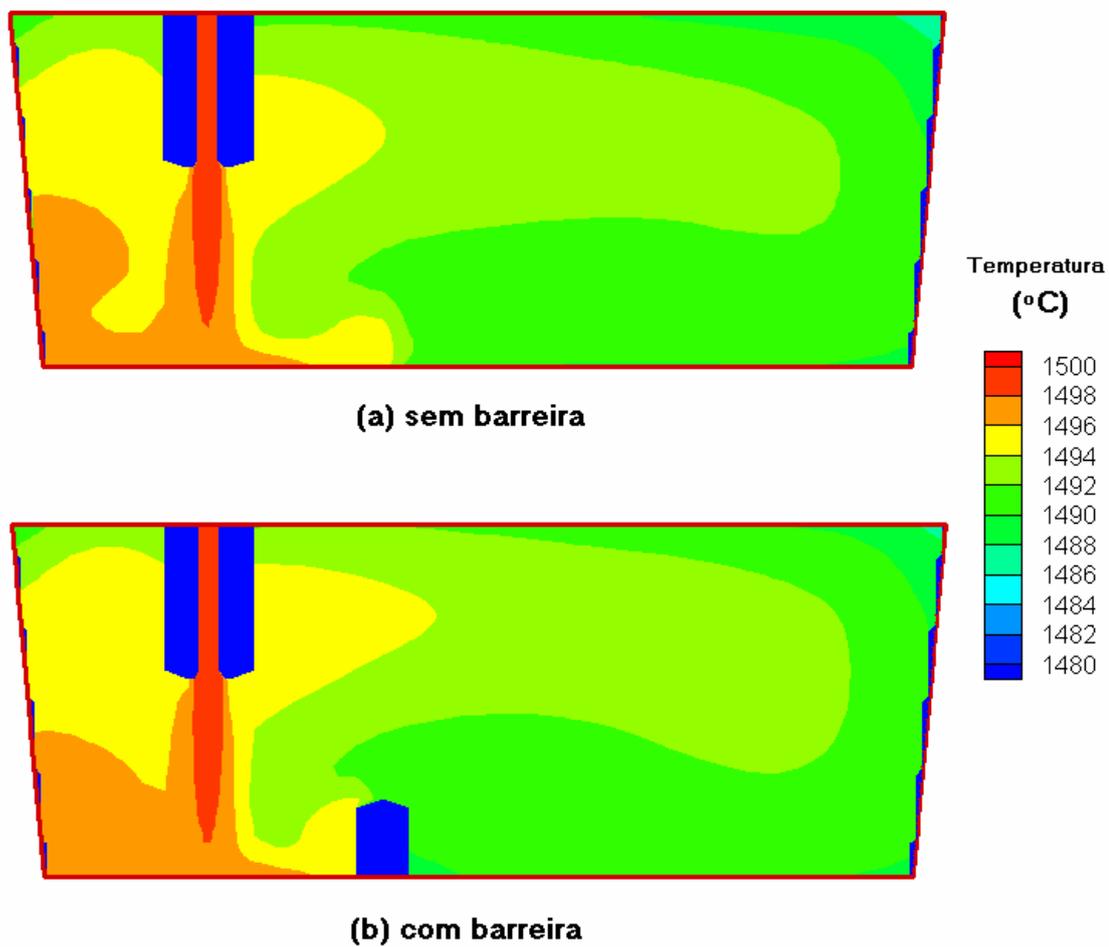


Figura 5.51 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor.

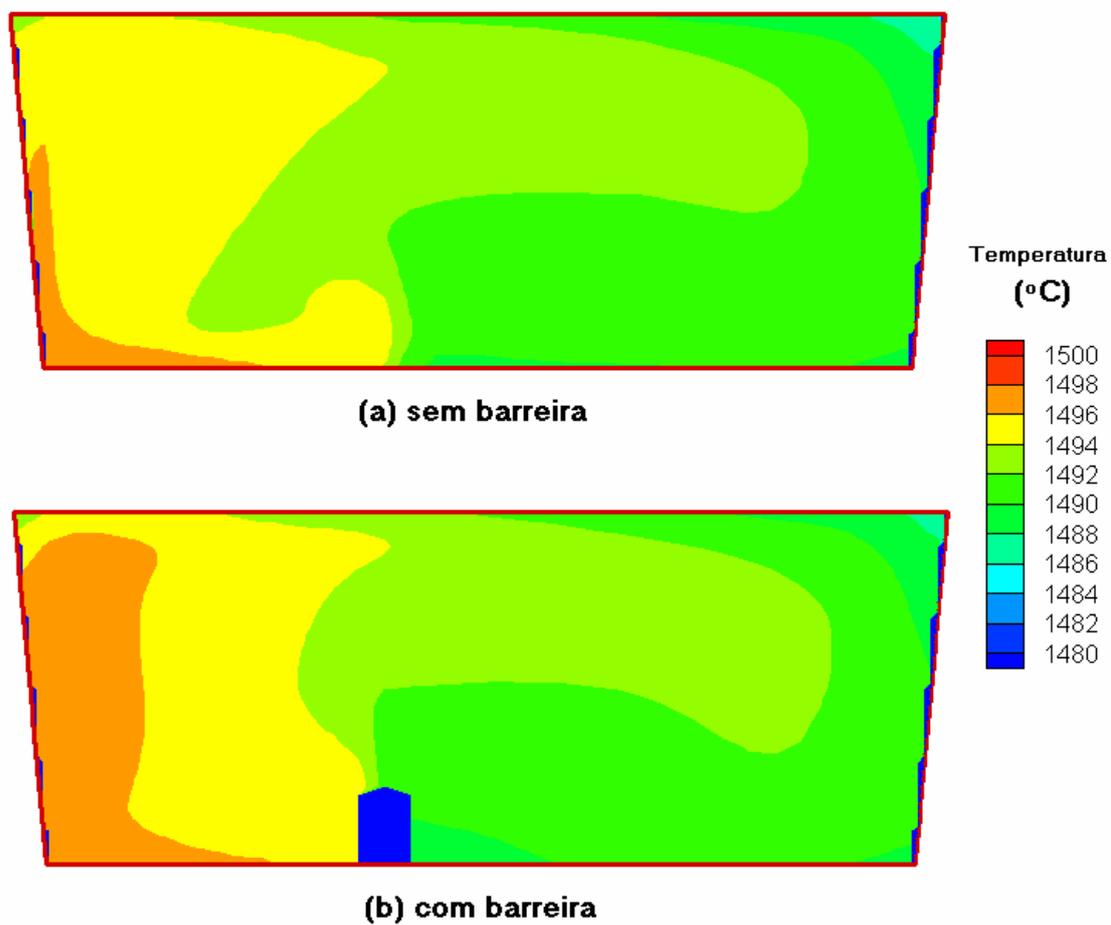


Figura 5.52 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor.

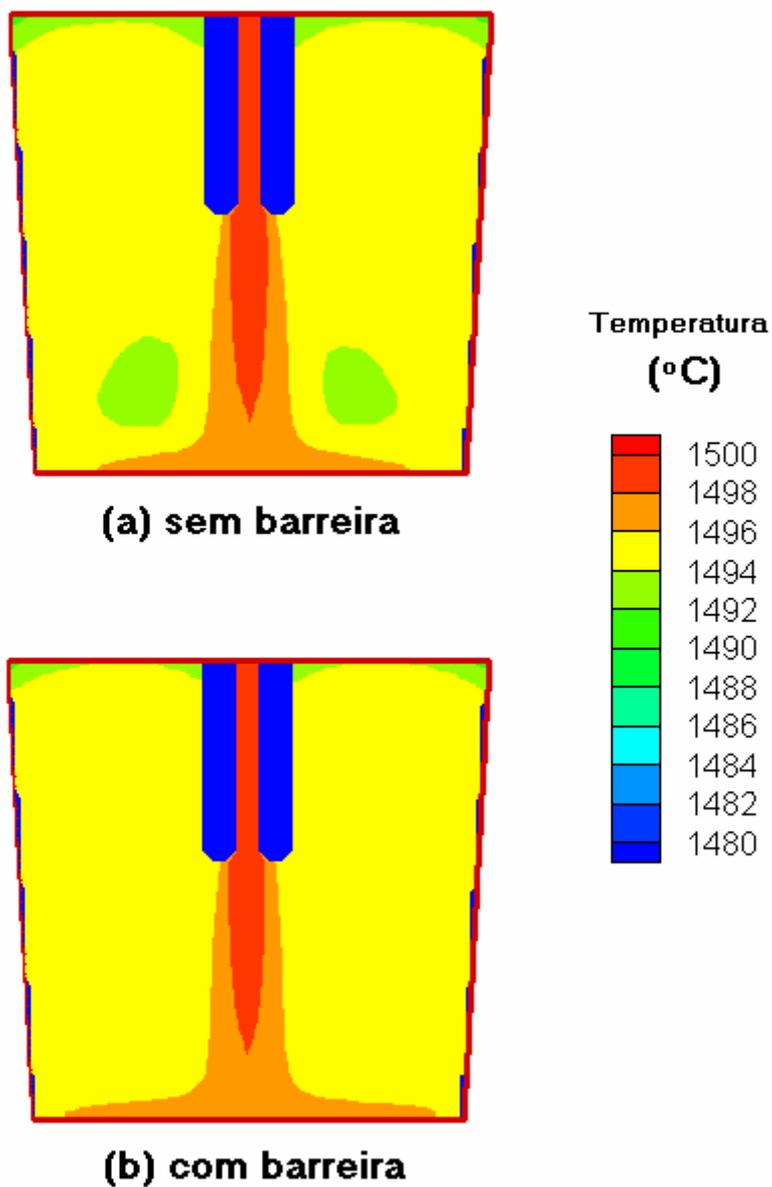


Figura 5.53 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor.

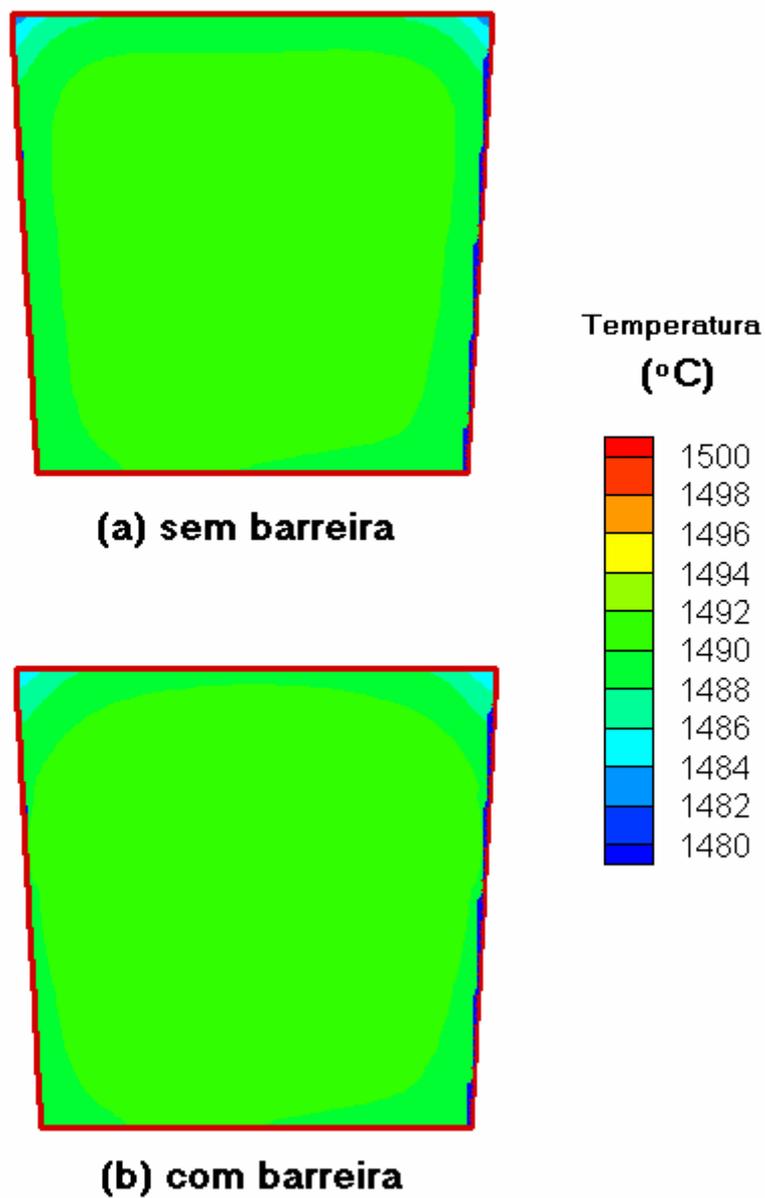


Figura 5.54 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor.

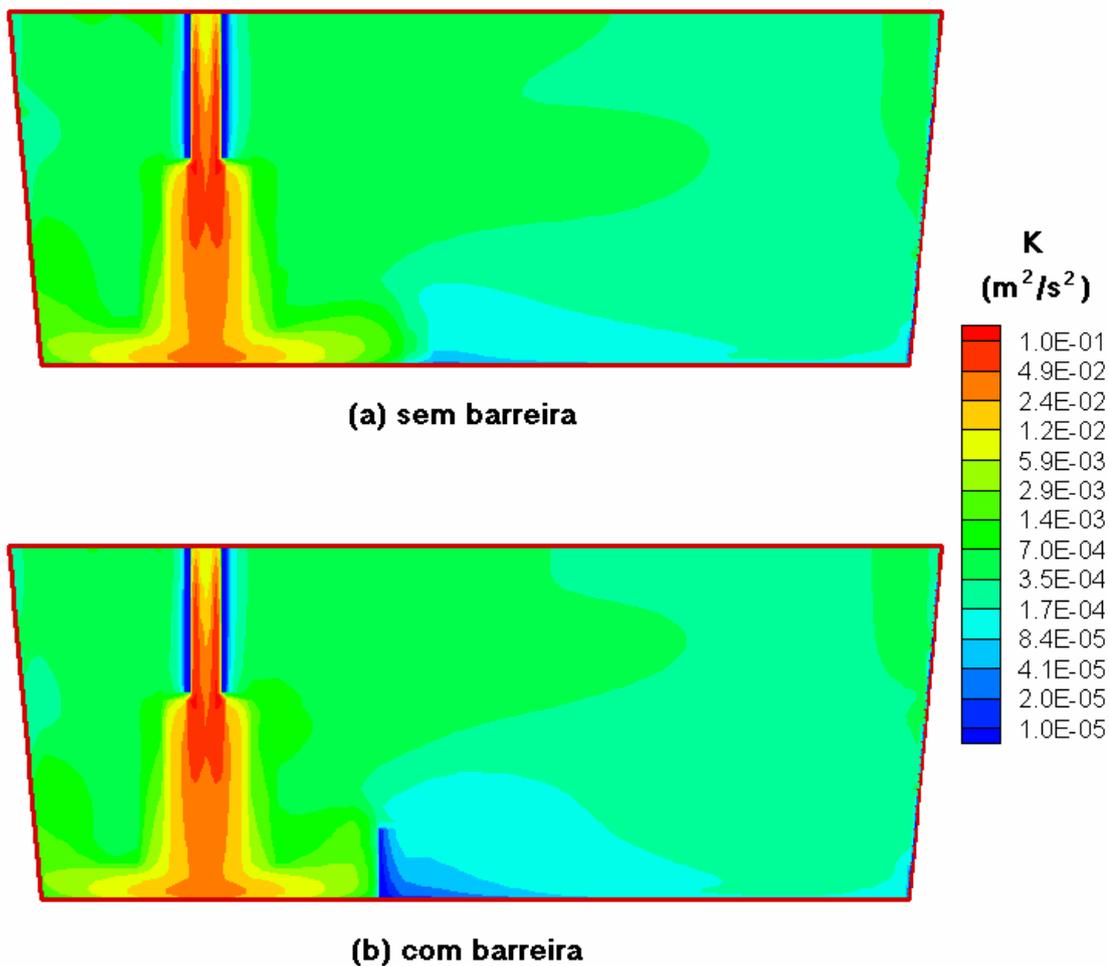


Figura 5.55 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor.

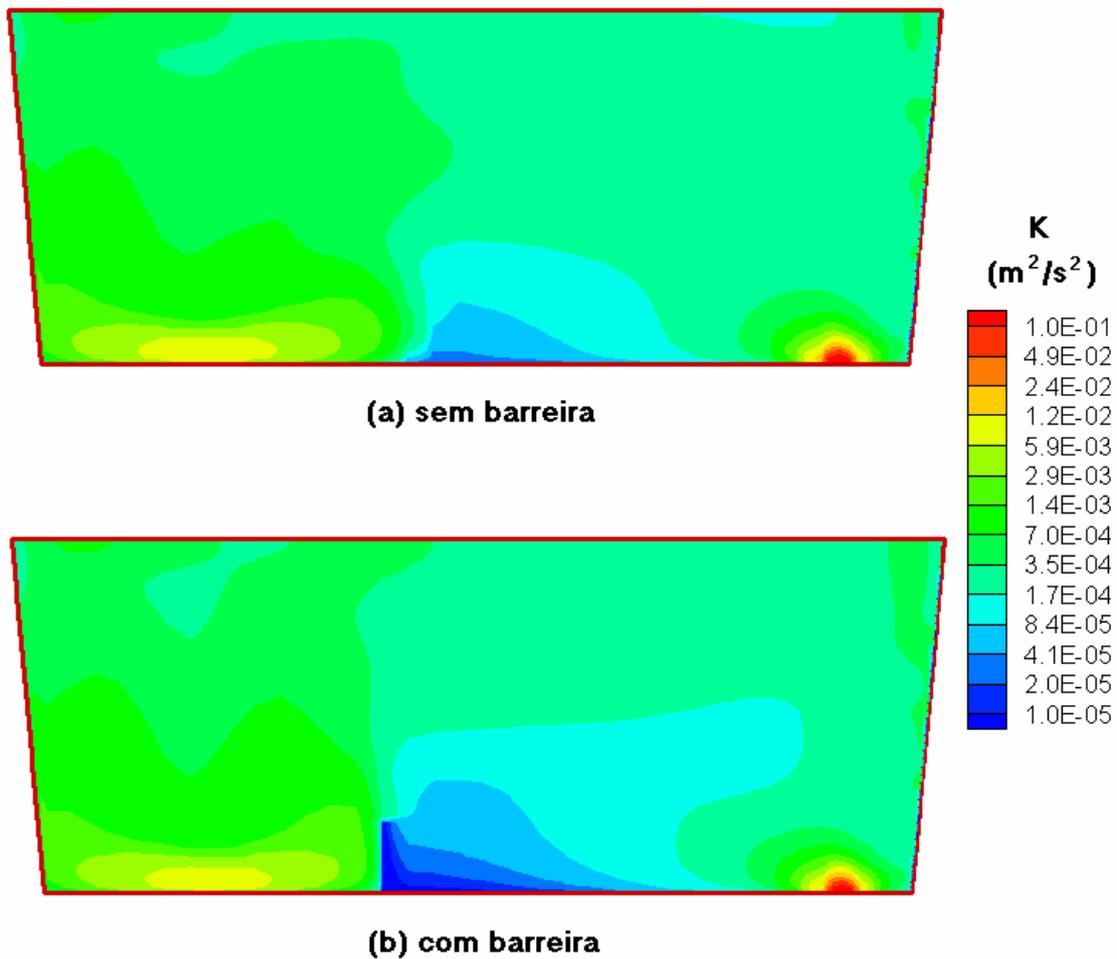


Figura 5.56 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor.

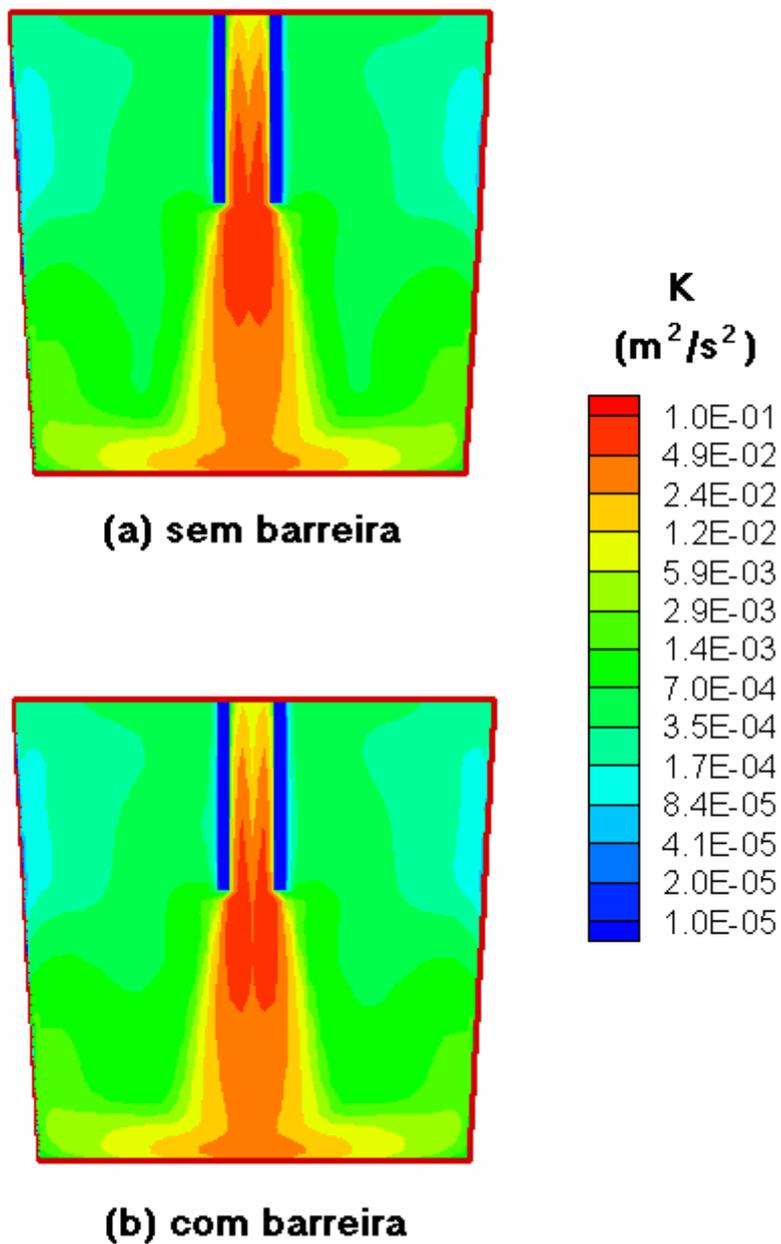


Figura 5.57 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para situações com e sem barreira no distribuidor.

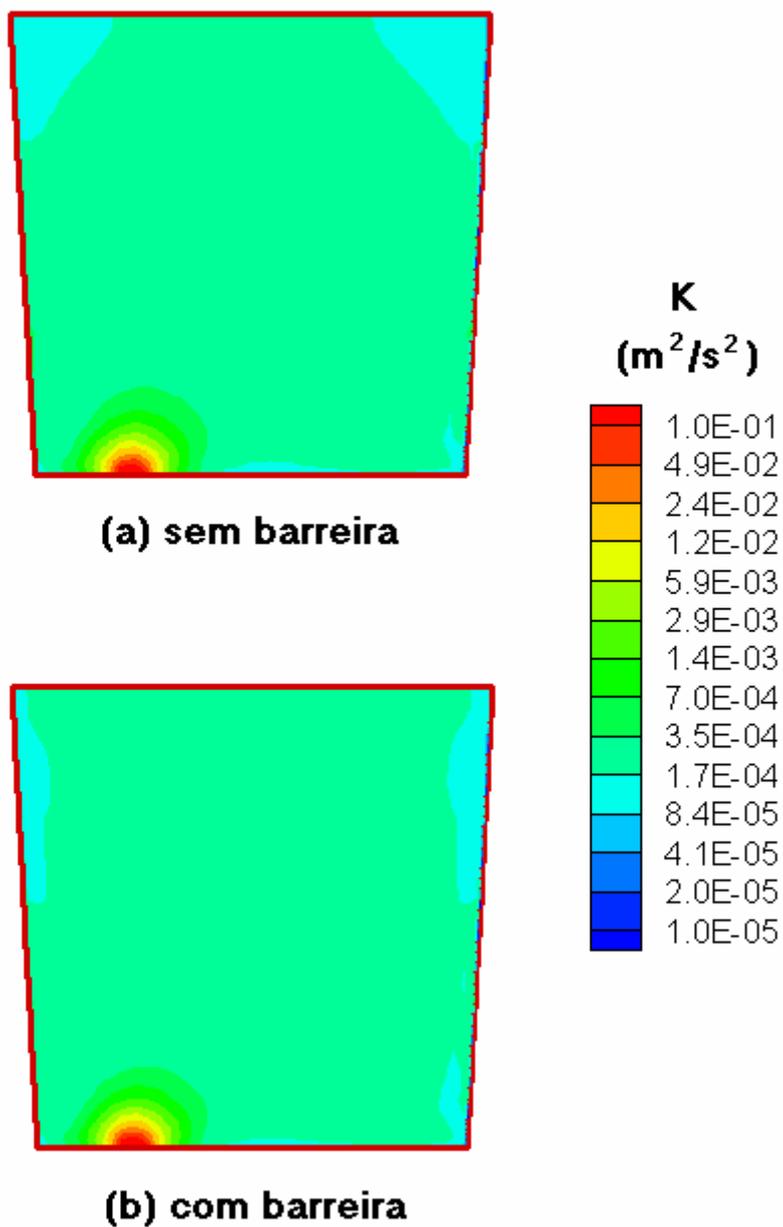


Figura 5.58 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para situações com e sem barreira no distribuidor.

Nas Figuras 5.59 a 5.62 são comparados os perfis de velocidade no distribuidor 2 para diferentes níveis de aço no distribuidor (simulações R21 e R22, com níveis de aço, respectivamente, de 820 e 620 mm). As Figuras 5.59 e 5.60 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, no centro e junto à parede do distribuidor. Está-se chamando de junto à parede o plano que passa pela linha onde se encontram o fundo do distribuidor e a parede lateral. As Figuras 5.61 e 5.62 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Por estas figuras observa-se que o fluxo de metal no distribuidor nos dois casos segue a mesma tendência. No entanto, na situação com menor nível de aço no distribuidor, a porção de metal, na região inferior do distribuidor, que flui na direção da válvula de entrada é proporcionalmente mais estreita. Cabe ressaltar que no caso do distribuidor 1, os efeitos observados com a redução do nível de aço no distribuidor não foram exatamente os mesmos. No caso do distribuidor 1, a redução na recirculação do aço foi mais significativa, quando comparada com o distribuidor 2. Provavelmente isto se deve à forma do distribuidor. A relação entre a altura do nível do aço e o comprimento do distribuidor é maior no caso do distribuidor 1.

Nas Figuras 5.63 a 5.66 são comparados os perfis de temperatura no distribuidor 2 para diferentes níveis de aço no distribuidor (simulações R21 e R22, com níveis de aço, respectivamente, de 820 e 620 mm). As Figuras 5.63 e 5.64 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, no centro e junto à parede do distribuidor. As Figuras 5.65 e 5.66 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

As figuras indicam que o nível de aço no distribuidor afeta os perfis de temperatura no distribuidor. Um menor nível de aço no distribuidor leva a um aumento nos perfis de temperatura, principalmente na região da válvula de entrada. Neste caso é a mesma conclusão a que se chegou para o distribuidor 1. A observação das Figuras 5.65 e 5.66 mostra uma assimetria no distribuidor 2, que é simétrico. Isto se deve a uma limitação no programa do modelo matemático ao se fazer a localização da válvula de entrada na malha. Essa assimetria do ponto de vista prático é pouco significativa.

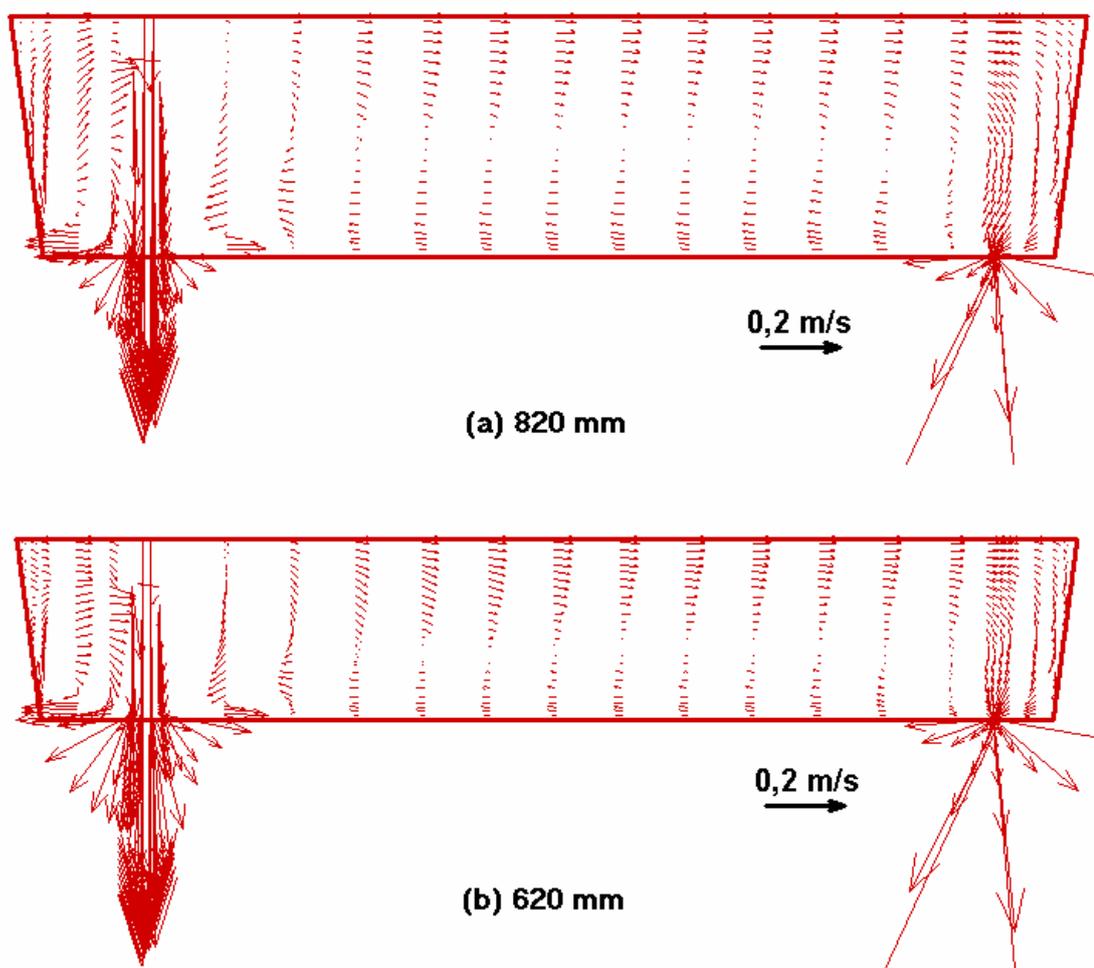


Figura 5.59 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pelo centro para diferentes níveis de aço no distribuidor.

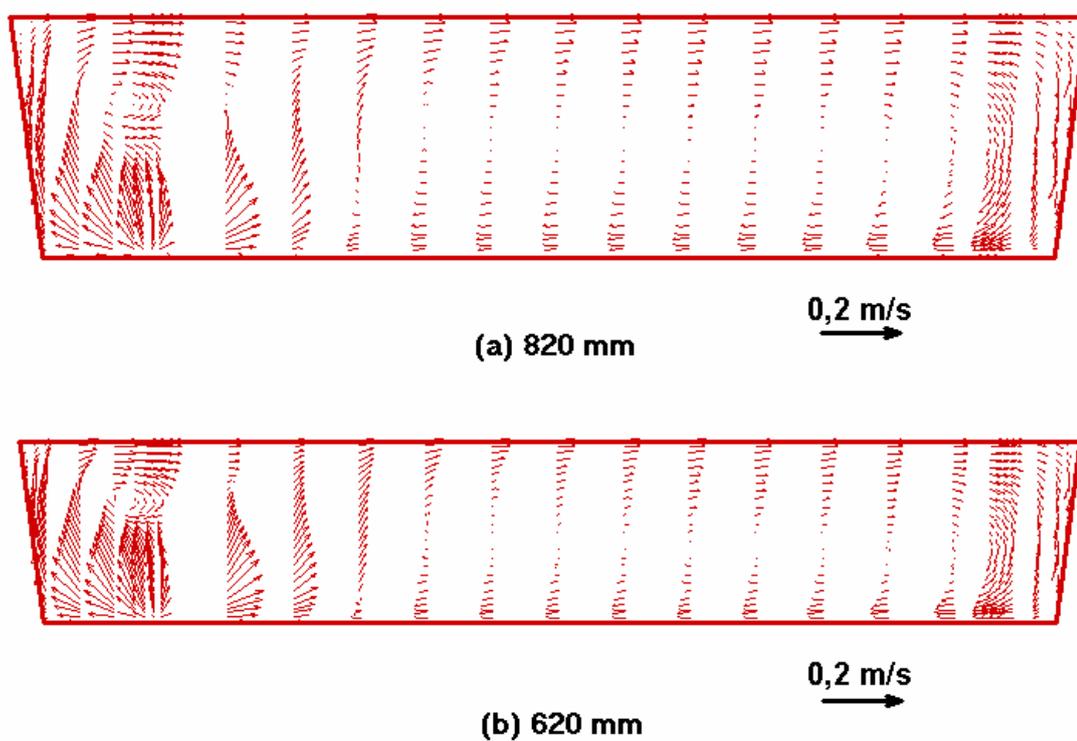
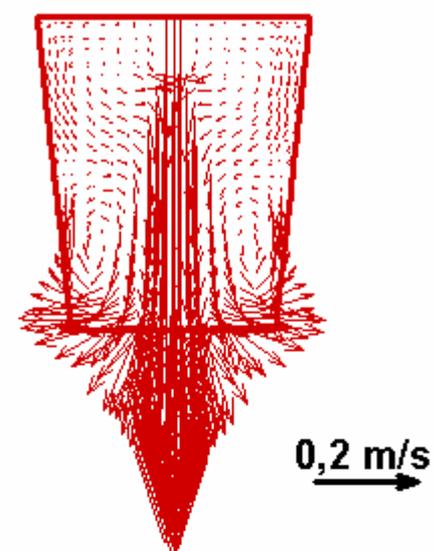
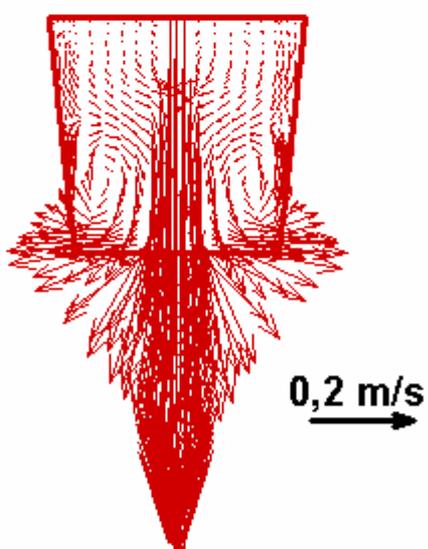


Figura 5.60 - Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa junto à parede para diferentes níveis de aço no distribuidor.

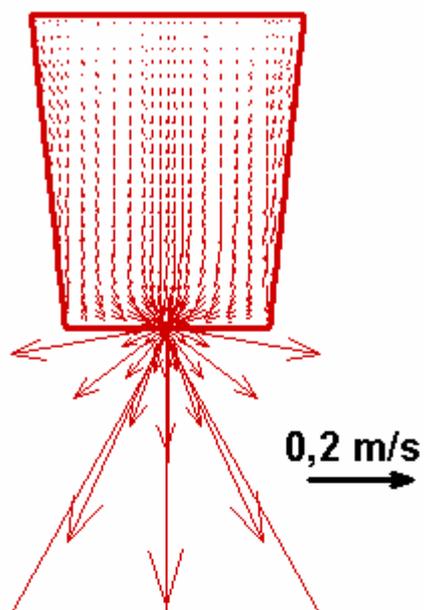


(a) 820 mm

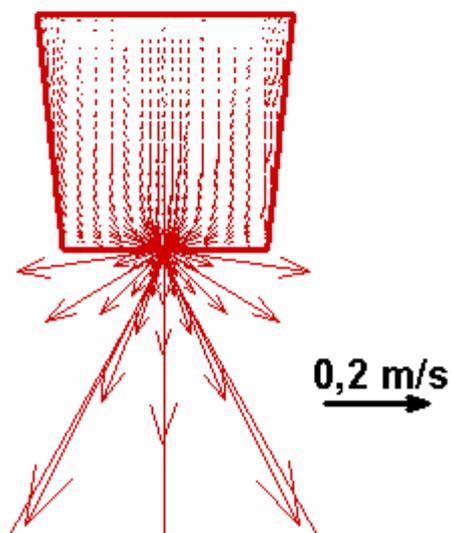


(b) 620 mm

Figura 5.61 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor.



(a) 820 mm



(b) 620 mm

Figura 5.62 - Perfil de velocidades no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor.

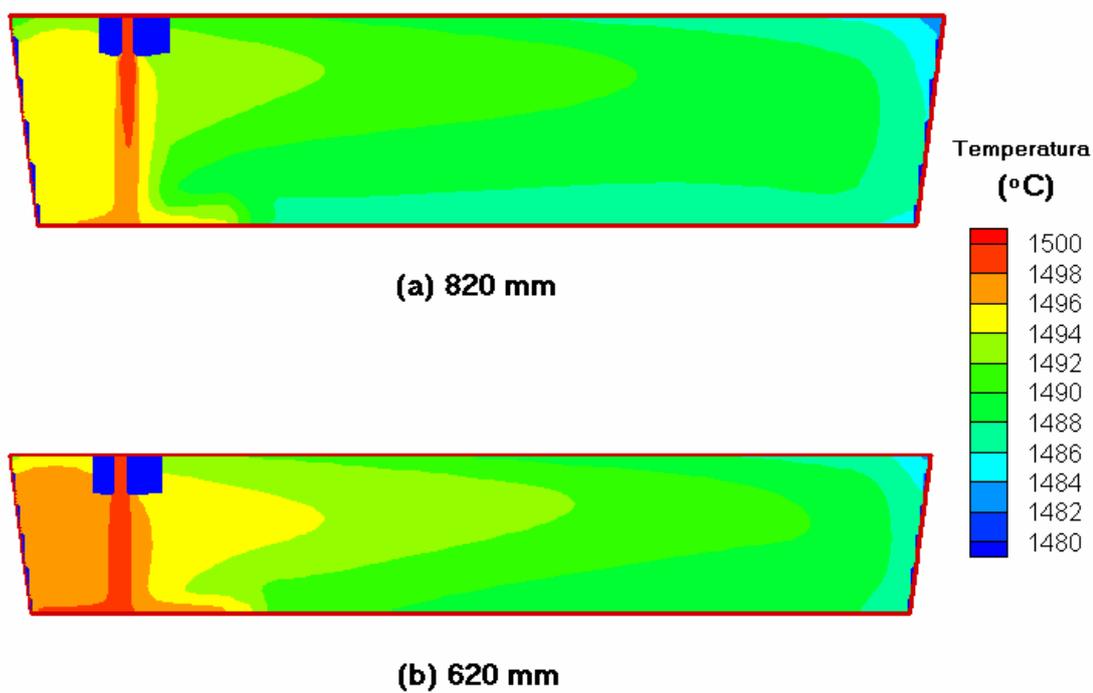


Figura 5.63 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa pelo centro para diferentes níveis de aço no distribuidor.

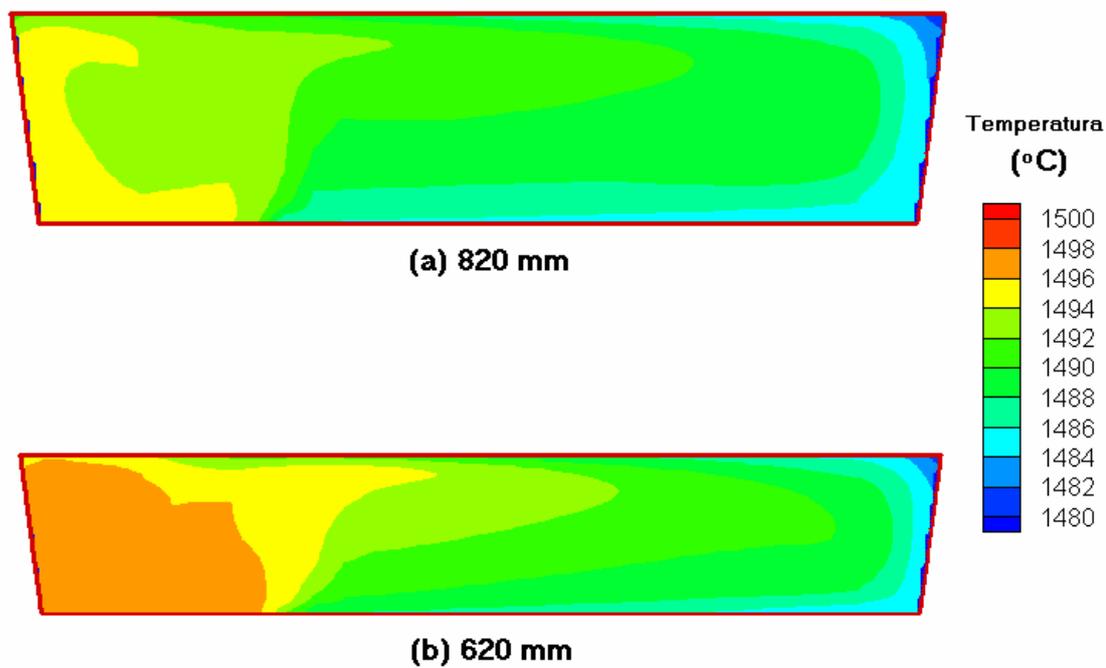


Figura 5.64 - Perfil de temperatura no corte ao longo do comprimento que passa junto à parede para diferentes níveis de aço no distribuidor.

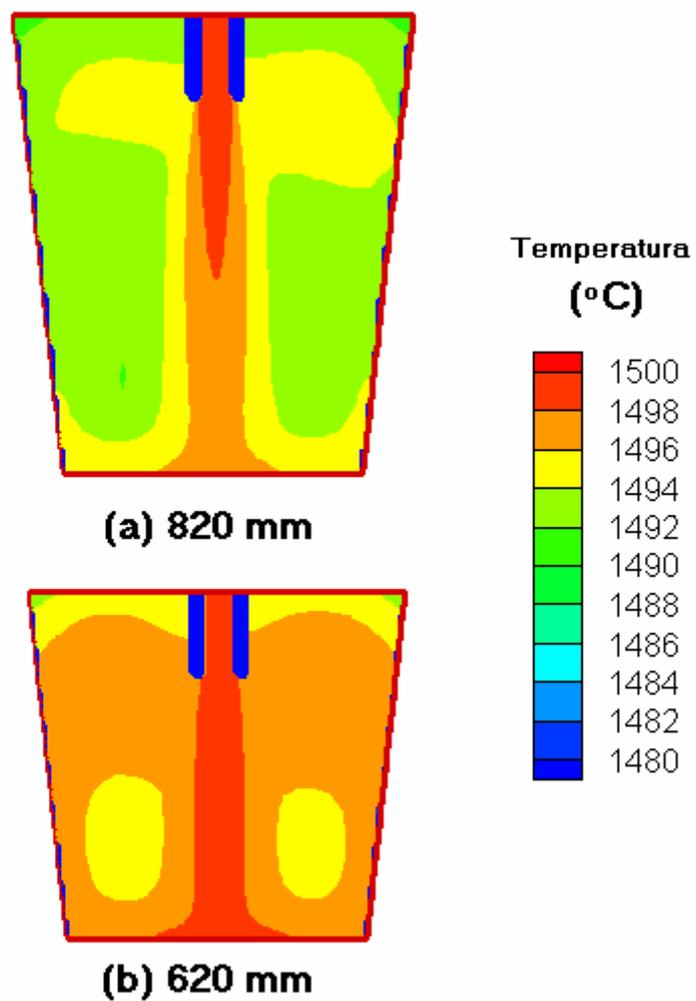


Figura 5.65 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor.

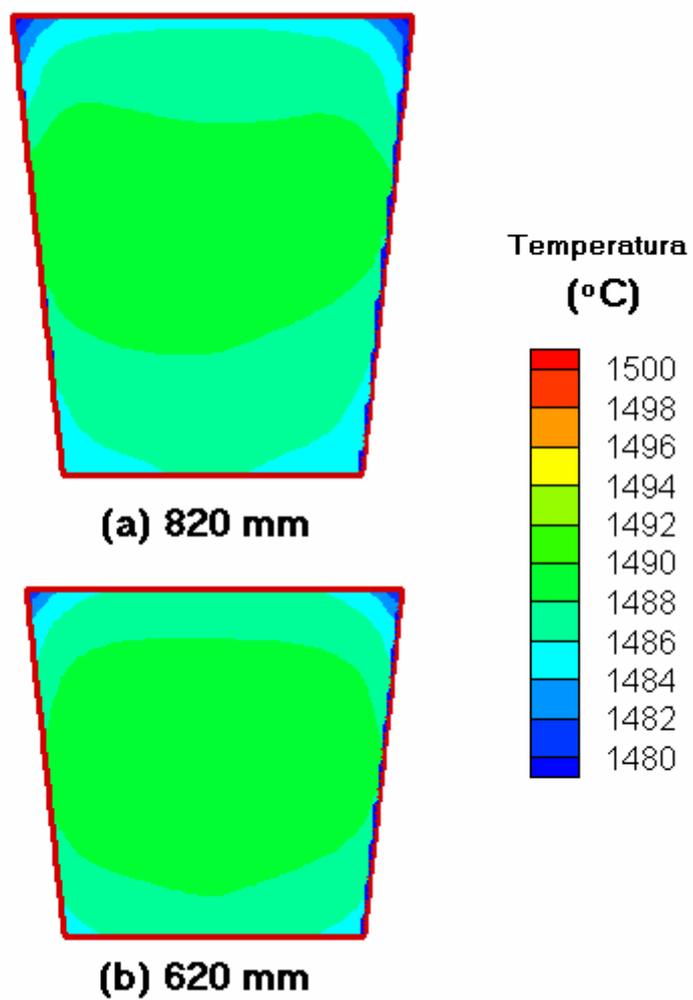


Figura 5.66 - Perfil de temperatura no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor.

Nas Figuras 5.67 a 5.70 são comparados os perfis de energia cinética de turbulência no distribuidor 2 para diferentes níveis de aço no distribuidor (simulações R21 e R22, com níveis de aço, respectivamente, de 820 e 620 mm). As Figuras 5.67 e 5.68 são cortes ao longo do comprimento que passam, respectivamente, no centro e junto à parede do distribuidor. As Figuras 5.69 e 5.70 são cortes ao longo da largura que passam, respectivamente, pela válvula de entrada e pela abertura de saída.

Por estas figuras observa-se que o nível de aço no distribuidor não afeta de forma significativa os perfis de energia cinética de turbulência. Com um menor nível de aço no distribuidor tem-se maiores valores de energia cinética de turbulência na região do jato de entrada e menores valores na região da abertura de saída. No caso do distribuidor 1 também se chegou a estas conclusões. A observação das Figuras 5.70 mostra uma assimetria no distribuidor 2, que é simétrico. Isto se deve a uma limitação no programa do modelo matemático ao se fazer a localização da válvula de entrada na malha. Essa assimetria do ponto de vista prático é pouco significativa.

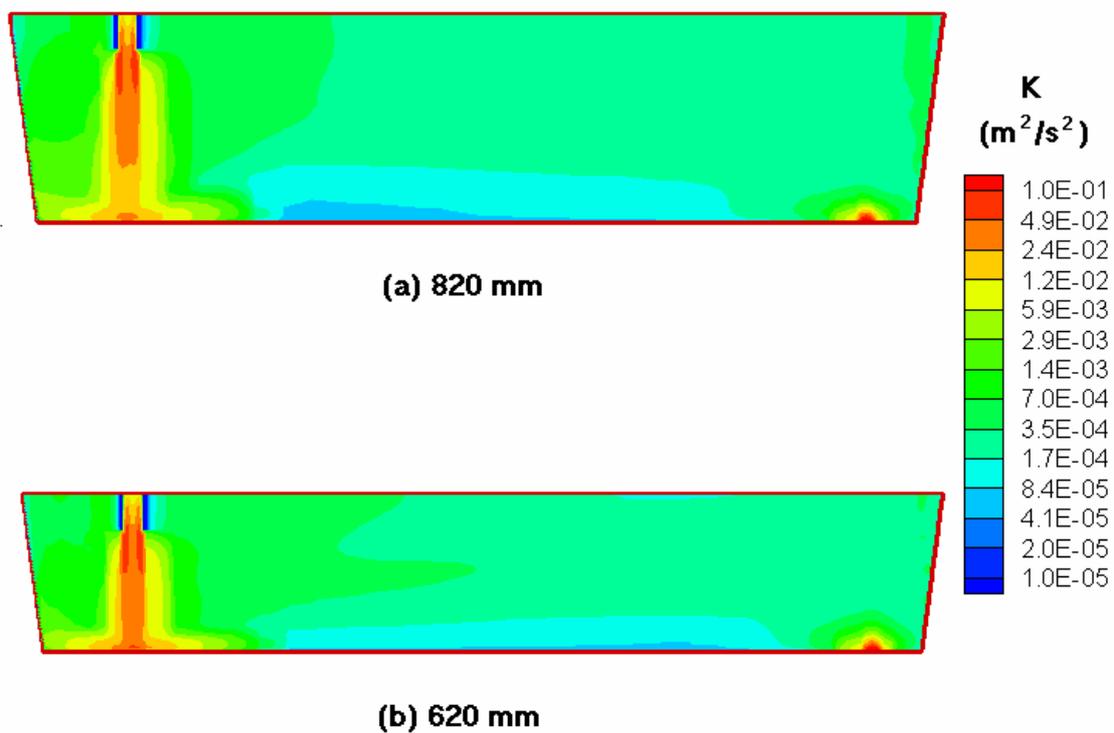


Figura 5.67 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa pelo centro para diferentes níveis de aço no distribuidor.

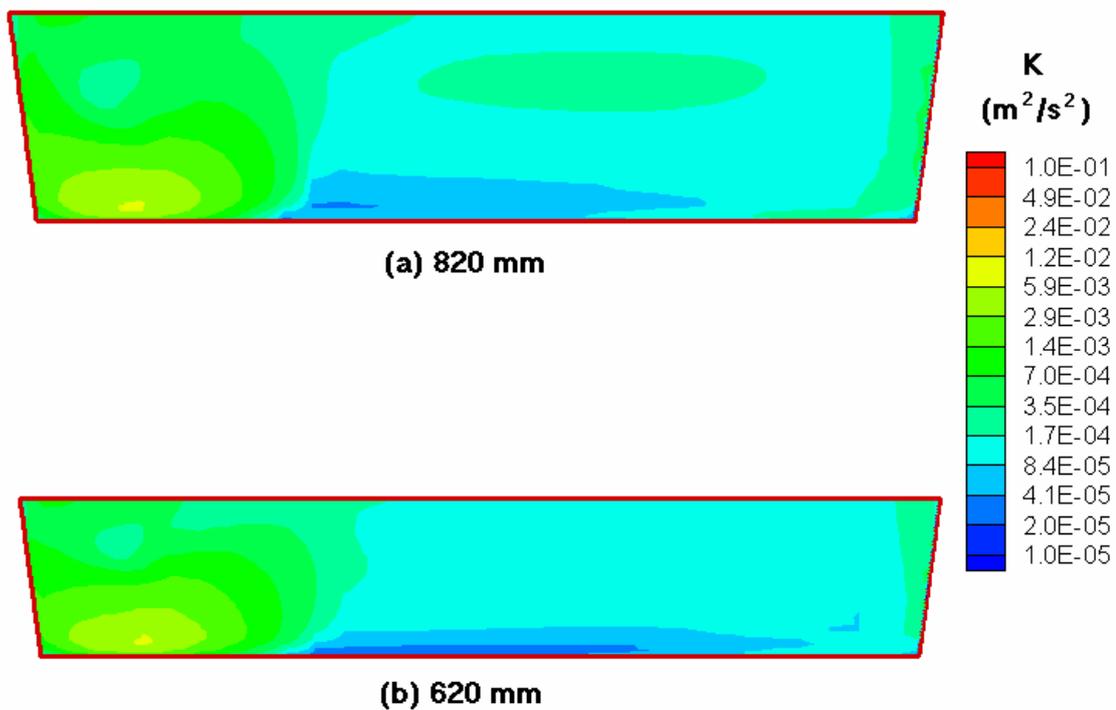


Figura 5.68 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo do comprimento que passa junto à parede para diferentes níveis de aço no distribuidor.

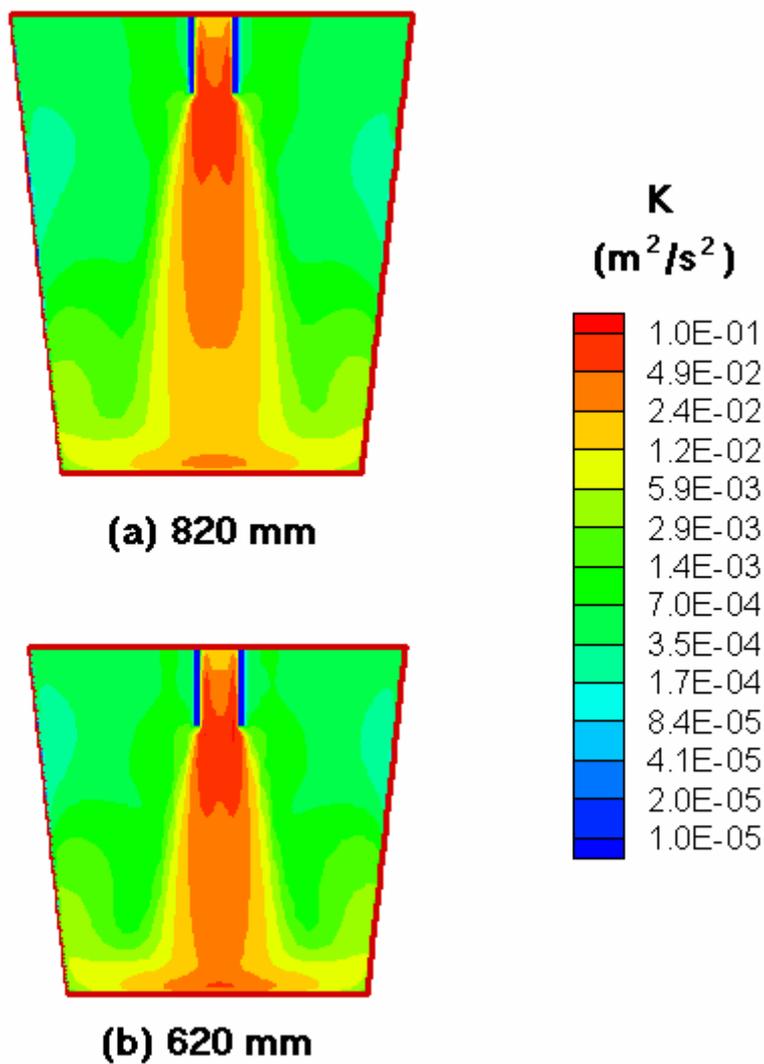


Figura 5.69 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela válvula de entrada para diferentes níveis de aço no distribuidor.

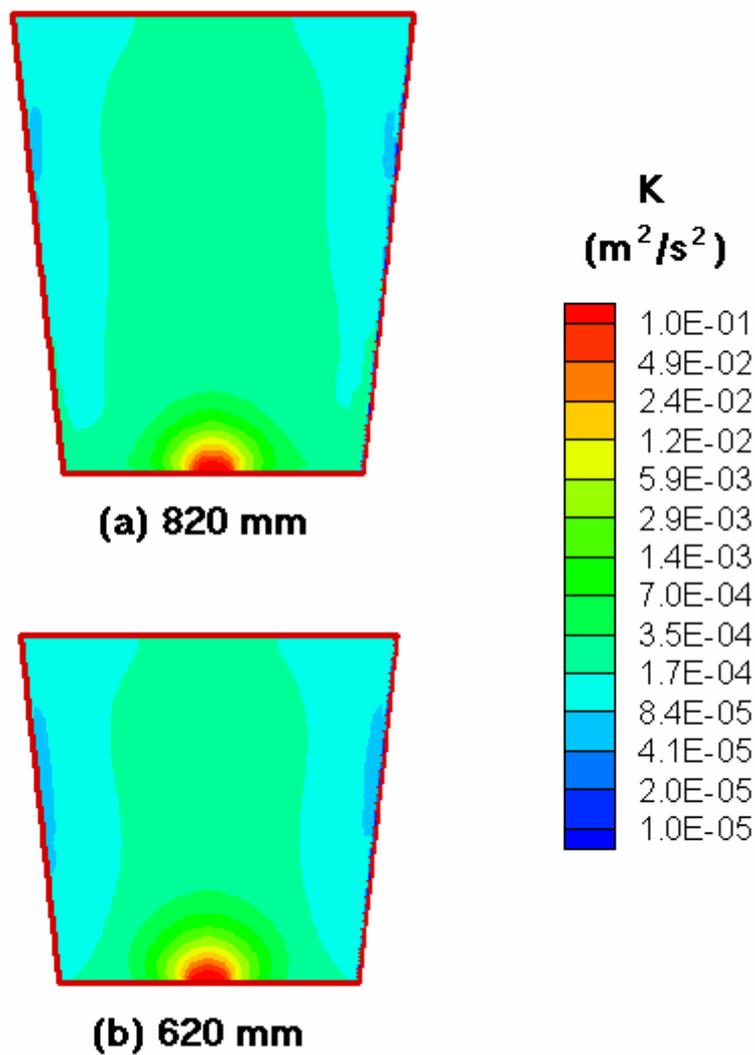


Figura 5.70 - Perfil de energia cinética de turbulência no corte ao longo da largura que passa pela abertura de saída para diferentes níveis de aço no distribuidor.

Procurando avaliar de forma mais objetiva as diferentes situações, foram tomados os seguintes índices: índice de flotação de inclusões, quantidade de descarte e queda de temperatura no distribuidor. O índice de flotação de inclusões foi definido como a fração de inclusões de tamanho 80µm que é retirada no distribuidor. Ele é obtido a partir da concentração de inclusões na saída do distribuidor, que é calculada com o programa transiente de cálculo de concentração do distribuidor. Toma-se uma concentração de entrada de inclusões igual a 1 e um tempo igual a 5 vezes o tempo de residência. Numa troca de composição, a quantidade de descarte foi arbitrada, para estas simulações, como a quantidade de aço que passa pelo distribuidor enquanto a concentração adimensional que sai do distribuidor estiver entre 0,2 e 0,7. Neste caso, a concentração adimensional é definida pela equação (5.2). A queda de temperatura é a diferença entre a temperatura de entrada e a temperatura de saída de aço no distribuidor. Os valores destes índices para as simulações anteriores estão apresentados na Tabela 5.3.

A concentração adimensional (C_R) é definida como:

$$C_R = \frac{C - C_{ant}}{C_{nova} - C_{ant}} \quad (5.2)$$

onde:

C = concentração que sai do distribuidor;

C_{ant} = concentração antiga do elemento;

C_{nova} = concentração nova do elemento.

Tabela 5.3 - Comparação das simulações para os distribuidores da Acesita.

Simulação	Índice de flotação de inclusões	Quantidade de descarte (t)	Queda de temperatura (°C)	Fração de volume em escoamento pistão	Fração de volume morto
R3	0,492	7,25	9,5	0,140	0,319
R1	0,392	6,84	6,3	0,177	0,258
R5	0,585	7,49	12,6	0,117	0,349
R4	0,503	7,71	9,4	0,139	0,306
R9	0,516	4,75	8,8	0,175	0,220
R15	0,527	7,25	9,3	0,141	0,322
R21	0,635	10,62	13,3	0,147	0,342
R22	0,649	6,55	12,1	0,190	0,274

Com base nestes índices e nas Figuras 5.11 a 5.70 procurou-se avaliar os efeitos das variáveis estudadas. Um aumento da vazão de aço no distribuidor leva a uma menor queda de temperatura no distribuidor e a uma pequena redução na quantidade de aço a ser descartada numa troca de tipos de aço, mas prejudica a retirada de inclusões e pode levar a um maior desgaste do fundo do distribuidor. Uma maior penetração da válvula de entrada leva a um menor descarte de aço na troca de composições, praticamente não altera a remoção de inclusões e a queda de temperatura no distribuidor, mas leva a um maior desgaste do fundo do distribuidor e propicia o depósito de metal na válvula de entrada. Uma menor altura de nível de aço leva a um menor descarte de aço na troca de composições, a uma pequena melhora na retirada de inclusões e a uma pequena redução na queda de temperatura no distribuidor, mas propicia um maior desgaste do fundo do distribuidor. O acréscimo de uma barreira no distribuidor nas condições dadas para a simulação R15 leva a uma pequena melhora na retirada de inclusões e praticamente nenhuma alteração no descarte de aço numa transição de composições e na queda de temperatura no distribuidor. Cabe ressaltar, entretanto, que nesta simulação a modificação no fluxo de metal no distribuidor foi relativamente pequena. Comparando os distribuidores da Acesita conclui-se que o distribuidor 2 permite uma maior remoção das inclusões, mas tem uma maior queda de temperatura do aço, além de uma maior quantidade de descarte na transição entre dois tipos de aço.

Na Tabela 5.3 também foram colocadas as frações de volume em escoamento pistão e de volume morto, que são normalmente empregadas para a avaliação do desempenho do

distribuidor. A fração de volume em escoamento pistão e a fração de volume morto foram definidas no item 5.1.2. Normalmente associa-se um maior índice de flotação de inclusões a uma maior fração de volume em escoamento pistão e uma menor quantidade de descarte a uma menor fração de volume morto. As Figuras 5.71 e 5.72 mostram a comparação destes valores para o distribuidor 1. Com base nestas figuras e na Tabela 5.3, pode-se ver que tais associações não são sempre válidas. A associação da fração de volume morto com a quantidade de descarte pode ser considerada de uma forma geral válida, mas há um ponto discordante, o que indica que não existe uma relação direta entre um e outro. No caso da associação da fração de volume em escoamento pistão com o índice de flotação de inclusões, a conclusão a que se chega é que não existe uma relação entre um e outro. Assim a utilização das frações de volume morto e em escoamento pistão para avaliação do desempenho de distribuidores deve ser revista, especialmente quando se considera diferentes distribuidores, trabalhando com diferentes vazões de aço.

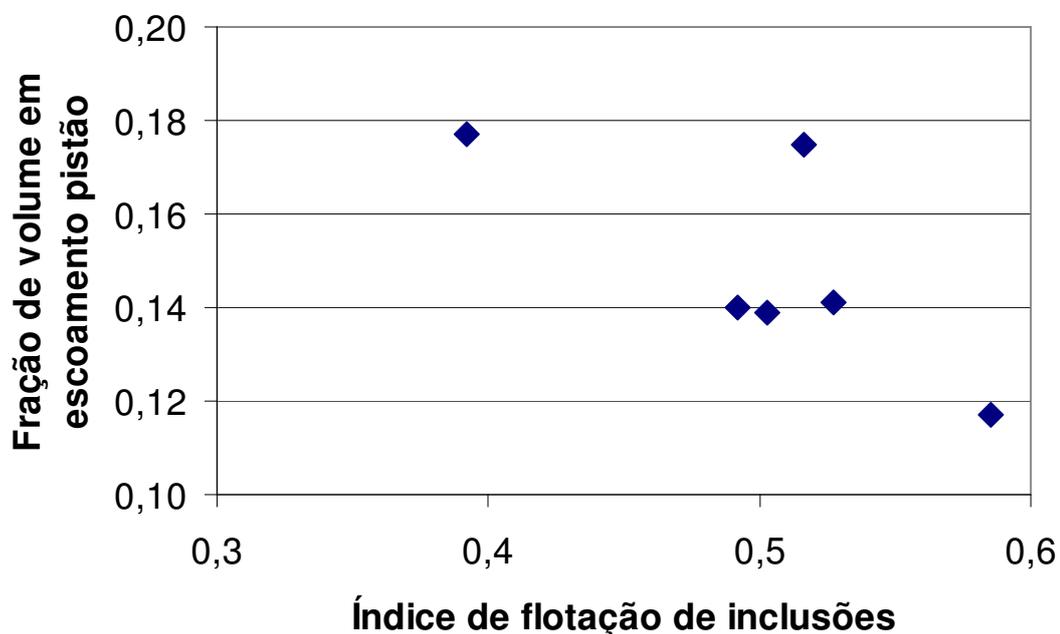


Figura 5.71 - Comparação do índice de flotação de inclusões com a fração de volume em escoamento pistão para o distribuidor 1.

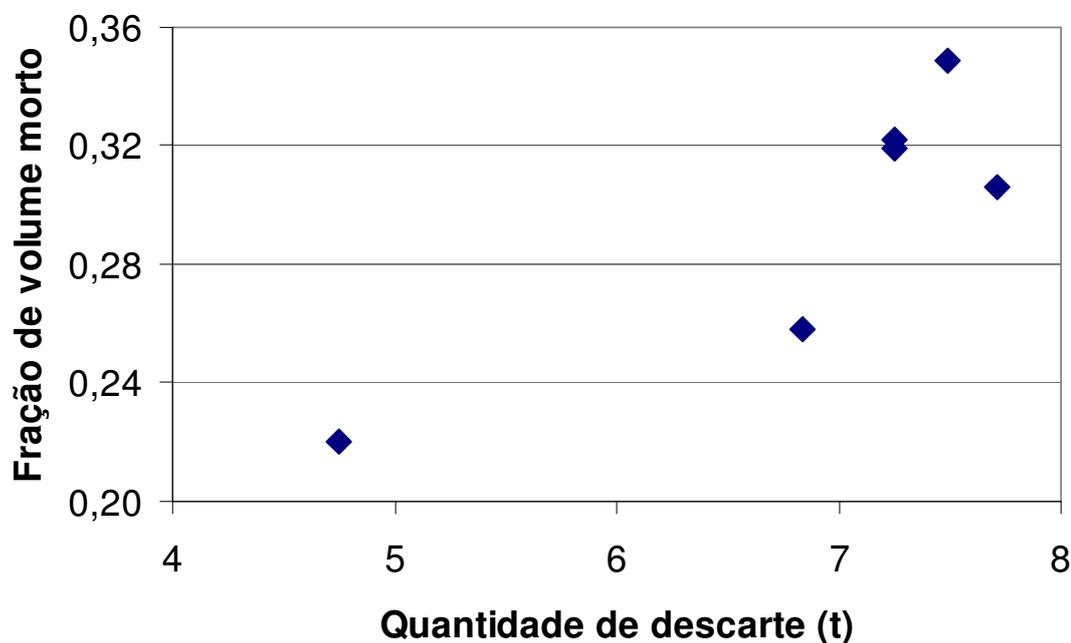


Figura 5.72 - Comparação da quantidade de descarte com a fração de volume morto para o distribuidor 1.

Existe uma outra forma de cálculo do índice de flotação de inclusões, que pode ser obtido a partir de experimentos em modelos físicos com água. Ele é calculado pela seguinte expressão⁽⁷⁷⁾:

$$IFI = 1 - \exp\left(-\frac{V_s \cdot t_p}{h}\right) \quad (5.3)$$

onde:

IFI = índice de flotação de inclusões;

V_s = velocidade de Stokes, em m/s;

t_p = tempo mínimo para que o traçador atinja a saída do distribuidor, em s;

h = nível de aço no distribuidor, em m.

Na Tabela 5.4 são comparados os dois índices de flotação de inclusões. O segundo índice de flotação (IFI) leva a valores de 2,5 a 3 vezes menor do que o primeiro, que é

calculado pelo programa transiente para cálculo de concentração no distribuidor, mas em termos comparativos os dois índices levam às mesmas conclusões. Este segundo índice de flotação de inclusões também não tem relação clara com a fração de volume em escoamento pistão, como se pode ver pela Figura 5.73.

Tabela 5.4 - Comparação dos índices de flotação de inclusões.

Simulação	Índice de flotação de inclusões	IFI	Fração de volume em escoamento pistão
R3	0,492	0,158	0,140
R1	0,392	0,135	0,177
R5	0,585	0,175	0,117
R4	0,503	0,158	0,139
R9	0,516	0,189	0,175
R15	0,527	0,158	0,141
R21	0,635	0,212	0,147
R22	0,649	0,255	0,190

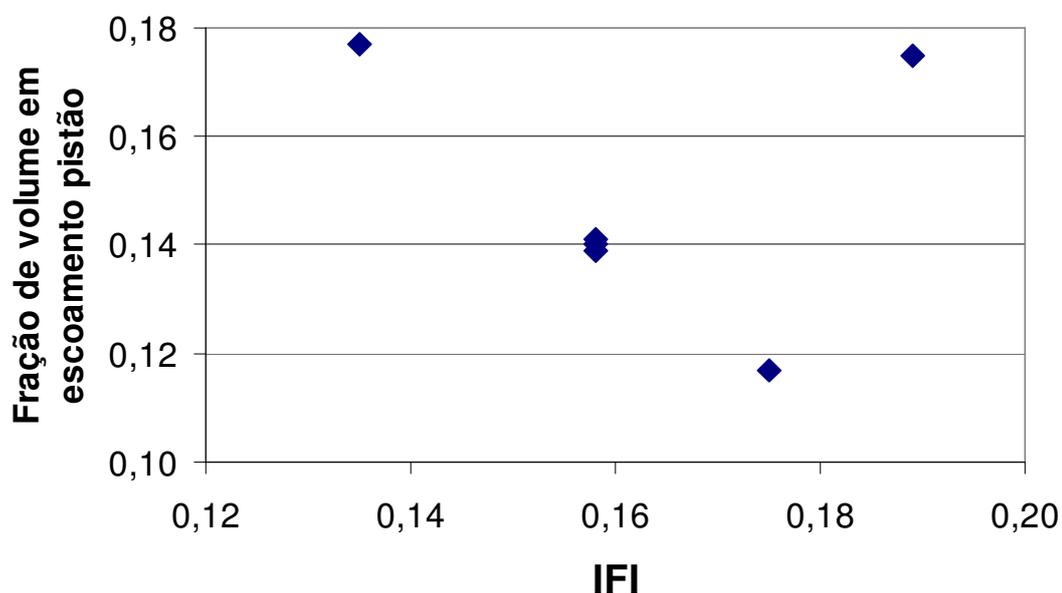


Figura 5.73 - Comparação do segundo índice de flotação de inclusões com a fração de volume em escoamento pistão para o distribuidor 1.

5.1.2.2 - Avaliação do emprego de modelos físicos para a simulação de distribuidores

Neste ítem serão discutidos, a partir de resultados de simulações matemáticas, o emprego de modelos físicos reduzidos na simulação do escoamento de aço em distribuidores. O objetivo deste estudo é verificar o efeito de não se considerar a queda de temperatura ao longo do distribuidor, assim como o efeito da redução do tamanho do distribuidor, sobre o fluxo de metal e a retirada de inclusões no distribuidor.

O modelo matemático foi usado para simular curvas de distribuição de tempo de residência para um distribuidor com aço líquido, para um modelo em escala natural do distribuidor com água, e para modelos reduzidos desse distribuidor em escala 1:3 com água, usando, num caso, o critério de similaridade de Froude e, em outro caso, o critério de similaridade de Reynolds. Estas simulações foram feitas para duas situações: um distribuidor sem dispositivos modificadores de fluxo, e um distribuidor com um dique e uma barreira. O modelo de turbulência utilizado foi o de Launder e Sharma, conforme selecionado no ítem 5.1.2.

Nas Tabelas 4.15 e 4.16 estão apresentadas as condições das simulações para o distribuidor com aço. A utilização do critério de similaridade de Froude implica na multiplicação da vazão volumétrica por $(1/3)^{5/2}$ e a utilização do critério de similaridade de Reynolds implica a multiplicação da vazão volumétrica por $(1/3)$.

A Tabela 5.5 apresenta a identificação das simulações realizadas, assim como seus valores de vazão, que foram modificados de forma a preservar os critérios de similaridade.

Em termos do método numérico, em todas as simulações utilizou-se um fator de relaxação de 0,5 para todas as variáveis, com exceção da pressão, que tem fator de relaxação igual a 1,0. Admitiu-se um resíduo máximo de 0,2% para todas as variáveis. Para a etapa do cálculo da concentração, utilizou-se um fator de relaxação de 1,0, resíduo máximo de 0,005%, intervalo de tempo de 0,05s e tempo de injeção de 5s. Foi

utilizada uma malha com 57 pontos ao longo do comprimento, 40 pontos ao longo da altura e 38 pontos ao longo da largura.

Tabela 5.5 - Identificação das simulações e suas respectivas vazões.

Caso	Identificação	Descrição	Vazão (t/h)
Sem dispositivo modificador de fluxo	A	Distribuidor com aço	84,00
	C	Modelo com água em tamanho natural	11,96
	E	Modelo com água em escala 1:3 usando critério de similaridade de Froude	0,77
	G	Modelo com água em escala 1:3 usando critério de similaridade de Reynolds	3,99
Com um dique e uma barreira	B	Distribuidor com aço	84,00
	D	Modelo com água em tamanho natural	11,96
	F	Modelo com água em escala 1:3 usando critério de similaridade de Froude	0,77
	H	Modelo com água em escala 1:3 usando critério de similaridade de Reynolds	3,99

Na Figura 5.74 são comparadas as curvas de distribuição de tempo de residência (DTR) das diferentes simulações para o caso do distribuidor sem dispositivos modificadores de fluxo. Na Figura 5.75 são comparadas as curvas de distribuição de tempo de residência para o caso do distribuidor com um dique e uma barreira.

Observa-se que as curvas para as simulações do modelo com água em tamanho natural e dos modelos em escala reduzida, tanto pelo critério de similaridade de Froude, como pelo critério de similaridade de Reynolds, dão aproximadamente os mesmos resultados. As curvas das simulações para o distribuidor com aço diferem daquelas para os modelos com água, principalmente no caso do distribuidor sem dispositivos modificadores de fluxo.

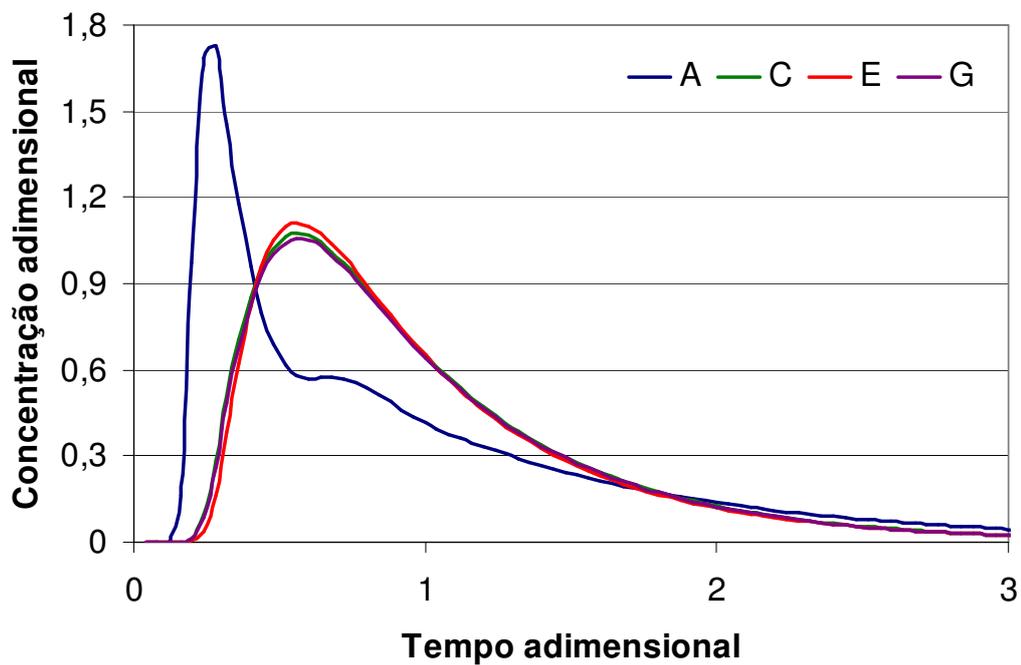


Figura 5.74 – Curvas DTR para o caso do distribuidor sem dispositivos modificadores de fluxo.

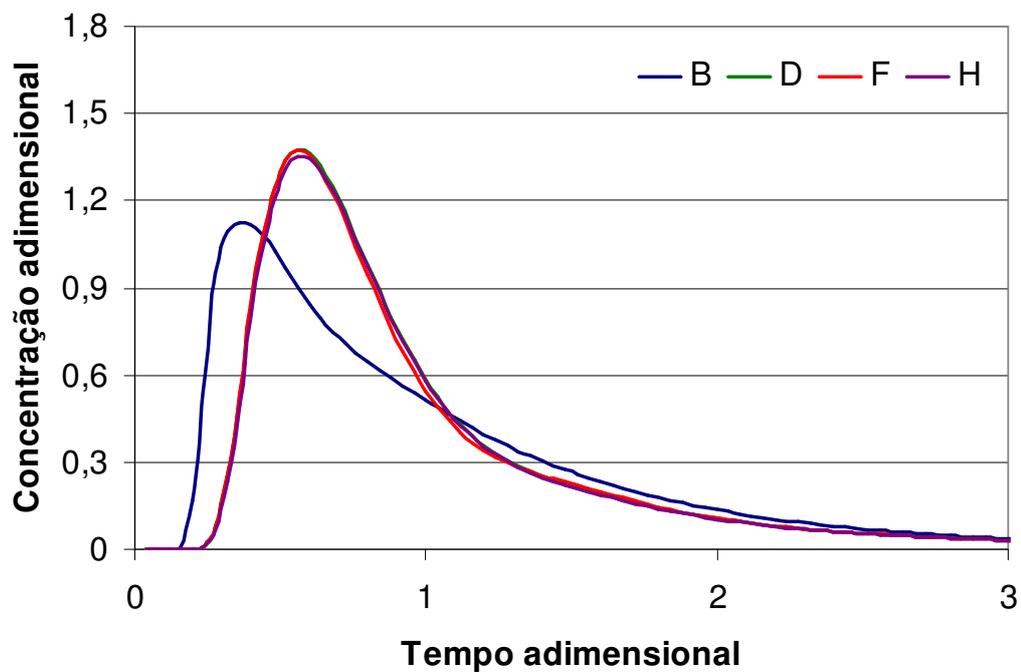


Figura 5.75 – Curvas DTR para o caso do distribuidor com um dique e uma barreira.

Numa tentativa de explicar a diferença entre as previsões das simulações para o aço líquido e a água, foram feitas simulações para o aço, eliminando o termo da aproximação de Boussinesq, que busca levar em consideração o efeito da convecção natural. Com essa modificação a curva de distribuição de tempos de residência para o aço forneceu resultados semelhantes àqueles para a água. Isto pode ser melhor visualizado através das Figuras 5.76 e 5.77, onde as simulações para o aço sem o termo de Boussinesq estão identificadas como AX, para o caso sem dispositivos modificadores de fluxo, e BX, para o caso com dique e barreira.

Para melhor visualizar o efeito da convecção natural são apresentadas as Figuras 5.78 e 5.79. Na primeira é comparado o perfil de velocidades num corte que passa pelo centro do distribuidor para a simulação A com e sem o termo de aproximação de Boussinesq. Na Figura 5.79, a comparação é feita num corte junto à parede. A diferença entre os perfis é bastante evidente. No caso com convecção natural, as velocidades são maiores e há uma maior recirculação do aço. No caso sem convecção natural, o fluxo de concentra em regiões próximas à parede.

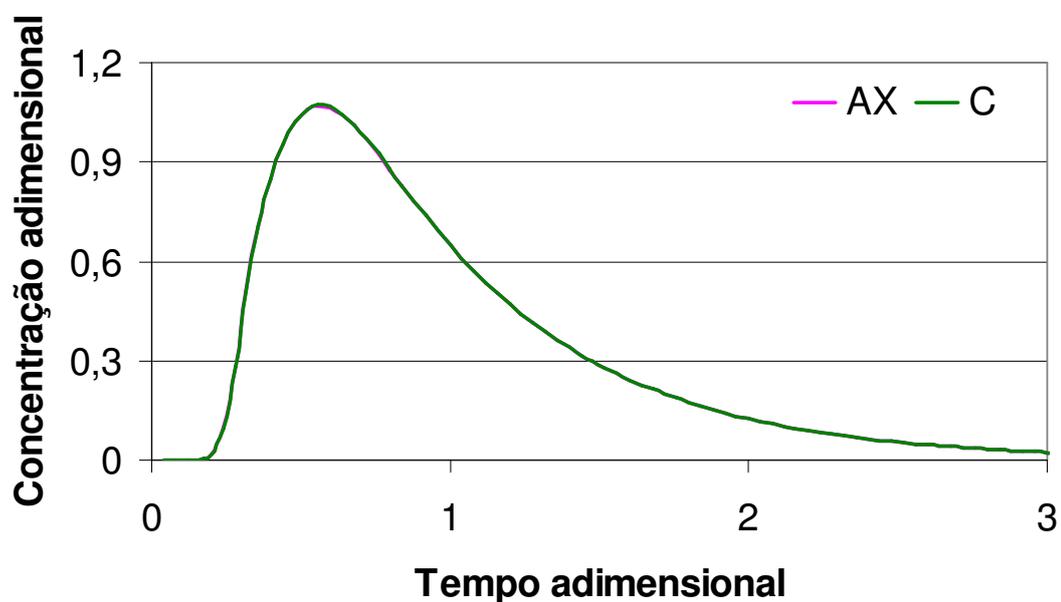


Figura 5.76 – Curvas DTR para o caso do distribuidor sem dispositivos modificadores de fluxo.

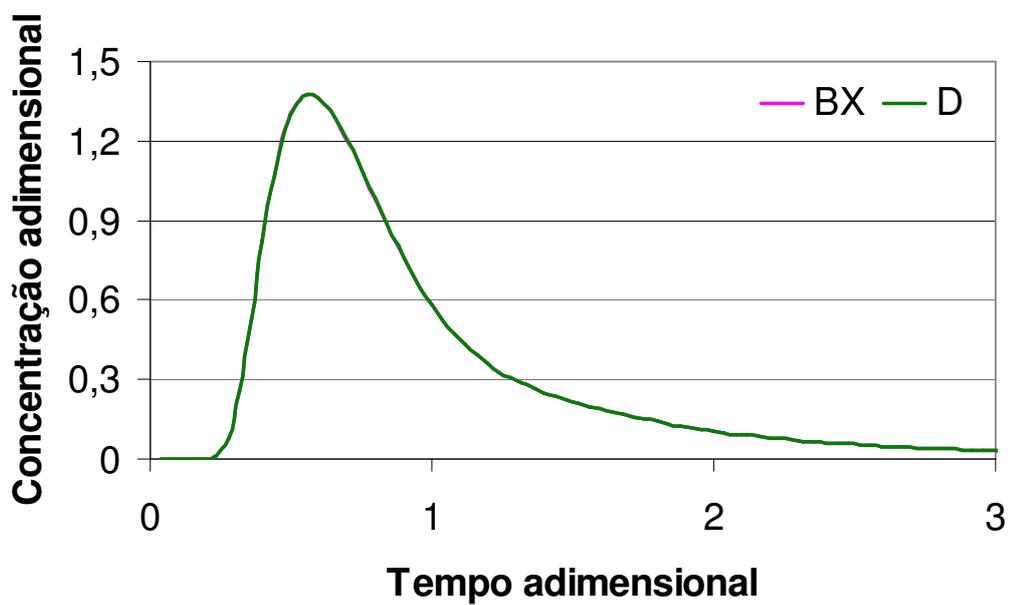


Figura 5.77 – Curvas DTR para o caso do distribuidor com um dique e uma barreira.

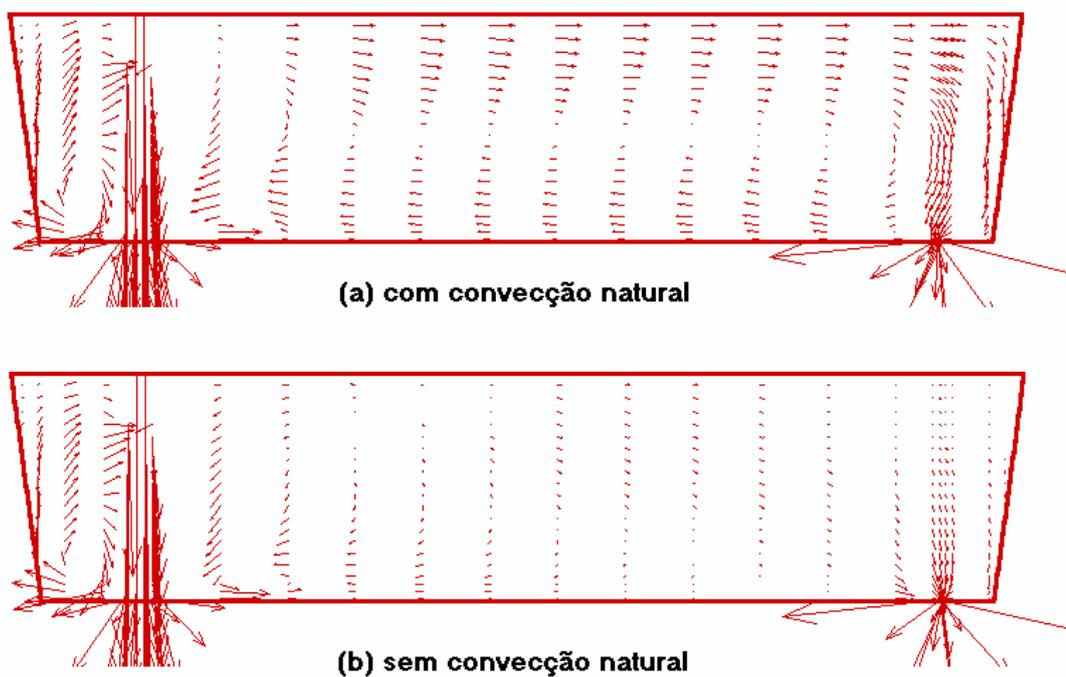


Figura 5.78 – Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa pelo centro para a simulação A com e sem convecção natural.

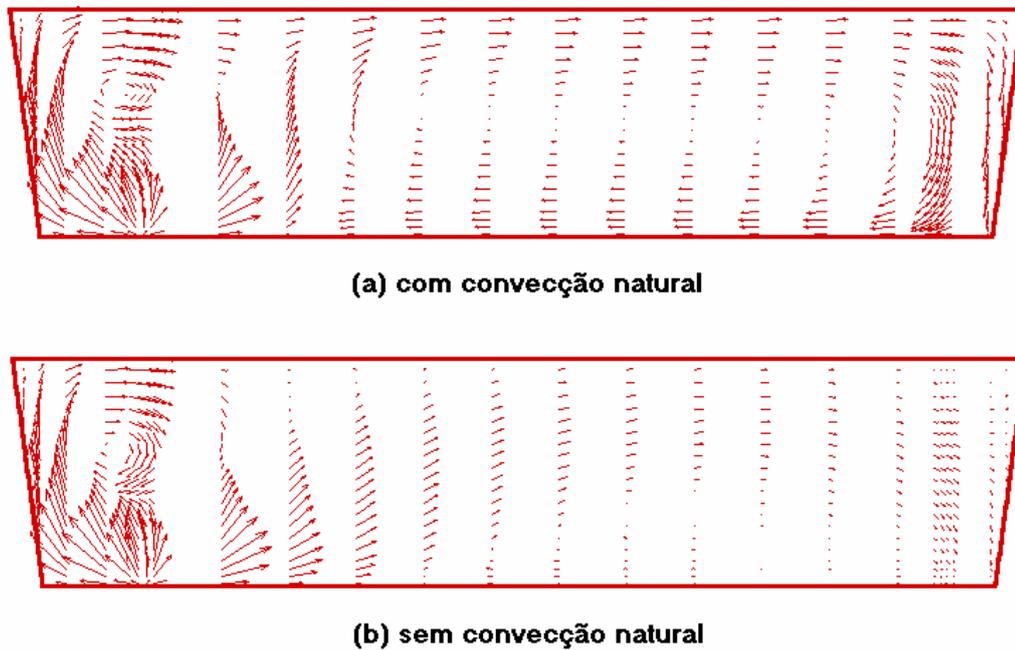


Figura 5.79 – Perfil de velocidades no corte ao longo do comprimento que passa junto à parede para a simulação A com e sem convecção natural.

Estes resultados podem ainda ser verificados pelas Tabelas 5.6 e 5.7, onde são apresentadas a frações de volume morto, de volume em escoamento pistão, o índice de flotação de inclusões no distribuidor (admitindo uma densidade de 2600 kg/m^3 e diâmetro de $80 \mu\text{m}$ para as inclusões) e a quantidade de descarte.

Nas simulações C a H, em que o fluido é a água, as características das inclusões foram alteradas para que se chegasse a índices de flotação de inclusões semelhantes àqueles das simulações com aço. Nas simulações C e D, a densidade das inclusões foi calculada de forma que a velocidade de Stokes nestas simulações fosse semelhante àquela das simulações A e B. Dessa forma, a densidade das inclusões nas simulações C e D foi de $322,8 \text{ kg/m}^3$.

Para as simulações em escala reduzida usando o critério de similaridade de Froude (E e F), buscou-se utilizar um critério proposto por Sahai e Emi⁽⁷⁸⁾. Por este critério a razão da velocidade de Stokes no modelo pela velocidade de Stokes no protótipo é a mesma

da razão de quaisquer velocidades correspondentes no modelo e no protótipo, quando se utiliza o critério de similaridade de Froude. Por esse critério, a velocidade de Stokes nas simulações E e F é a velocidade de Stokes nas simulações A a D multiplicada por $(1/3)^{1/2}$. Para tanto, utilizou-se uma densidade de inclusão de $322,8 \text{ kg/m}^3$ e um diâmetro de inclusão de $60,8 \text{ }\mu\text{m}$. Como se vê pelas Tabelas 5.5 e 5.6, nas simulações E e F não se conseguiu reproduzir os índices de flotação de inclusões de C e D respectivamente.

Para as simulações em escala reduzida usando o critério de similaridade de Reynolds (G e H), buscou-se utilizar um raciocínio semelhante ao anterior. Assim, a razão da velocidade de Stokes no modelo pela velocidade de Stokes no protótipo é a mesma da razão de quaisquer velocidades correspondentes no modelo e no protótipo, quando se utiliza o critério de similaridade de Reynolds. Por esse critério, a velocidade de Stokes nas simulações G e H é a velocidade de Stokes nas simulações A a D multiplicada por 3. Para tanto, utilizou-se uma densidade de inclusão de $322,8 \text{ kg/m}^3$ e um diâmetro de inclusão de $138,6 \text{ }\mu\text{m}$. Como se vê pelas Tabelas 5.6 e 5.7, nas simulações G e H também não se conseguiu reproduzir os índices de flotação de inclusões de C e D respectivamente.

Estes resultados indicam que ainda precisam ser estabelecidos critérios que permitam a avaliação do índice de flotação de inclusões a partir de experimentos em modelos em escala reduzida.

Tabela 5.6 - Comparação dos resultados das simulações para o caso do distribuidor sem dispositivos modificadores do fluxo.

Identificação	Fração de volume em escoamento pistão	Fração de volume morto	Índice de flotação de inclusões	Quantidade de descarte (t)
A	0,153	0,342	0,650	10,2
"A" sem termo de Boussinesq	0,240	0,181	0,200	7,4
C	0,240	0,182	0,200	7,4
E	0,263	0,181	0,203	7,4
G	0,244	0,179	0,172	7,6

Tabela 5.7 - Comparação dos resultados das simulações para o caso do distribuidor com um dique e uma barreira.

Identificação	Fração de volume em escoamento pistão	Fração de volume morto	Índice de flotação de inclusões	Quantidade de descarte (t)
B	0,189	0,261	0,687	8,6
"B" sem termo de Boussinesq	0,286	0,229	0,290	5,9
D	0,286	0,229	0,294	5,9
F	0,287	0,229	0,455	6,2
H	0,290	0,226	0,214	6,2

Os resultados apresentados nas Tabelas 5.6 e 5.7 confirmam o que se observou nas Figuras 5.74 e 5.75. Vê-se ainda que a simulação do distribuidor com aço com a eliminação do termo de Boussinesq dá resultados semelhantes aos dos modelos com água, evidenciando a importância de se considerar os efeitos da variação de densidade do aço na análise do escoamento de fluidos no distribuidor de lingotamento contínuo. Isto indica que o modelamento físico deve buscar levar em consideração o efeito da variação de temperatura para obter previsões mais realistas.

Com relação às simulações em modelo reduzido, observa-se que a utilização do critério de similaridade de Reynolds ou a utilização do critério de similaridade de Froude levam a praticamente os mesmos resultados. Estes resultados, por sua vez, aproximam-se bastante daqueles para o modelo em tamanho natural, assim tanto a utilização de um critério, como a utilização do outro, podem ser feitas. Como a utilização do critério de similaridade de Froude faz com que se trabalhe com menores vazões, a sua utilização pode vir a ser mais vantajosa, em virtude dos menores custos operacionais.

Tais resultados reforçam a tese de Sahai e Emi⁽⁷⁸⁾, segundo a qual é irrelevante a seleção do critério de similaridade de Froude ou de Reynolds em modelos reduzidos com água, para a simulação do escoamento de aço líquido em distribuidores. Nestes modelos reduzidos (como nos distribuidores com aço), o escoamento é turbulento, e o critério de similaridade a ser seguido é o número de Reynolds turbulento (semelhante ao número de Reynolds, onde se utiliza a viscosidade efetiva, ao invés da viscosidade laminar).

Neste tipo de escoamento, a similaridade do número de Reynolds turbulento é satisfeita para qualquer fator de escala, desde que o regime de escoamento seja turbulento.

5.2 - Máquina de Lingotamento Contínuo

Inicialmente, vai-se examinar a validação do modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo. Em seguida, serão feitas simulações utilizando o modelo matemático.

5.2.1 - Validação do modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo

Foi feita uma simulação da máquina de lingotamento contínuo procurando reproduzir uma corrida da Acesita e compararam-se os resultados com medidas feitas na Acesita. As condições que descrevem a corrida simulada são apresentadas nas Tabelas 4.17 e 4.18.

Em termos do método numérico, nas simulações utilizou-se um fator de relaxação de 0,25 para as velocidades, 0,20 para energia cinética de turbulência e a dissipação de energia cinética de turbulência, 0,10 para a viscosidade, 0,15 para a temperatura, e 1,00 para a pressão e para o termo fonte da temperatura. Como se tratava de um aço inoxidável, não se considerou a segregação de carbono. Admitiu-se um resíduo máximo de 0,1% para as equações de balanço de massa e balanço de energia térmica (temperatura), e 5% para as velocidades. Para se chegar a esses limites de resíduo foram acompanhados os valores de temperatura na quina no final do processo, comprimento metalúrgico, espessura da camada solidificada na face estreita na saída do molde e espessura da camada solidificada na face larga na saída do molde. Foram estabelecidos como limites os valores dos resíduos quando os valores acompanhados pararam de variar. Foi utilizada uma malha com 389 pontos ao longo do comprimento, 66 pontos ao longo da largura e 23 pontos ao longo da espessura. Cerca de 50.000 iterações foram necessárias para atingir a completa convergência. Não foi feita verificação da independência da malha, devido ao elevado tempo necessário para se atingir a convergência. A malha foi determinada tendo por base aquelas utilizadas por outros

pesquisadores. Yang et alii⁽²⁸⁾ utilizaram um intervalo médio de 0,033m na largura, 0,0083m na espessura e 0,100m no comprimento. Huang et alii⁽⁶⁴⁾ utilizaram um intervalo médio de 0,019m na largura, 0,0069m na espessura e 0,050m no comprimento. Li e Tsukihashi⁽⁴⁶⁾ utilizaram um intervalo médio de 0,0083m na largura, 0,0071m na espessura e 0,024m no comprimento. Procurou-se colocar intervalos iguais ou menores do que estes. Foram utilizados um intervalo médio de 0,0096m na largura, 0,0043m na espessura e 0,046m no comprimento, sendo que nos primeiros 5,5m o intervalo médio no comprimento foi de 0,037m.

Em função dos valores encontrados nas medidas de temperatura efetuadas na máquina de lingotamento contínuo da Acesita, o equacionamento para o fluxo de calor na superfície do veio foi modificado, passando a ser função também da posição na largura ou na espessura, mas de forma que as perdas térmicas globais não fossem alteradas. Na região do molde, o fluxo de calor foi considerado máximo no centro das faces e decrescendo linearmente até as quinas, onde o fluxo de calor é 80% daquele no centro da face, conforme proposto por Yang et alii⁽²⁸⁾. Na região do resfriamento secundário, introduziu-se um fator, que é função da posição na largura ou na espessura, no cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção, que permitirá que ele varie conforme a posição em que seja calculado. Os valores para este fator foram obtidos a partir das medidas de temperatura efetuadas na máquina de lingotamento contínuo da Acesita. Este fator é máximo nos 75% centrais da face mais larga. Da posição de 75% da face mais larga até a quina, o fator decresce linearmente até a quina, onde é 36% daquele no centro da face mais larga. Na face mais estreita, o fator é o mesmo da quina. Dessa forma, o coeficiente de transferência de calor na face mais estreita é cerca de 40% daquele no centro da face mais larga, conforme proposto por Yang et alii⁽²⁸⁾. Pode-se visualizar melhor na Figura 5.80 o valor relativo dos coeficientes de transferência de calor ao longo da largura da placa para este modelo (identificado como *modificado*) e o de Yang et alii, onde a posição 0 corresponde ao centro da placa e a posição 1 corresponde à quina.

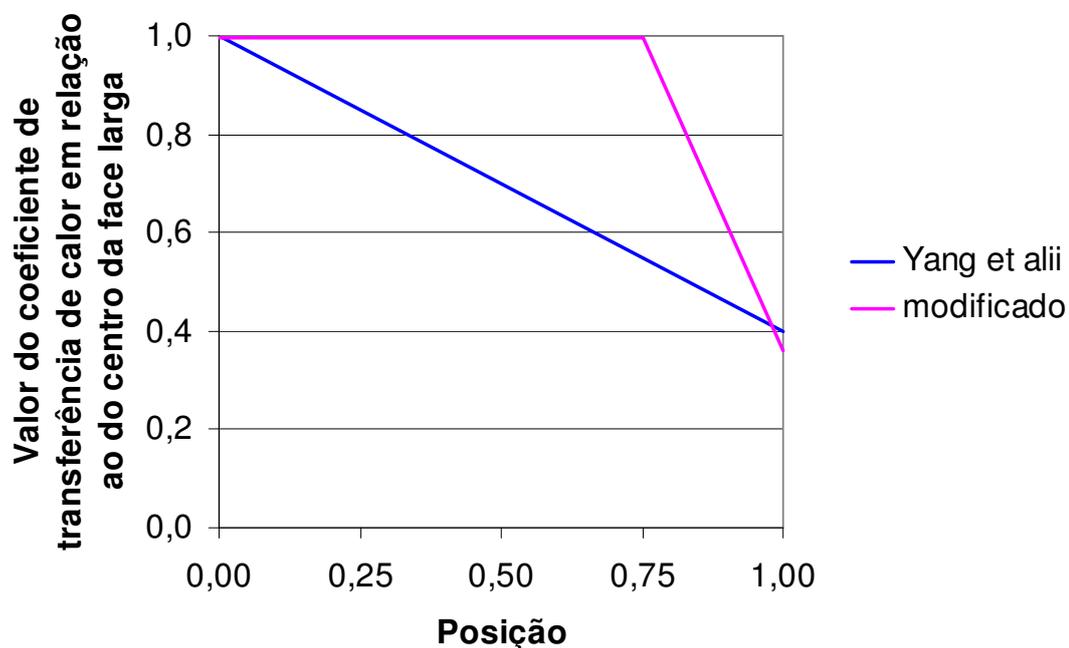


Figura 5.80 - Valor relativo dos coeficientes de transferência de calor ao longo da largura da placa para este modelo e o de Yang et alii.

Para verificação do modelo foram medidas temperaturas no final da quarta zona de resfriamento secundário (a 16,64m do menisco) no centro e na região próxima da quina da face larga do veio. O modelo matemático indica para estes pontos temperaturas de 735°C e 630°C. Os valores medidos foram de 750°C e 640°C. Estes valores representam uma concordância razoável entre o modelo e os dados experimentais, considerando a dificuldade de localização exata do ponto de medida; a grande variação da temperatura na região em que foram medidas as temperaturas, em virtude da mudança das condições de resfriamento; e suposição de resfriamento simétrico pelo modelo. Explicando melhor esta terceira consideração: o modelo matemático considera que o resfriamento de um lado e de outro do veio é o mesmo, enquanto na prática o resfriamento nas terceira e quarta zonas de resfriamento secundário é diferente acima e abaixo do veio. Nestas zonas, o veio repousa sobre rolos, o que faz com que o seu resfriamento não seja o mesmo nas faces superior e inferior.

Outro ponto verificado foi a perda de calor no molde. Para uma vazão de água no molde de 6803 l/min, tem-se uma variação da temperatura da água de 5°C. Com base nestes valores, chegou-se a uma perda de calor no molde de $2,37 \times 10^6$ W. O modelo matemático indica uma perda de calor de $2,24 \times 10^6$ W. Considerando que a perda de calor estimada pela temperatura da água pode ter um erro de 10% ($5 \pm 0,5^\circ\text{C}$), pode-se dizer que o valor calculado pelo modelo é aceitável.

5.2.2 - Simulações com o modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo

Uma primeira simulação da máquina de lingotamento contínuo procurou reproduzir uma corrida da Acesita.

Em seguida procurou-se comparar diferentes modelos matemáticos para a solidificação de um aço-carbono na máquina de lingotamento contínuo. Num modelo considerou-se apenas a transferência de calor. Noutro computou-se o escoamento de fluidos, além da transferência de calor. E num terceiro computou-se o efeito da segregação do carbono, além do escoamento de fluidos e da transferência de calor.

Finalmente procurou-se comparar o efeito no escoamento de fluidos e na espessura da camada solidificada de diferentes ângulos da porta da válvula submersa.

5.2.2.1 - Simulação da máquina de lingotamento contínuo da Acesita

Foi feita uma simulação da máquina de lingotamento contínuo procurando reproduzir uma corrida da Acesita. As condições que descrevem a corrida simulada são apresentadas nas Tabelas 4.17 e 4.18.

Os resultados serão apresentados em termos de perfis de velocidades, temperatura e energia cinética de turbulência, em função da largura e do comprimento. Serão apresentados para cada variável quatro perfis correspondentes às seguintes posições ao longo da espessura: 0,0000m (centro), 0,0375m, 0,0714m e 0,1000m (superfície).

Observou-se que a velocidade do metal no veio torna-se igual à velocidade de lingotamento em toda a seção do veio a uma distância entre 4 e 5m abaixo do menisco. Isto significa que simulações cujo foco seja a região do molde não precisam ir além desta distância. Para distâncias entre 2 e 5m abaixo do menisco, a componente longitudinal do vetor de velocidade é a principal e o fluxo de metal é todo no sentido do lingotamento. Os perfis de velocidade nos planos de corte citados no parágrafo anterior, até a distância de 1,6m do nível de metal no molde, estão apresentados nas Figuras 5.81 a 5.83. Nas Figuras 5.81 e 5.82, ainda é apresentado um detalhe do fluxo na região superior do molde. Nestas figuras, os eixos têm escalas diferentes para possibilitar uma melhor visualização. Observa-se que o fluxo de metal vai em direção à parede do molde. Ao chegar à parede, uma pequena parte sobe e a maior parte desce, formando uma pequena zona de recirculação na parte superior e uma zona de recirculação maior em baixo que vai até cerca de 1,5m de profundidade. À medida que os planos de corte se aproximam da superfície da face larga, uma maior parte da área acompanha a velocidade de lingotamento, devido à solidificação. O perfil na superfície não é apresentado, pois nela a velocidade é constante e igual à velocidade de lingotamento.

Para comparar com estes resultados, tem-se na Figura 5.84 os perfis de velocidade apresentados por Thomas e Zhang⁽⁷⁹⁾, obtidos tanto por simulação matemática, quanto por simulação física. Estes perfis confirmam a forma geral do fluxo de metal na parte superior da máquina de lingotamento contínuo. Na Figura 5.84, a zona de recirculação na parte superior é maior em função do ângulo da porta da válvula submersa, que é de 0° , como pode se ver pela figura.

Na Figura 5.85 é mostrada variação da velocidade na superfície no plano de simetria, ao longo da largura do veio. Ela permite verificar o efeito do jato de entrada sobre o fluxo de metal na superfície no molde. Observa-se que, na região próxima à válvula de entrada, o metal se desloca em direção à parede do molde, e, na região mais próxima à parede do molde, o metal se desloca em direção à válvula de entrada. Este fluxo de metal em direção à válvula de entrada deve-se à zona de recirculação superior.

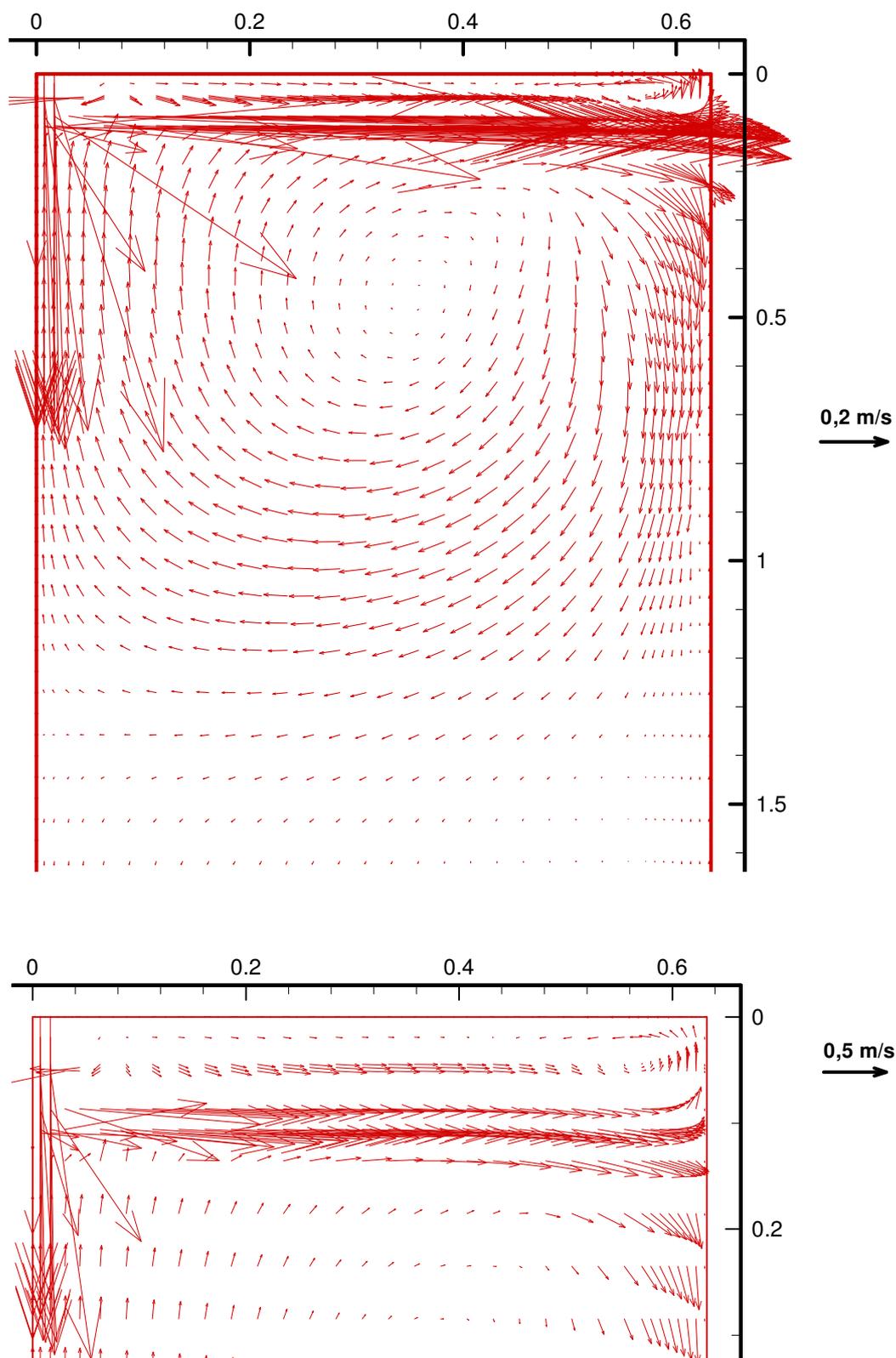


Figura 5.81 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0000m.

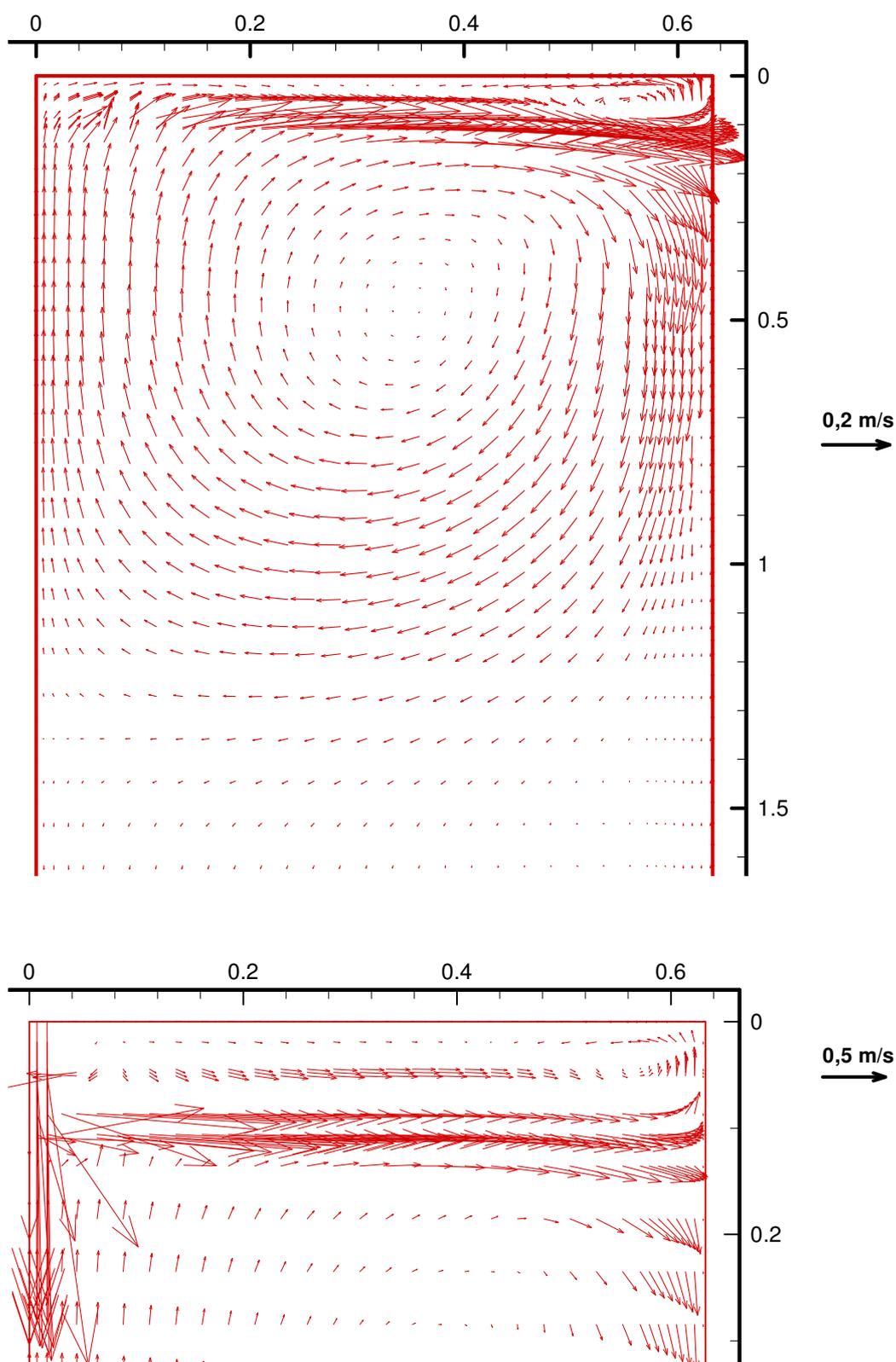


Figura 5.82 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0375m.

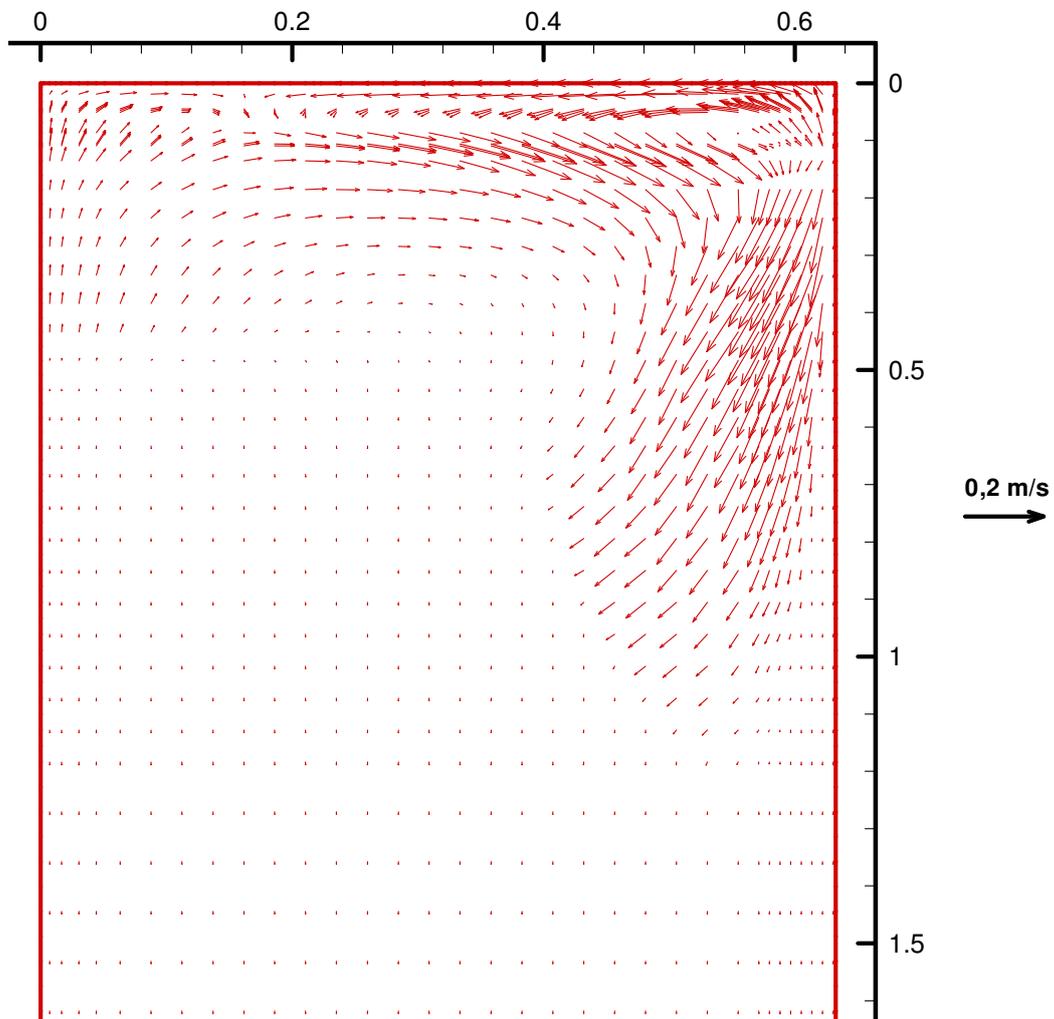


Figura 5.83 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0714m.

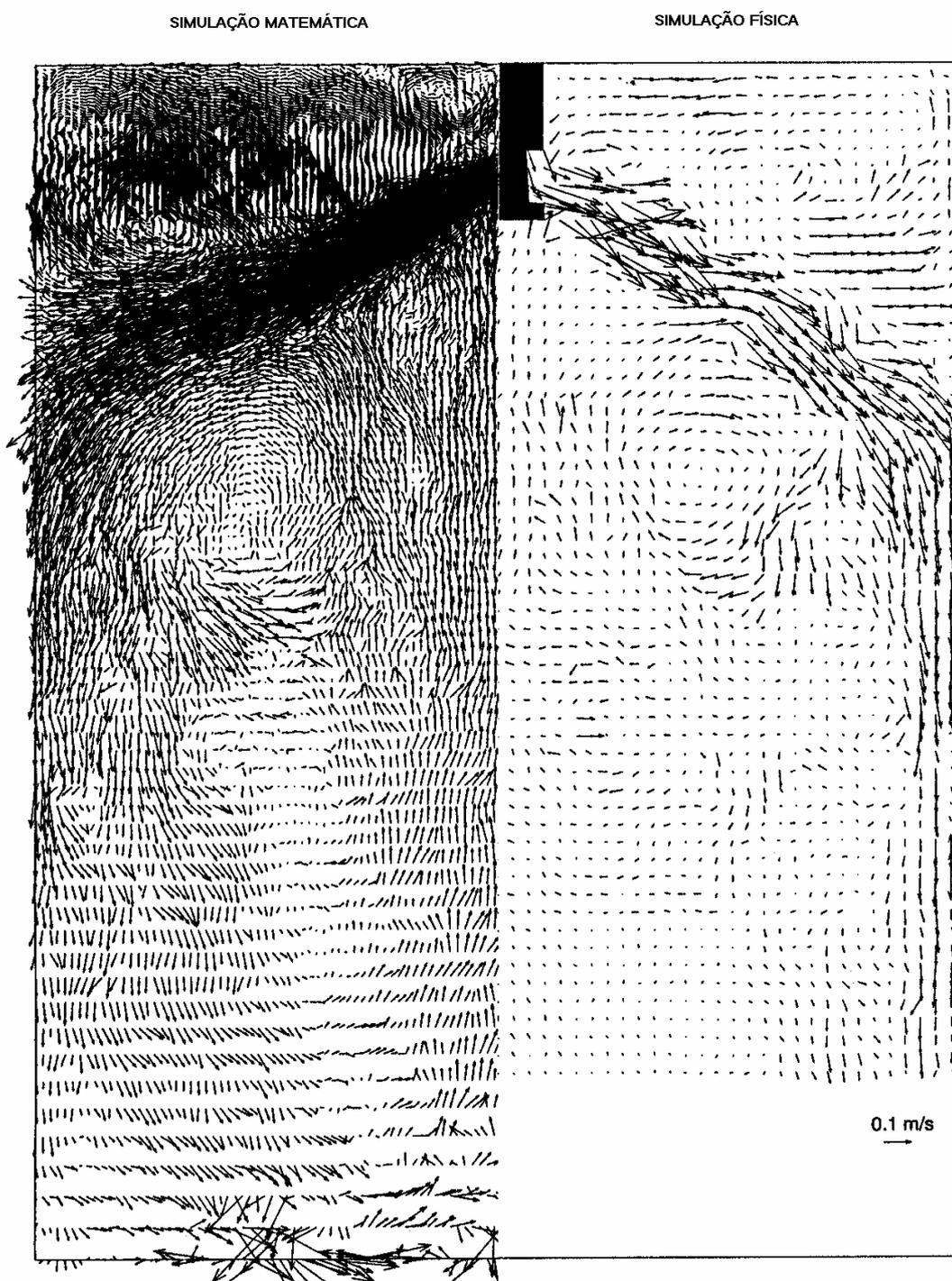


Figura 5.84 – Perfis de velocidades na máquina de lingotamento contínuo a partir de simulações matemática e física, segundo Thomas e Zhang⁽⁷⁹⁾.

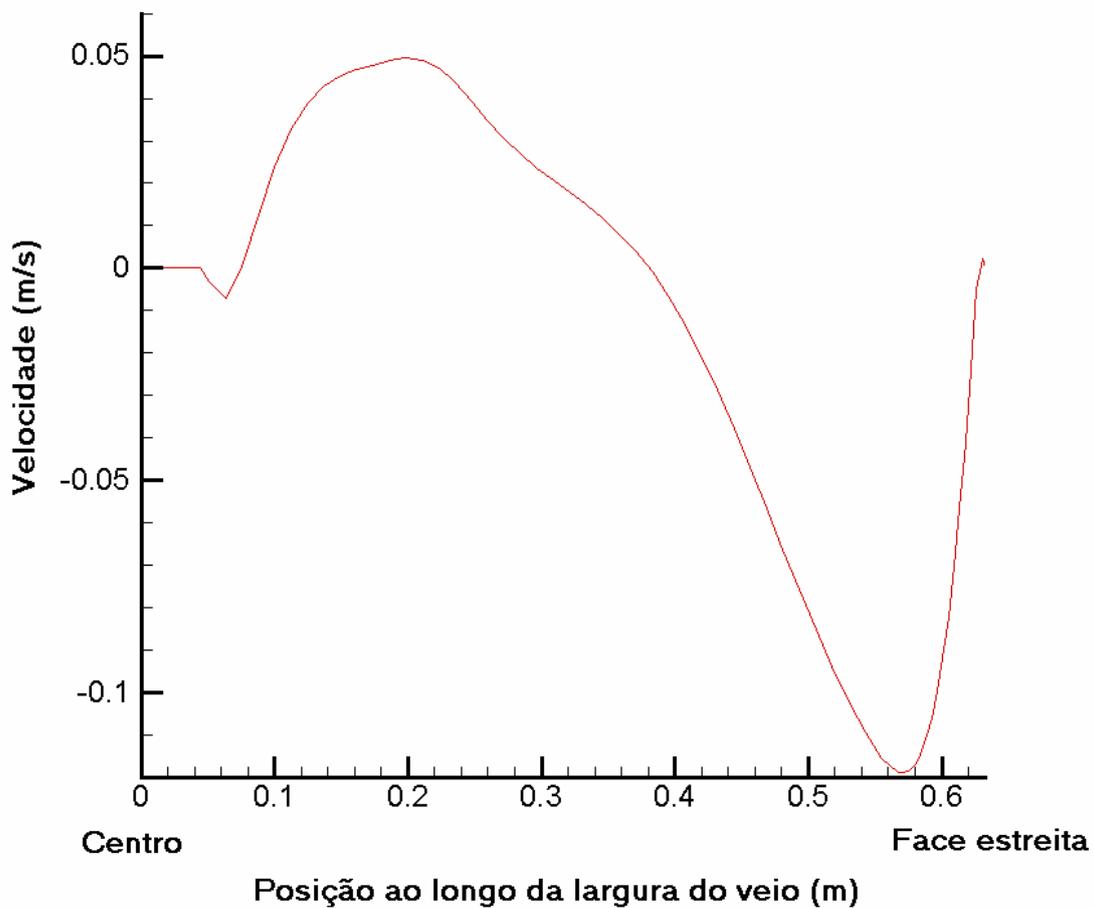


Figura 5.85 – Variação da velocidade na superfície do veio.

Segundo Kubota et alii⁽⁸⁰⁾ e Herbertson et alii⁽¹⁷⁾, a incorporação do pó fluxante pelo metal ocorre para velocidades superiores a 0,3 m/s, assim, no caso analisado, como a magnitude das velocidades na superfície é inferior a 0,15 m/s, a chance de incorporação do pó fluxante pelo metal é pequena.

Nas Figuras 5.86 a 5.89 podem ser visualizados os perfis de temperatura na máquina de lingotamento contínuo. Observa-se que a temperatura é maior no centro e menor na superfície, devido à extração de calor nessa região. Observa-se ainda que a temperatura tende a diminuir à medida que se distancia do menisco. A faixa de cor laranja escura representa a região pastosa, que fica entre as temperaturas "solidus" e "liquidus" (1457,7°C e 1404,3°C para o aço inoxidável 304). O perfil obtido mostra que o veio só se solidifica completamente a uma distância de pouco menos de 13m do menisco.

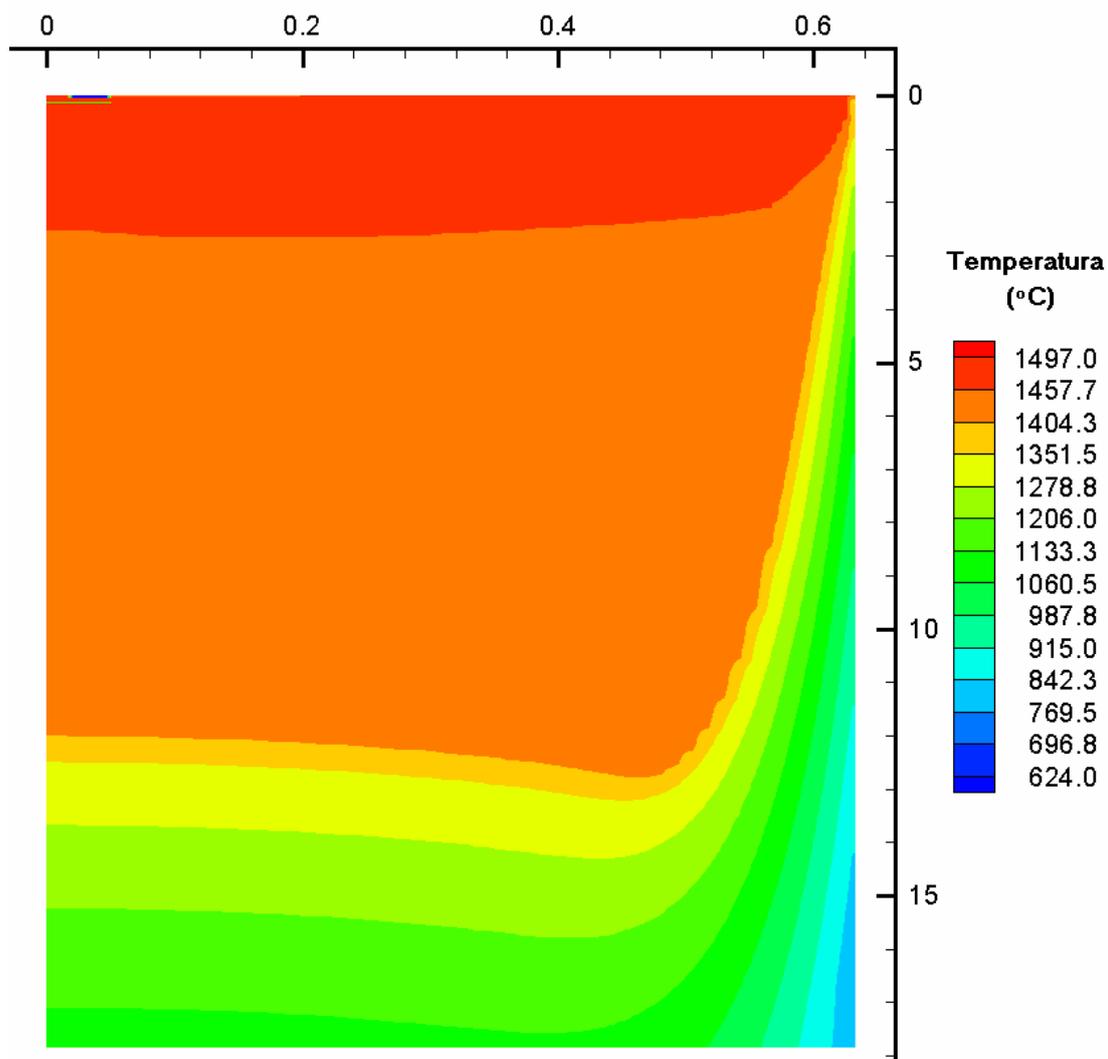


Figura 5.86 - Perfil de temperatura no plano da posição na espessura = 0,0000m
(Temperatura liquidus = 1457,7°C e temperatura solidus = 1404,3°C).

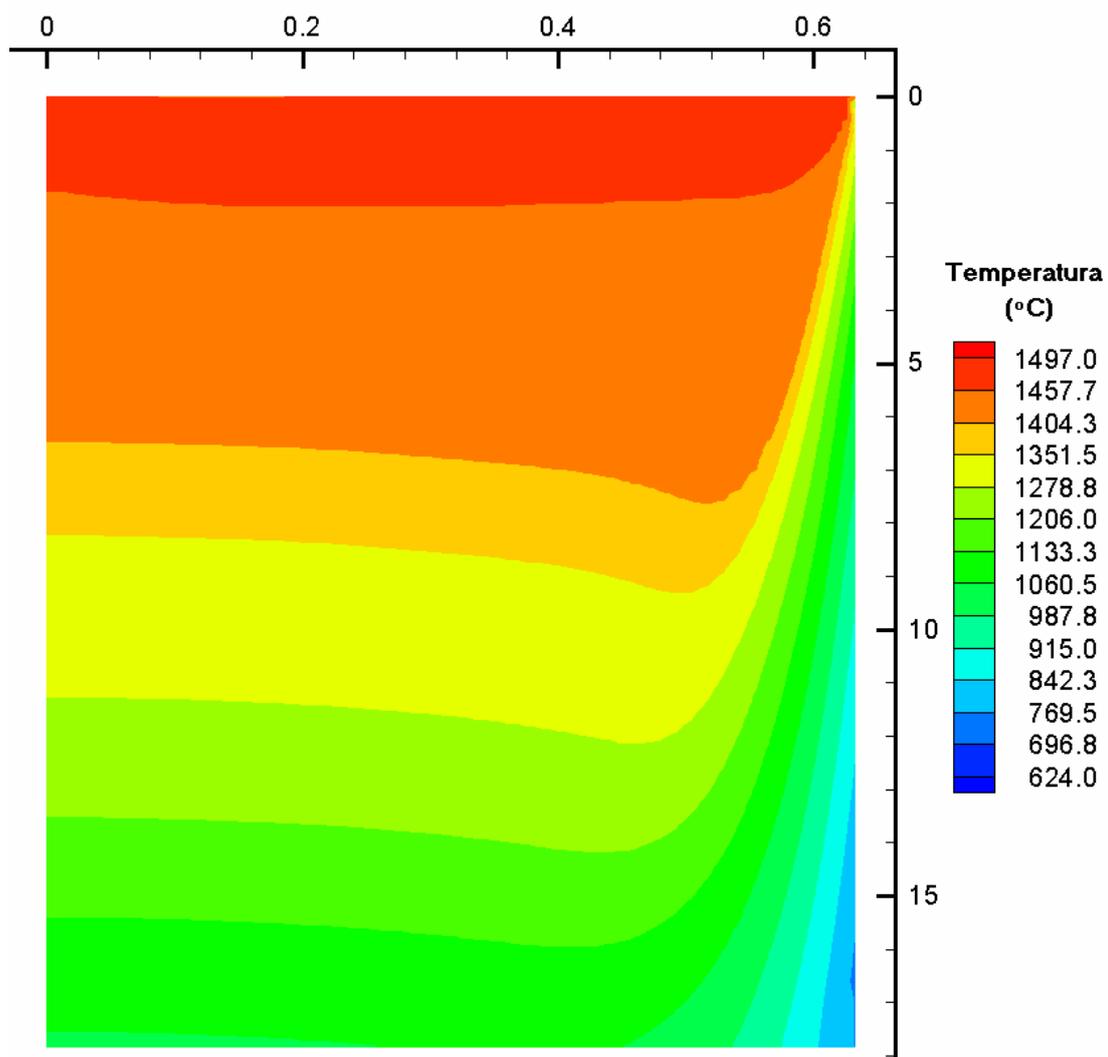


Figura 5.87 - Perfil de temperatura no plano da posição na espessura = 0,0375m
(Temperatura liquidus = 1457,7°C e temperatura solidus = 1404,3°C).

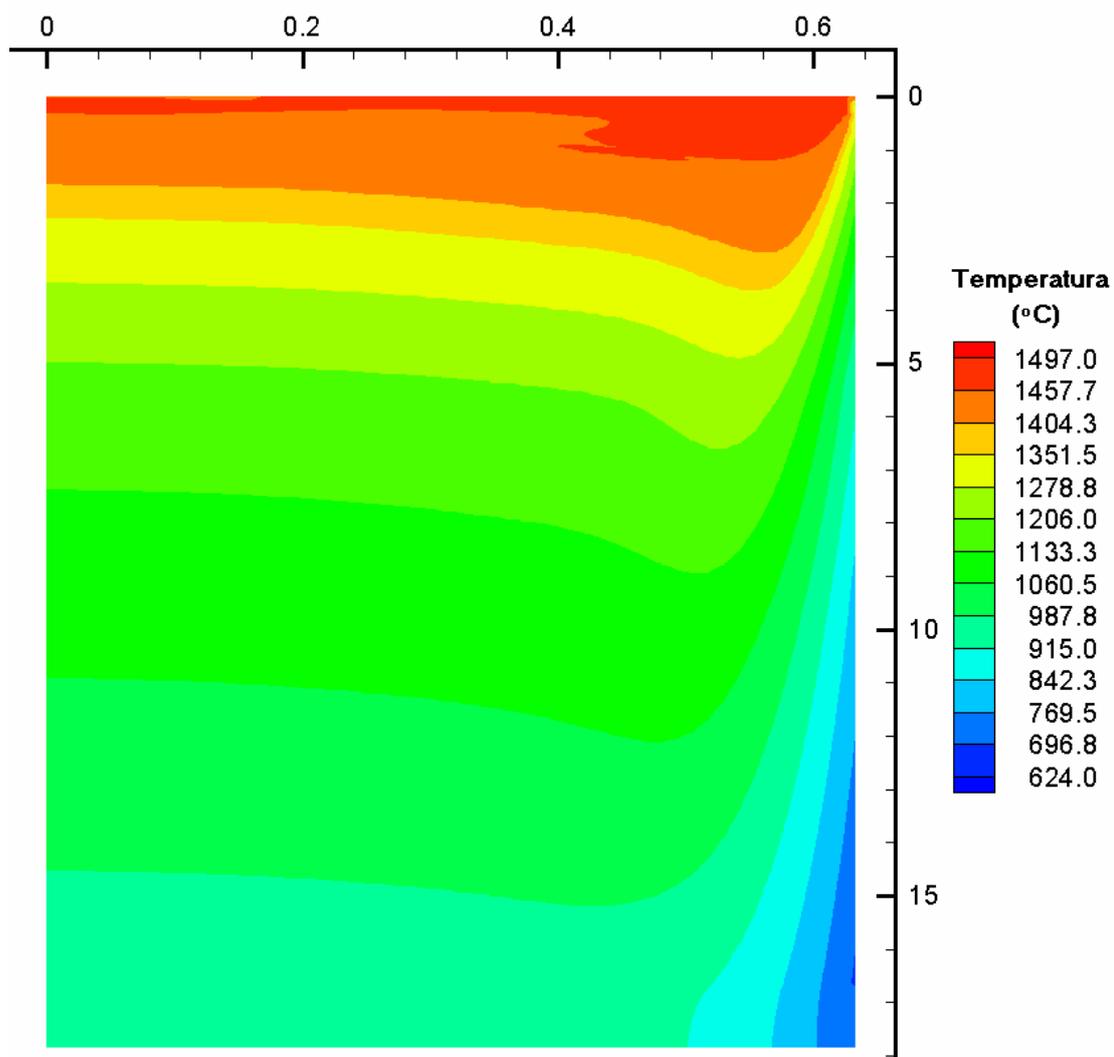


Figura 5.88 - Perfil de temperatura no plano da posição na espessura = 0,0714m
(Temperatura liquidus = 1457,7°C e temperatura solidus = 1404,3°C).

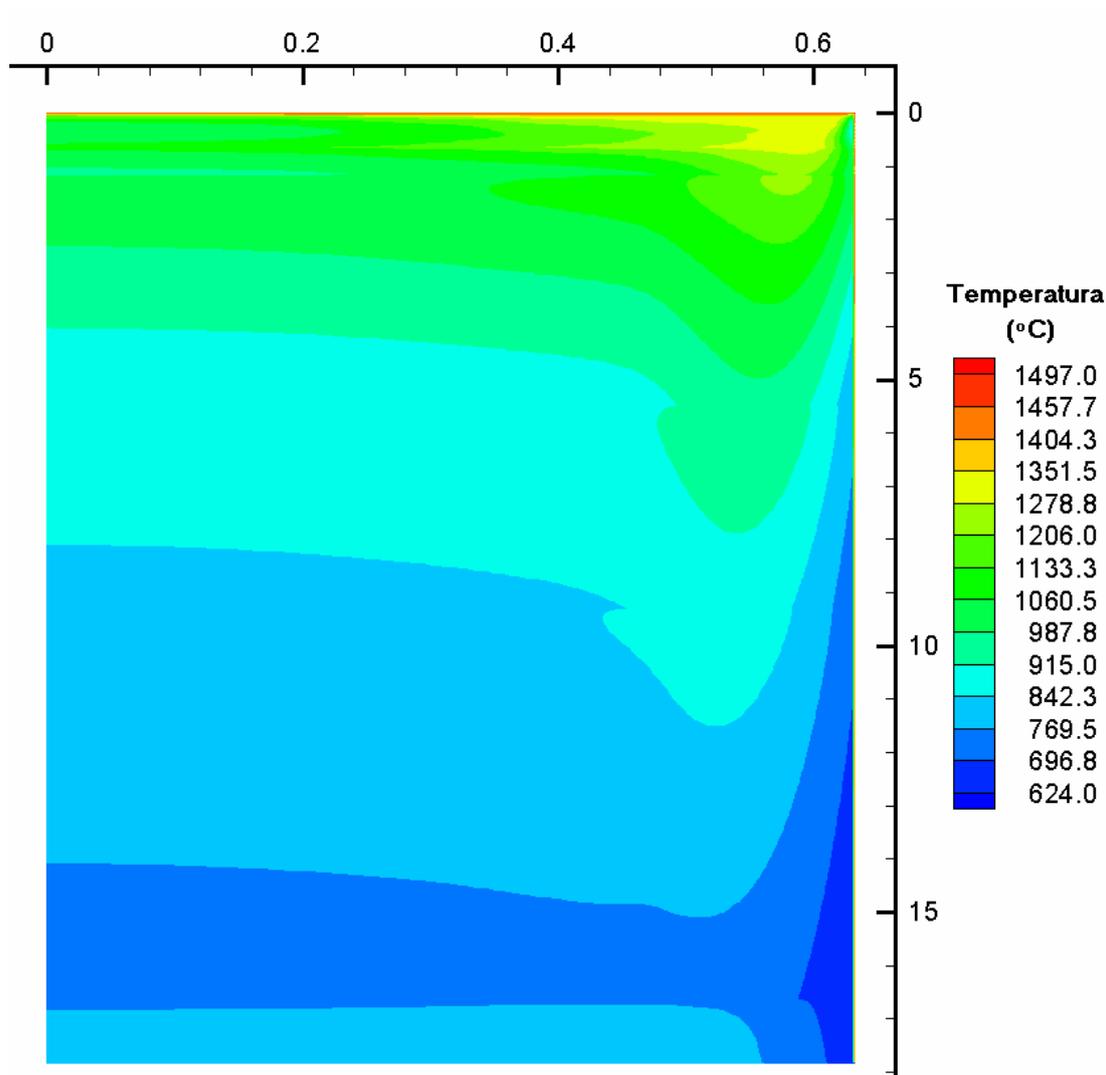


Figura 5.89 - Perfil de temperatura no plano da posição na espessura = 0,1000m
(Temperatura liquidus = 1457,7°C e temperatura solidus = 1404,3°C).

Pela Figura 5.89 observa-se que na superfície do veio existem regiões onde há um crescimento na temperatura, quando se afasta do menisco. Estas regiões estão a cerca de 0,7m, 1m, 5,5m, 9m e 16,5m do menisco. Estes são os pontos onde terminam o molde e as zonas de resfriamento secundário 1, 2, 3 e 4. Estes reaquescimentos se devem à mudança nas condições de resfriamento, que se tornam mais suaves, fazendo com que a transferência de calor do interior do veio para a superfície seja maior que a transferência de calor da superfície para o ambiente. Esta questão pode ser melhor visualizada na

Figura 5.90, onde têm-se os perfis de temperatura no centro das faces larga e estreita do veio, sendo que os primeiros 2 metros são mostrados em detalhe. Nesta figura observa-se uma região de crescimento de temperatura na face mais larga do veio entre 0,4 e 0,6m, onde termina o molde. Esse crescimento deve-se à redução do fluxo de calor através da parede na região inferior do molde. A temperatura na face mais larga é maior do que na face mais estreita ao longo de quase toda a máquina de lingotamento contínuo. No molde, isto se deve ao fluxo direcionado à face mais estreita, e na região de resfriamento forçado, isto se deve ao fato do resfriamento ser direcionado à face mais larga. A partir da terceira zona de resfriamento secundário a temperatura na face mais estreita decresce mais rapidamente que a temperatura na face mais larga, de forma que no final da máquina de lingotamento contínuo a temperatura na face mais larga torna-se maior que a temperatura na face mais estreita.

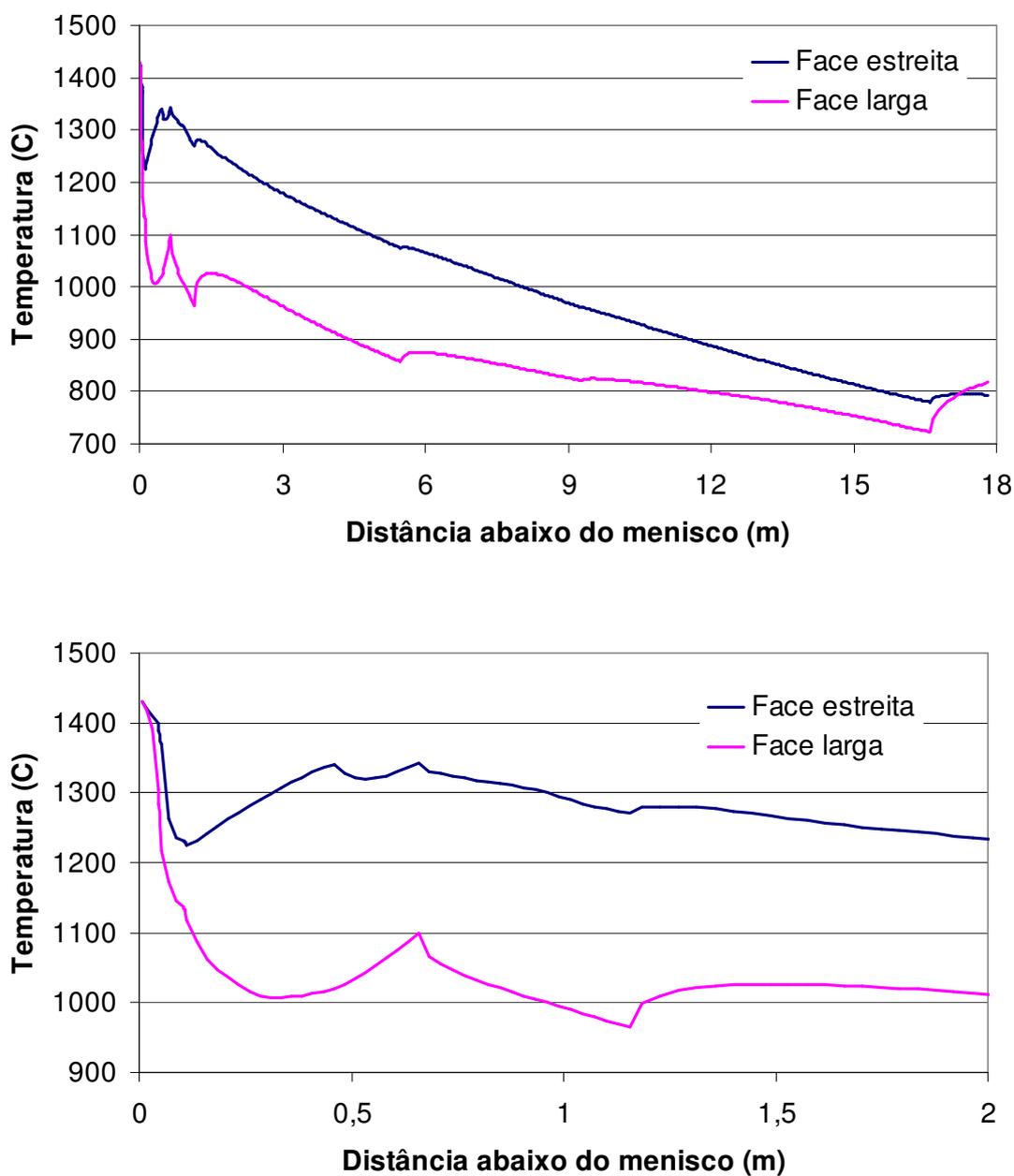


Figura 5.90 – Perfis de temperatura no centro das faces do veio na máquina de lingotamento contínuo.

Os resultados do modelo desenvolvido neste trabalho foram comparados com o do modelo proposto por Yang et alii⁽²⁸⁾, que são apresentados na Figura 5.91. As temperaturas previstas no modelo de Yang et alii também são maiores nas regiões próximas à parede mais estreita e decrescem à medida que se distancia do menisco. No modelo de Yang et alii, a temperatura ao longo da largura da face mais larga varia de forma mais acentuada, em função do critério adotado para estabelecimento do fluxo de calor ao longo da largura do veio.

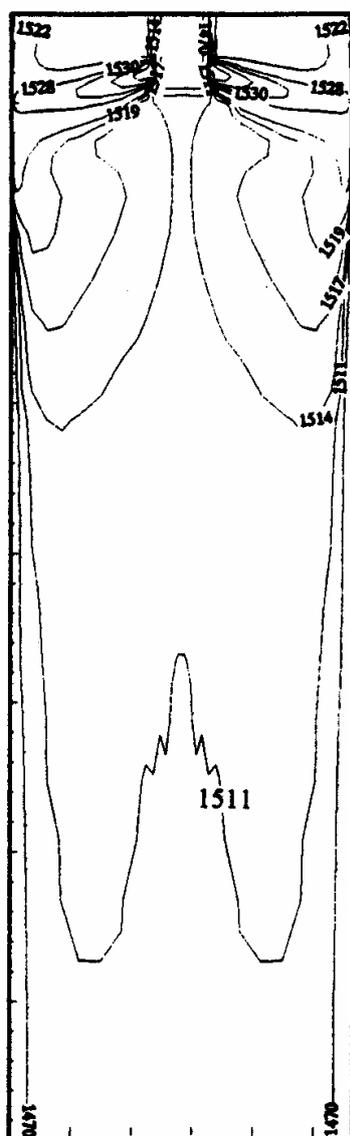


Figura 5.91 – Perfis de temperatura no plano central da região superior da máquina de lingotamento contínuo, segundo Yang et alii⁽²⁸⁾.

Os perfis de energia cinética de turbulência em diferentes posições ao longo da espessura, até uma distância de cerca de 2m abaixo do nível de metal no molde, são apresentados nas Figuras 5.92 a 5.94. A energia cinética de turbulência de forma geral é maior onde as velocidades são maiores ou nas regiões onde há uma mudança brusca no escoamento. Ela é maior na região superior do molde e junto à região onde o jato de entrada atinge a parede. Pode-se observar ainda que no centro da zona de recirculação abaixo do jato de entrada (posição 0,3m na altura e 0,38m na largura), onde a velocidade é mínima, existe um mínimo na energia cinética de turbulência.

Pode-se ver pelas figuras que, na altura do menisco, a turbulência é maior na metade da área mais próxima da face estreita. Isto pode ser melhor visualizado através da Figura 5.95. Nesta figura tem-se a energia cinética de turbulência na superfície do metal no molde, ao longo do plano de simetria.

Para distâncias maiores que 2m abaixo do nível de metal no molde, a energia cinética de turbulência é praticamente nula. Isto se deve ao último termo na equação (3.14), que tem por objetivo amortecer a turbulência quando a fração de sólidos é maior que zero. Quanto maior a fração de sólidos, menor a turbulência.

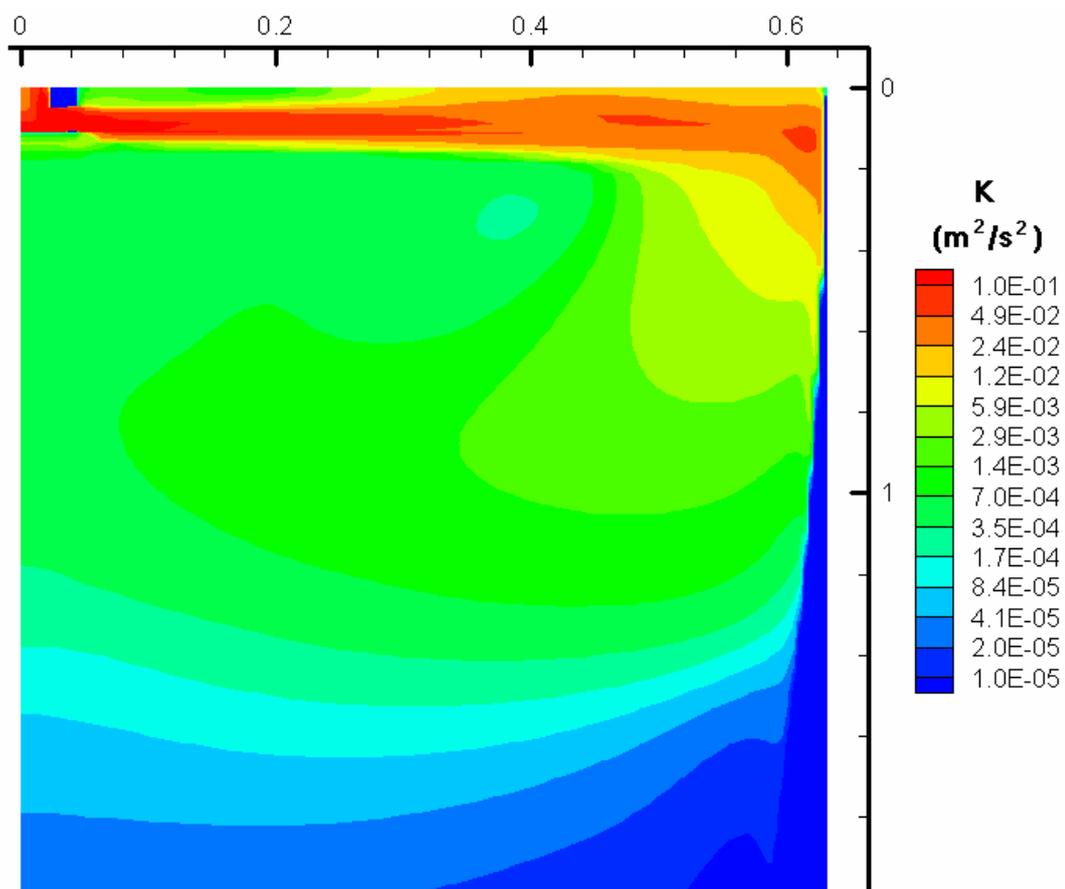


Figura 5.92 - Perfil da energia cinética de turbulência no plano da posição na espessura = 0,0000m.

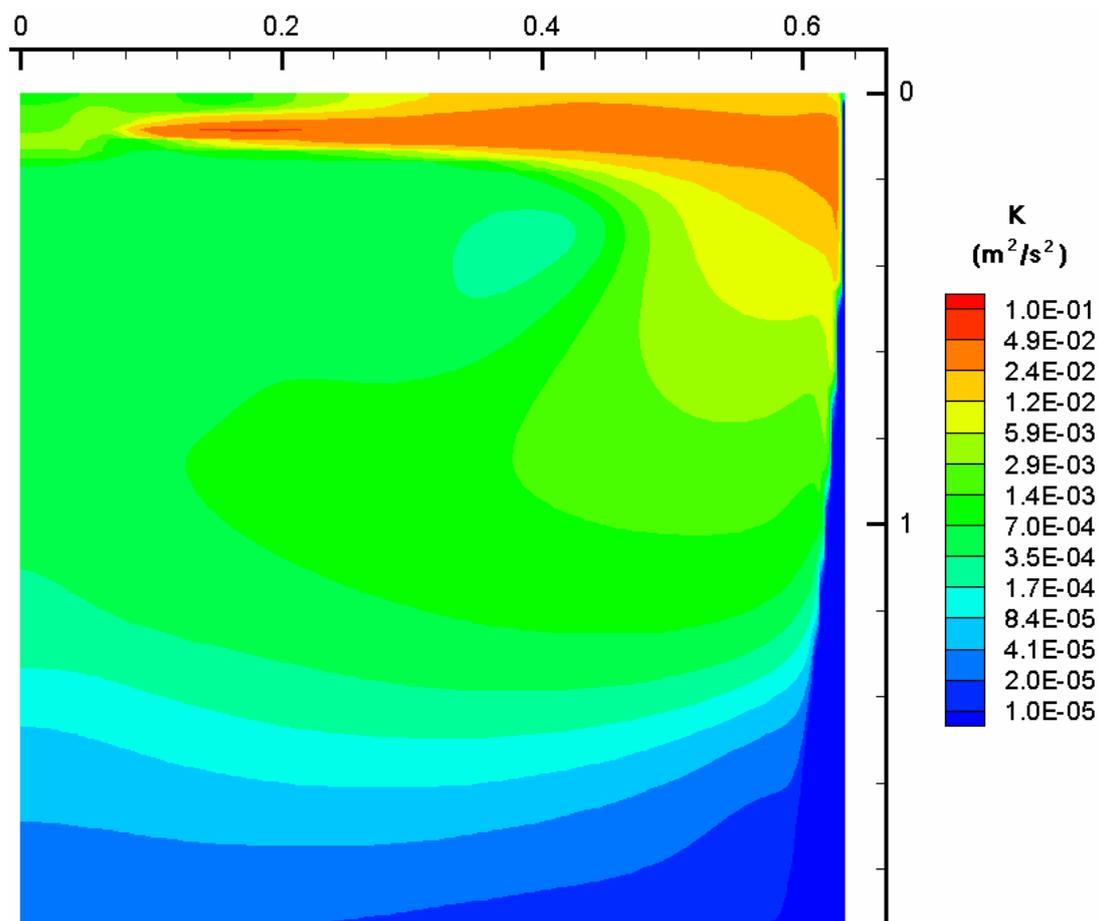


Figura 5.93 - Perfil da energia cinética de turbulência no plano da posição na espessura = 0,0375m.

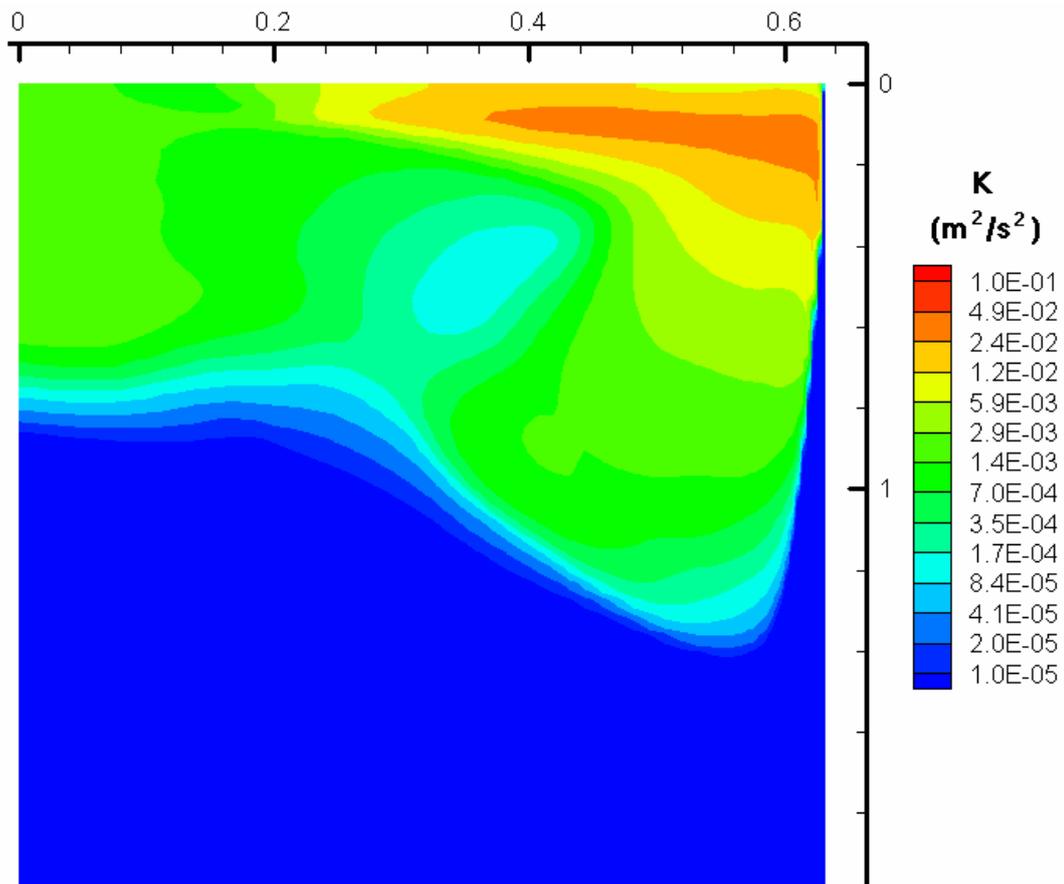


Figura 5.94 - Perfil da energia cinética de turbulência no plano da posição na espessura = 0,0714m.

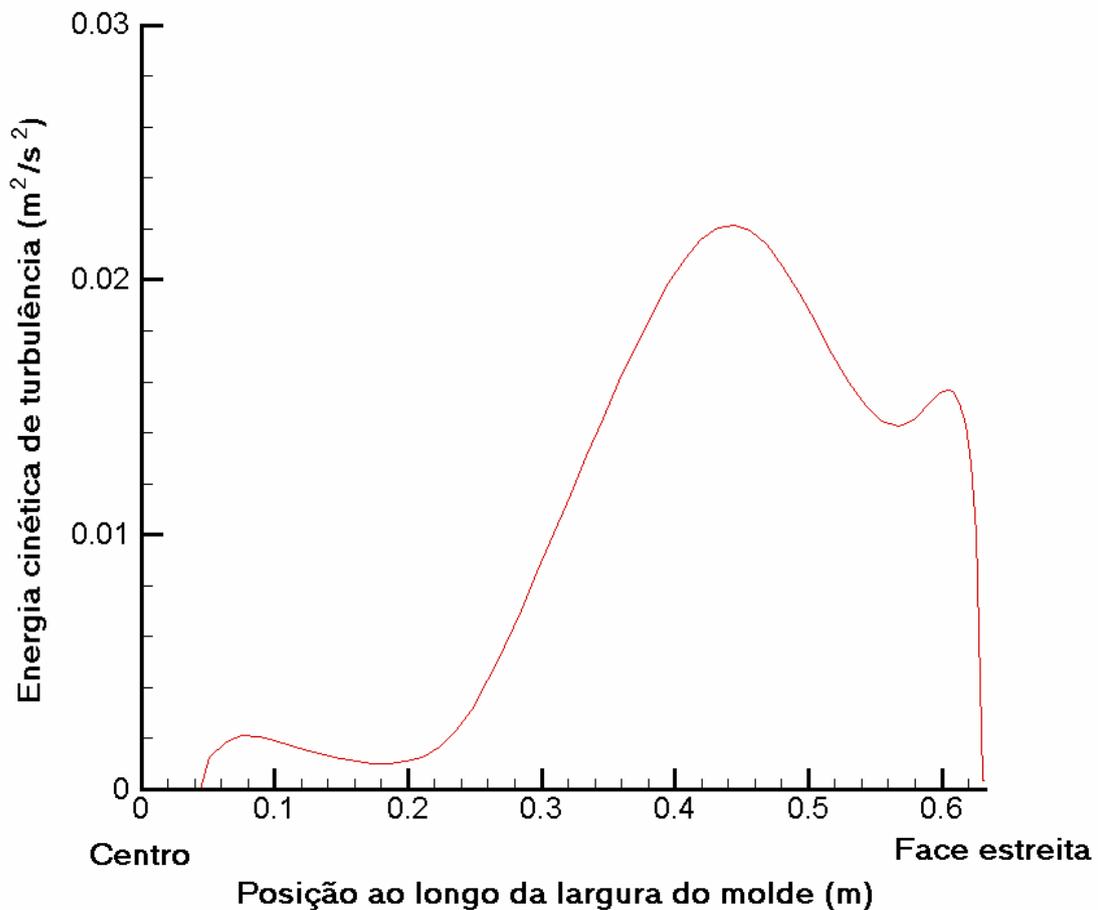


Figura 5.95 - Perfil de energia cinética de turbulência na superfície do metal no molde ao longo da largura.

Outro ponto que se pode analisar é a espessura da camada solidificada. A Figura 5.96 apresenta a espessura da camada solidificada no centro das duas faces ao longo do comprimento do veio. A camada solidificada foi calculada como a média das distâncias até a superfície dos pontos da malha que tenham fração de sólido imediatamente abaixo e acima de 0,995. Na região superior da máquina de lingotamento contínuo, a camada solidificada junto à face mais estreita do veio é mais fina devido ao efeito do jato de metal proveniente da válvula. À medida que se distancia do menisco, a camada solidificada junto à face mais estreita passa a ser mais espessa, em virtude da maior retirada de calor na região junto à face mais estreita. Isto se deve ao efeito mais pronunciado das quinas na face mais estreita. A camada solidificada na altura da saída do veio do molde é de 0,0180m na face mais larga do veio e de 0,0042m na face mais

estreita, sendo a margem de erro de 0,0021m. Mesmo tomando o critério de Yang et alii⁽²⁸⁾, que estabelece a espessura da camada solidificada a partir de uma fração de sólidos igual a 0,7, os valores seriam aproximadamente os mesmos, em função da margem de erro destes valores, que está associada ao espaçamento da malha utilizado. Para se ter uma avaliação mais precisa da espessura da camada solidificada seria necessário trabalhar com uma malha mais refinada. A espessura da camada solidificada na face mais estreita está aparentemente pequena. Isto pode ser causado por uma distribuição inadequada da perda de calor ao longo do perímetro do molde, ou ainda uma temperatura de entrada do metal no molde mais elevada que a real.

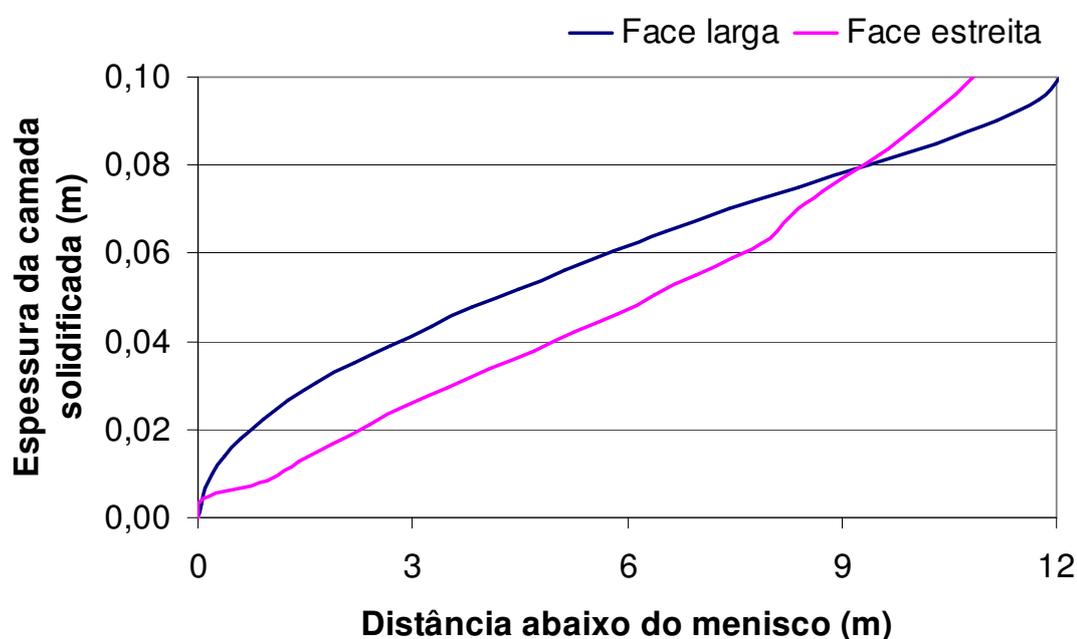


Figura 5.96 - Espessura da camada solidificada no lingotamento contínuo da Acesita.

Na Figura 5.97 observa-se a espessura da camada solidificada na saída do molde. Observa-se que a espessura da camada solidificada é maior na face mais larga do que na face mais estreita. Na Figura 5.98 tem-se um corte no veio na altura da saída do molde para o modelo de Yang et alii⁽²⁸⁾, onde os retângulos representam a região solidificada. Estes resultados confirmam a forma da camada solidificada ao longo da seção do veio na saída do molde.

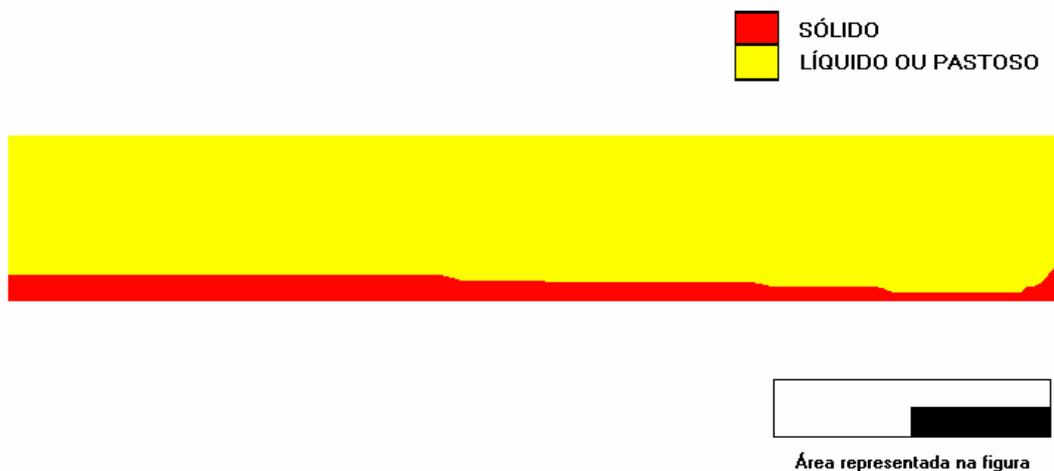


Figura 5.97 – Camada solidificada na saída do molde no lingotamento contínuo da Acesita.

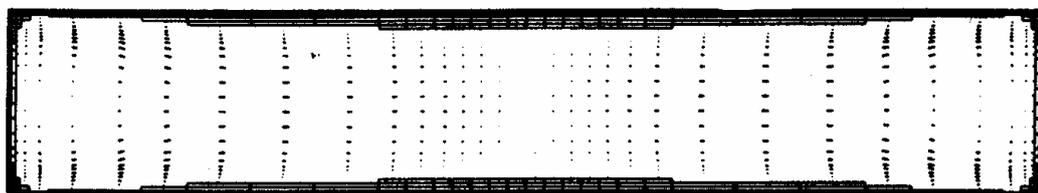


Figura 5.98 – Corte no veio na saída do molde, segundo Yang et alii⁽²⁸⁾.

Outro aspecto analisado nesta simulação foi a remoção de inclusões no molde. Em termos do método numérico, foram utilizados os mesmos valores das simulações para o distribuidor. Para este cálculo foram tomados os perfis de velocidades apenas nos 3 primeiros metros da máquina de lingotamento contínuo, admitindo-se que além desse ponto a remoção de inclusões não é afetada. Supondo ainda uma densidade de 2600 Kg/m^3 e um tamanho de $80\mu\text{m}$ para as inclusões, o índice de remoção de inclusões no molde foi estimado em 10,7%. Isto indica que a maior parte da remoção de inclusões se dá no distribuidor.

5.2.2.2 - Comparação de diferentes modelos matemáticos para o lingotamento contínuo

Foi feita também a comparação de diferentes modelos matemáticos para a solidificação de um aço-carbono na máquina de lingotamento contínuo. Os modelos são os seguintes:

- modelo que considera apenas a transferência de calor por condução, que utiliza a equação (3.1) e uma condutividade térmica no líquido 7 vezes maior que a condutividade térmica do aço, para simular a convecção que ocorre na fase líquida;
- modelo que computa o escoamento de fluidos, além da transferência de calor;
- modelo que computa a segregação do carbono, além do escoamento de fluidos e da transferência de calor.

As condições simuladas são apresentadas nas Tabelas 4.19 e 4.20. Os dois primeiros modelos utilizaram a equação (3.6) para o cálculo da fração de sólidos, enquanto o terceiro modelo utilizou a equação (3.7).

O modelo só com transferência de calor é bidimensional transiente. Nesse caso, a posição ao longo da máquina de lingotamento contínuo é estimada através do produto do tempo pela velocidade de lingotamento. Em termos do método numérico, o modelo utilizou uma malha com 257 pontos ao longo da largura, 65 pontos ao longo da espessura e intervalo de tempo de 0,002s, o que corresponde a cerca de 580.000 pontos ao longo do comprimento do veio. O programa utiliza o método implícito. O fator de relaxação foi de 1,00 e o critério de convergência da temperatura foi de 1°C. Isto é, o cálculo iterativo em cada intervalo de tempo prosseguia até que os valores calculados para as temperaturas de todos os pontos do domínio não diferissem de mais de 1°C da temperatura daquele ponto na iteração anterior. Simulações com diferentes valores para este critério de convergência da temperatura indicam que o valor de 1°C é adequado.

O modelo com transferência de calor e escoamento de fluidos utilizou um fator de relaxação de 0,25 para as velocidades, 0,20 para energia cinética de turbulência e dissipação de energia cinética de turbulência, 0,10 para a viscosidade e temperatura, e 1,00 para a pressão e para o termo fonte da temperatura. Admitiu-se um resíduo máximo

de 0,1% para a equação de balanço de massa, 0,3% para a equação de balanço de energia térmica (temperatura), e 5% para as velocidades. Foi utilizada uma malha com 357 pontos ao longo do comprimento, 65 pontos ao longo da largura e 23 pontos ao longo da espessura. A simulação precisou de cerca de 50.000 iterações para convergir.

Para o modelo com segregação foram utilizados os mesmos valores de fator de relaxação, resíduo máximo e a mesma malha. Adicionalmente, foi utilizado um fator de relaxação de 0,05 para a concentração e 0,30 para o termo fonte da concentração e um resíduo máximo de 1% para a concentração. A simulação também precisou de cerca de 50.000 iterações para convergir.

O primeiro aspecto comparado foi a espessura das camadas pastosa e solidificada em ambas as faces do veio. Esta comparação é apresentada na Figura 5.99 para a face mais larga e na Figura 5.100 para a face mais estreita. Na legenda, a camada pastosa é identificada por CP e camada solidificada por CS. O modelo apenas com transferência de calor é identificado por *term*, o modelo com transferência de calor e escoamento de fluidos é identificado por *fluxo* e o modelo com transferência de calor, escoamento de fluidos e a segregação de carbono é identificado por *segreg*.

Observa-se que o modelo só com transferência de calor tende a indicar uma solidificação mais rápida. Os outros dois modelos dão resultados bem próximos no que diz respeito ao final da solidificação. O modelo com segregação indica um princípio mais tardio da solidificação, levando a uma região pastosa mais estreita. Isto se deve provavelmente ao fato do líquido ficar com uma maior concentração de carbono em função da segregação, o que reduz a temperatura em que principia a solidificação. Pode-se ver ainda que a espessura da camada pastosa para o modelo com segregação apresenta uma oscilação. Esta oscilação deve-se provavelmente ao fato de concentração e fração de sólidos serem fortemente dependentes um do outro. Como elas não são calculadas simultaneamente, tem-se esta oscilação. No caso da camada solidificada, também se observa uma oscilação, mas de menor tamanho. Isto se deve ao fato da variação da fração de sólidos com a temperatura na região da temperatura “solidus” ser bem menor. A espessura da camada pastosa para o modelo com transferência de calor e

escoamento de fluidos entre 0,5 e 1,5 m fica praticamente constante. Isto está provavelmente ligado ao fato da temperatura na superfície da face larga nesta região ser ligeiramente crescente.

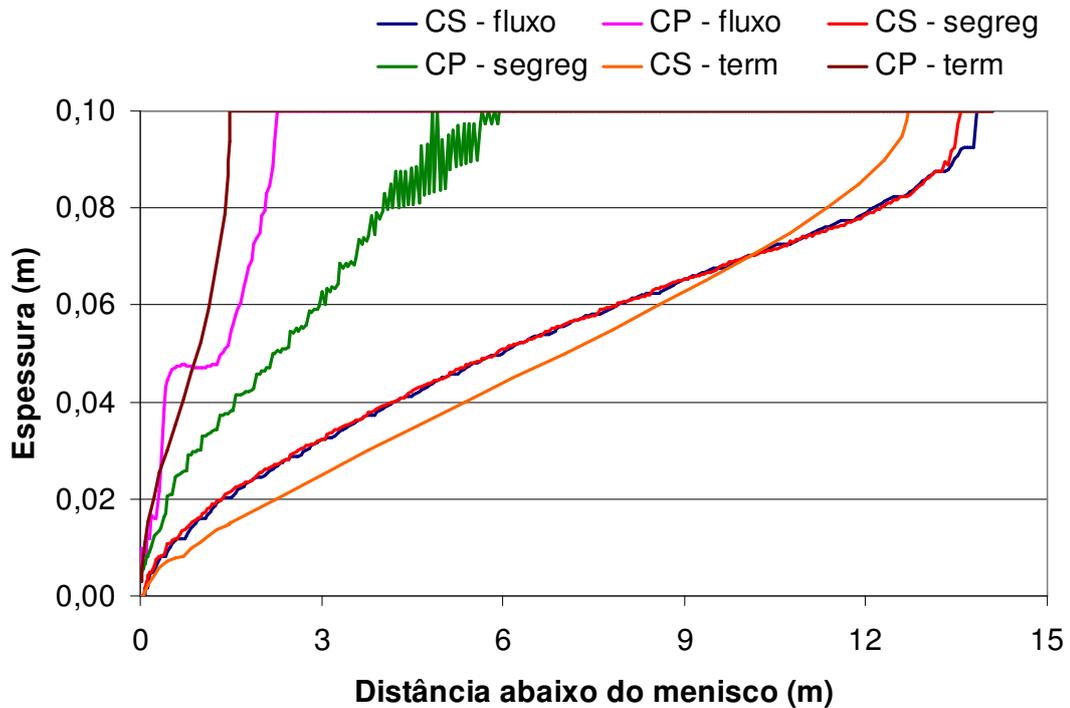


Figura 5.99 - Comparação da espessura das camadas solidificada e pastosa perpendicular à face larga para os diferentes modelos matemáticos.

Na Figura 5.100 são representadas as espessuras das camadas pastosa e solidificada na face estreita até que esta frente de solidificação encontre com a frente de solidificação da face larga.

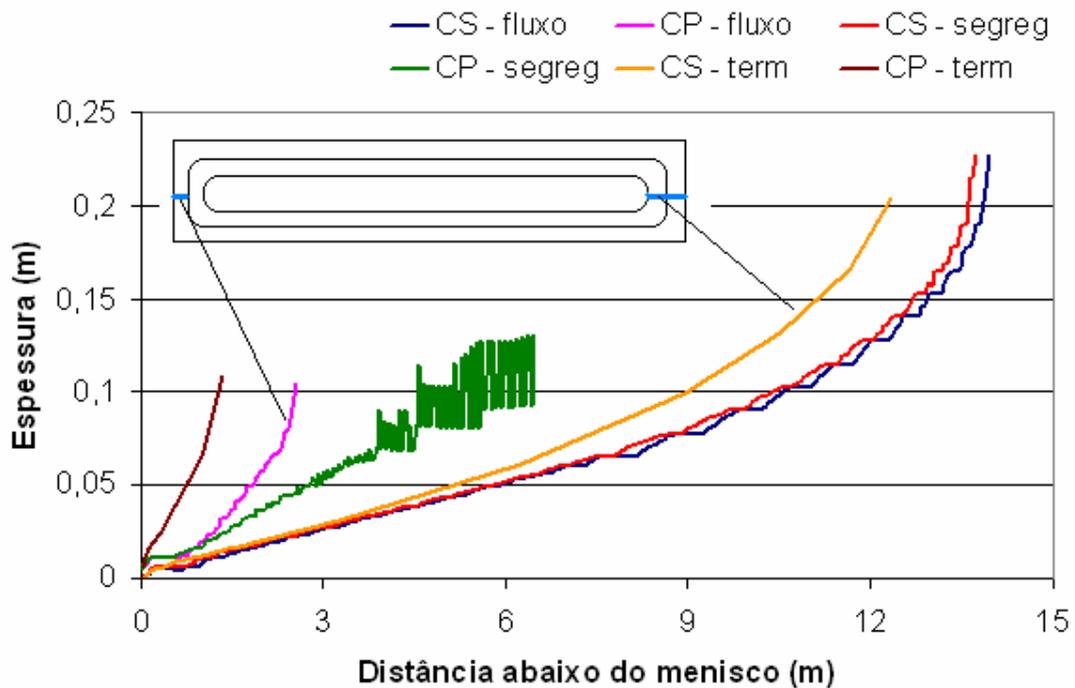


Figura 5.100 - Comparação da espessura das camadas solidificada e pastosa perpendicular à face estreita para os diferentes modelos matemáticos.

Foram comparados para os segundo e terceiro modelos, os perfis de algumas variáveis no plano correspondente a espessura = 0,000m (plano central paralelo à face mais larga). Inicialmente foram analisados os perfis de velocidade, que estão representados nas Figuras 5.101 e 5.102. Observa-se que no modelo com segregação a zona de recirculação penetra mais fundo no veio, o que seria de se esperar, já que anteriormente se verificou que o início da solidificação no modelo com segregação ocorre a distâncias maiores abaixo do menisco.

Nas Figuras 5.103 e 5.104 são comparados os perfis de temperatura para os segundo e terceiro modelos no plano correspondente a espessura = 0,000m (plano central paralelo à face mais larga). Observam-se pequenas diferenças entre os perfis, que são encontradas nos limites da faixa laranja escura (temperaturas entre 1452,5°C e 1365,8°C). Isto deve estar ligado ao fato de no segundo modelo a faixa em questão

representar a zona pastosa, enquanto que no terceiro modelo isto não ocorre, já que as temperaturas “solidus” e “liquidus” variam com a concentração de carbono.

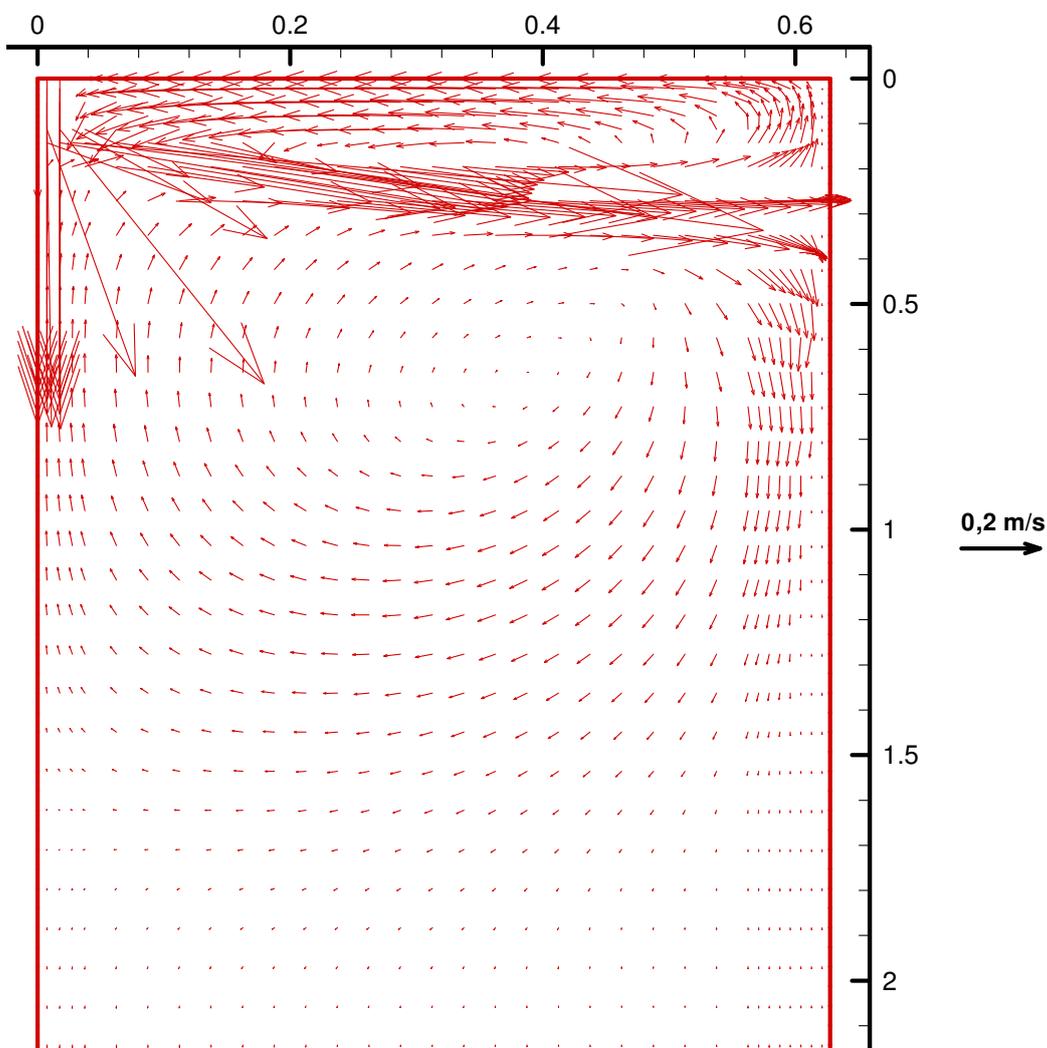


Figura 5.101 - Perfil de velocidades nos primeiros 2m da máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor e escoamento de fluidos.

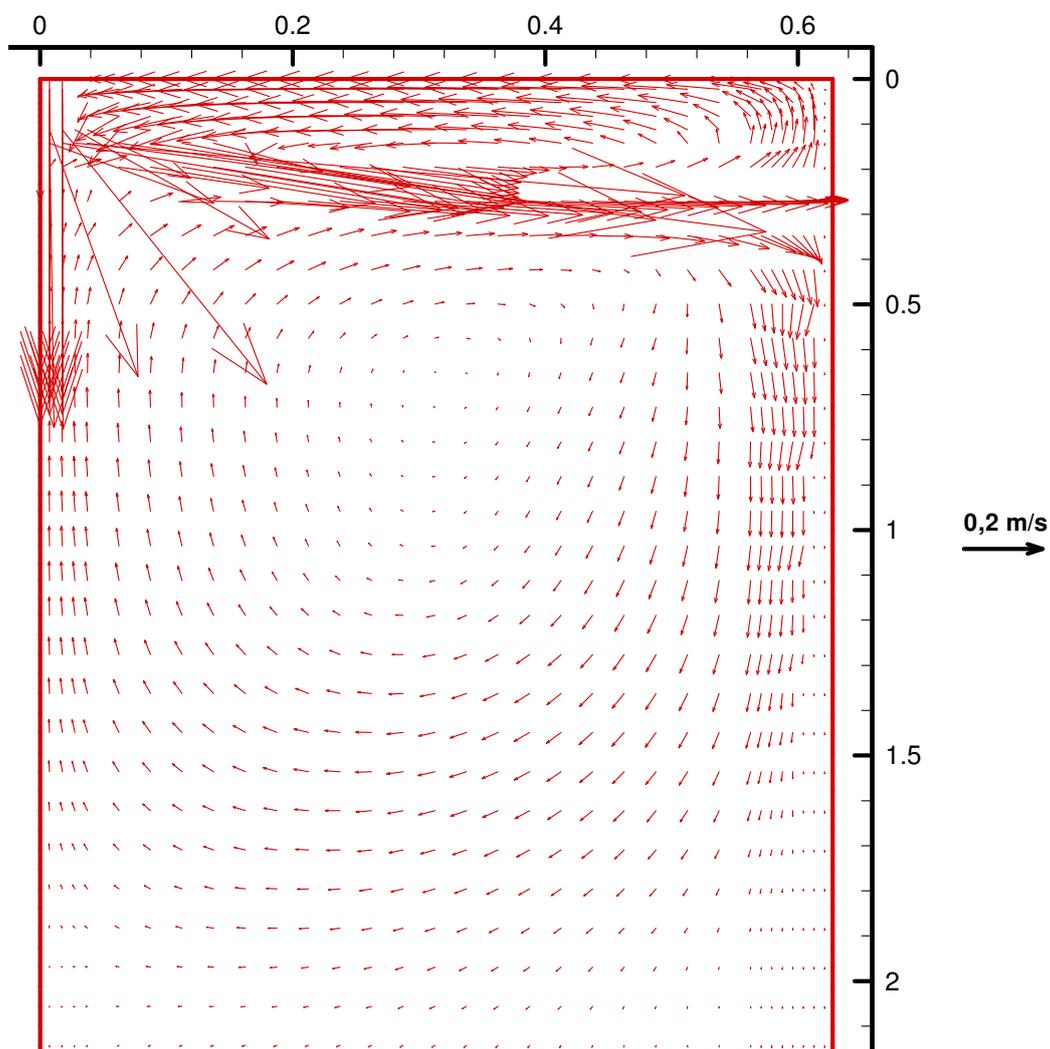


Figura 5.102 - Perfil de velocidades nos primeiros 2m da máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor, escoamento de fluidos e segregação do carbono.

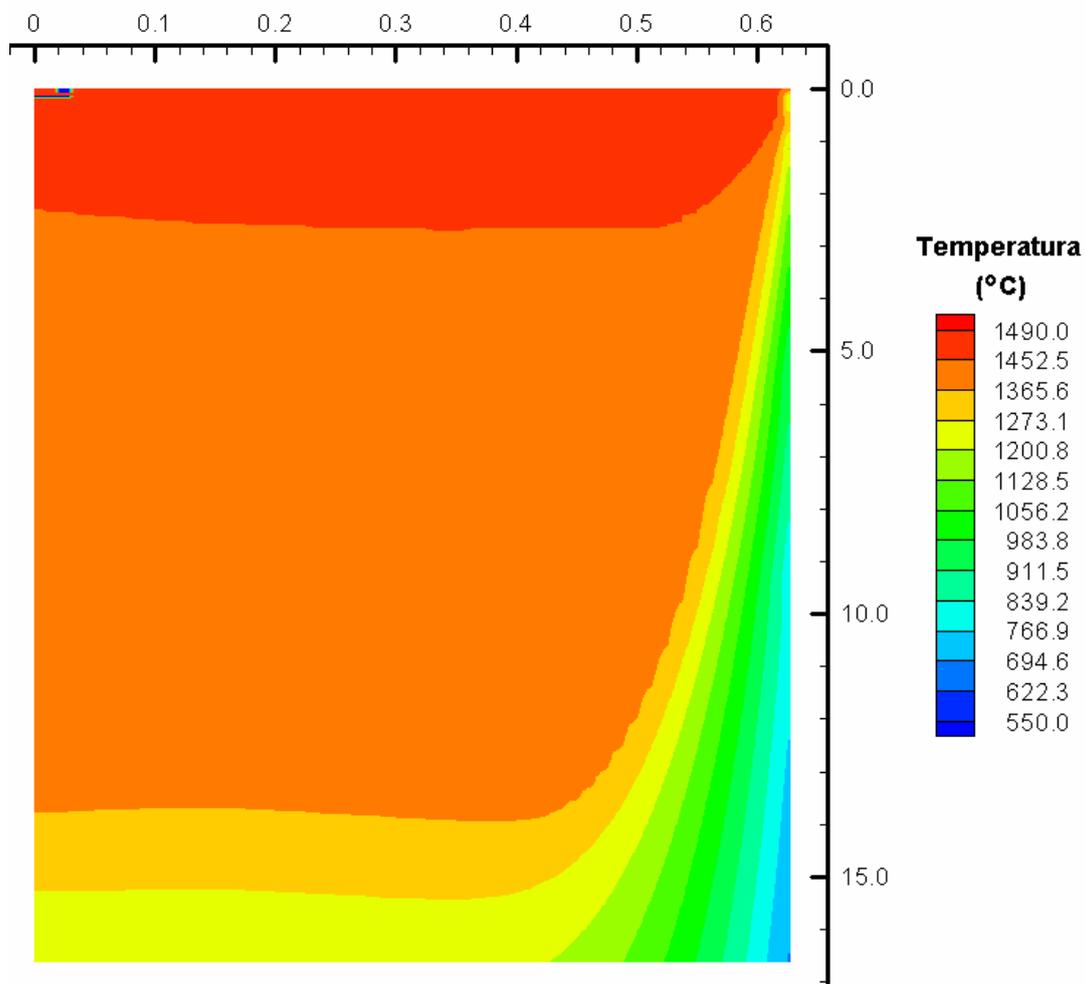


Figura 5.103 - Perfil de temperatura na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor e escoamento de fluidos (temperatura liquidus=1452,5°C e temperatura solidus=1365,6°C).

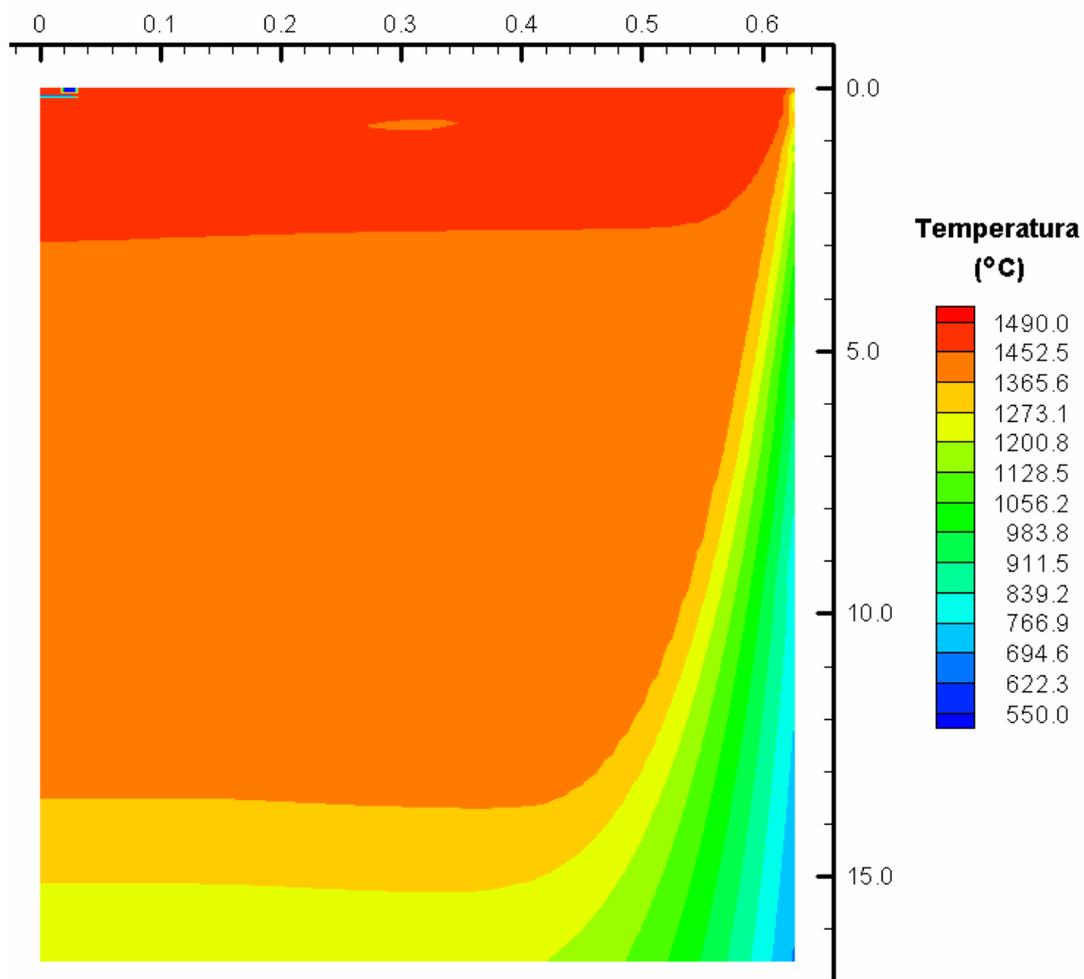


Figura 5.104 - Perfil de temperatura na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor, escoamento de fluidos e segregação do carbono (temperatura liquidus=1452,5°C e temperatura solidus=1365,6°C).

Nas Figuras 5.105 e 5.106 são comparados os perfis de energia cinética de turbulência para os segundo e terceiro modelos, no plano correspondente a espessura = 0,000m (plano central paralelo à face mais larga). No modelo com segregação os perfis de energia cinética de turbulência penetram mais fundo no veio, acompanhando os perfis de velocidade. Na região central do veio têm-se menores valores de energia cinética de turbulência para o modelo com segregação. Aparentemente, como o escoamento está mais direcionado ao fundo, a turbulência na região central do veio é reduzida.

Na Figura 5.107 são mostrados os perfis de concentração adimensional de carbono para o modelo com segregação no plano correspondente a espessura = 0,000m (plano central paralelo à face mais larga). A concentração adimensional é a concentração dividida pela concentração nominal, sendo que a concentração nominal neste caso é de 0,80%. Observa-se que o material que solidifica fica com uma concentração menor que a do material líquido, e a concentração é maior no limite da região pastosa com a região solidificada. Na superfície da região solidificada, a concentração de carbono é igual à nominal. À medida que se vai em direção ao centro, a concentração de carbono cai até 0,74% e depois volta a subir chegando até uma concentração de 0,82%. Cabe registrar o aparecimento de regiões rajadas, principalmente na parte inferior do gráfico. Isto se deve ao mesmo problema que leva à oscilação nos valores de fração de sólidos, já comentado anteriormente.

Na Figura 5.108 tem-se um corte no veio numa região em que ele já está completamente solidificado. Isto permite avaliar como fica a segregação numa placa. Aqui se confirma o observado na figura anterior. A partir da superfície indo em direção ao centro, a concentração de carbono cai e depois volta a crescer. Próximo à quina, um pouco abaixo da superfície, encontra-se a região onde a concentração de carbono é mínima. A concentração de carbono é máxima na região central do veio, onde o soluto se acumulou e a solidificação se deu por último.

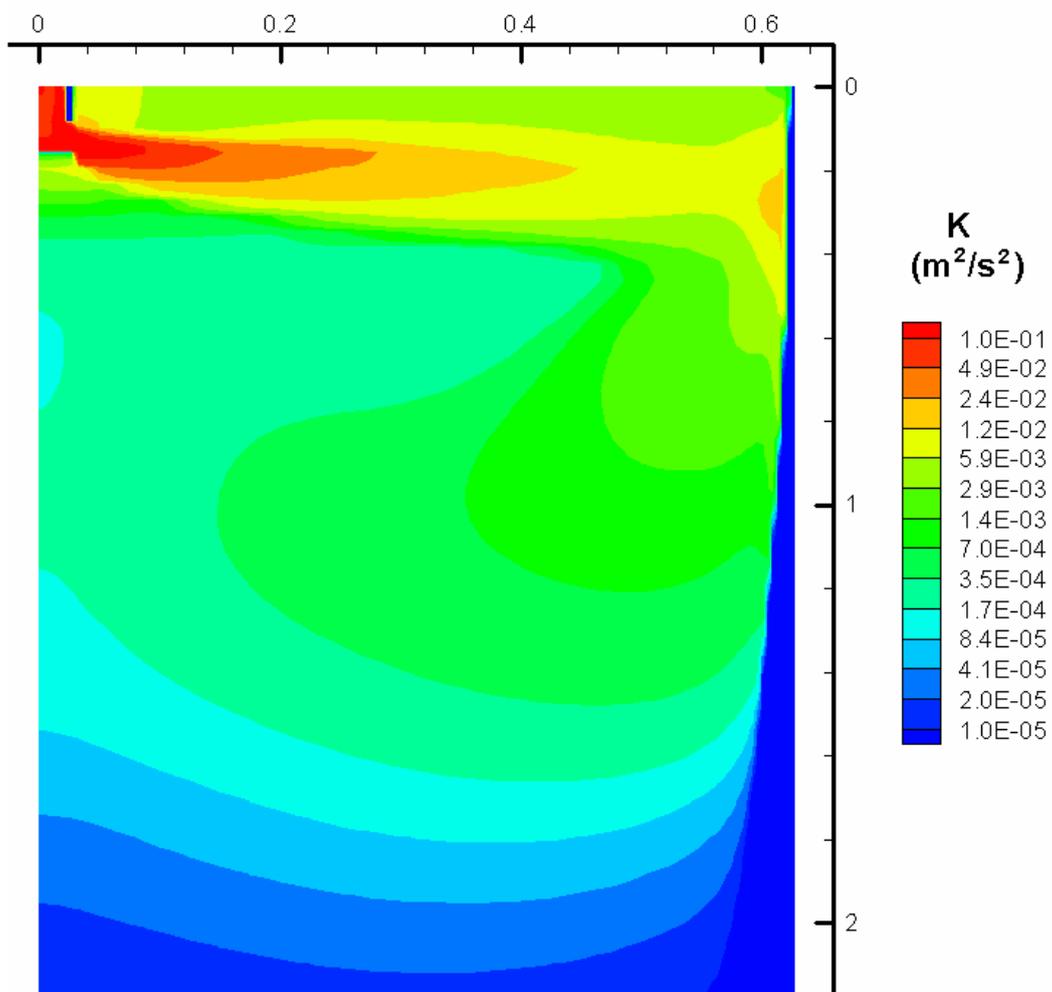


Figura 5.105 - Perfil de energia cinética de turbulência na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor e escoamento de fluidos.

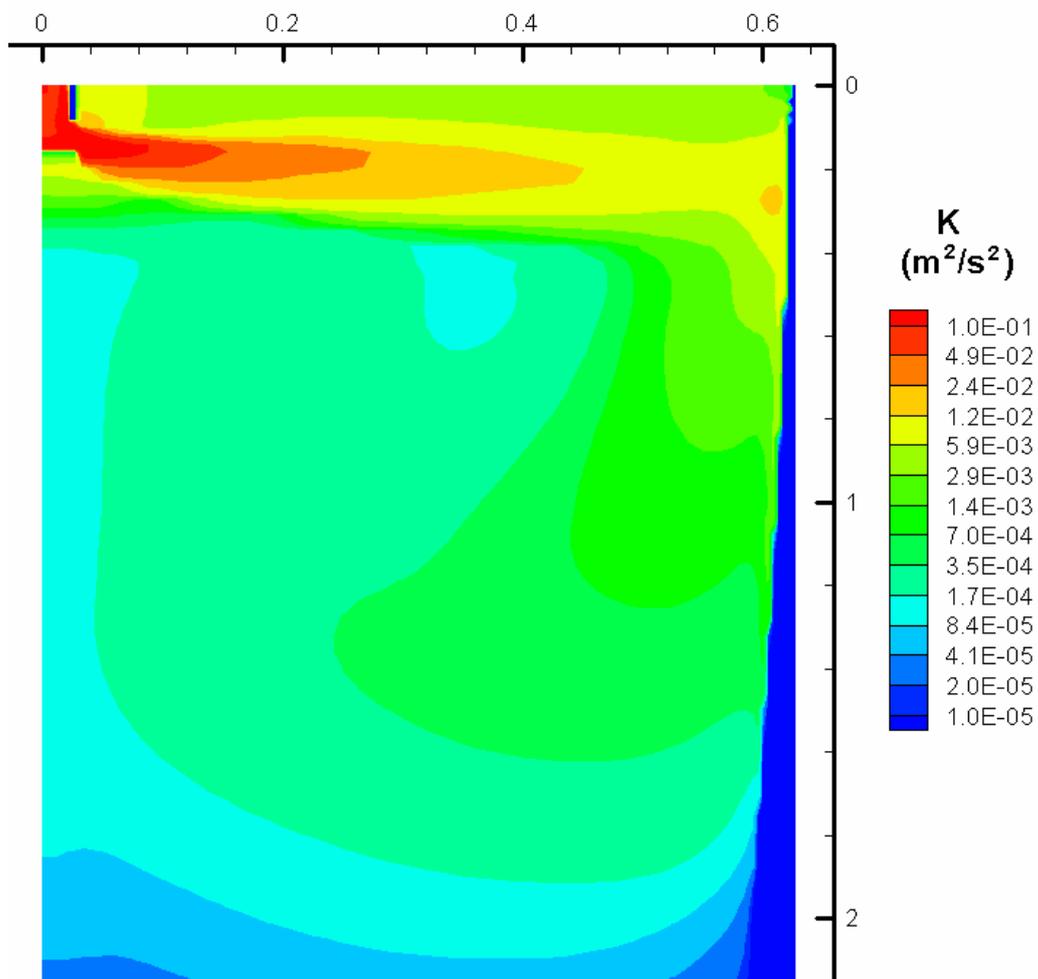


Figura 5.106 - Perfil de energia cinética de turbulência na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor, escoamento de fluidos e segregação do carbono.

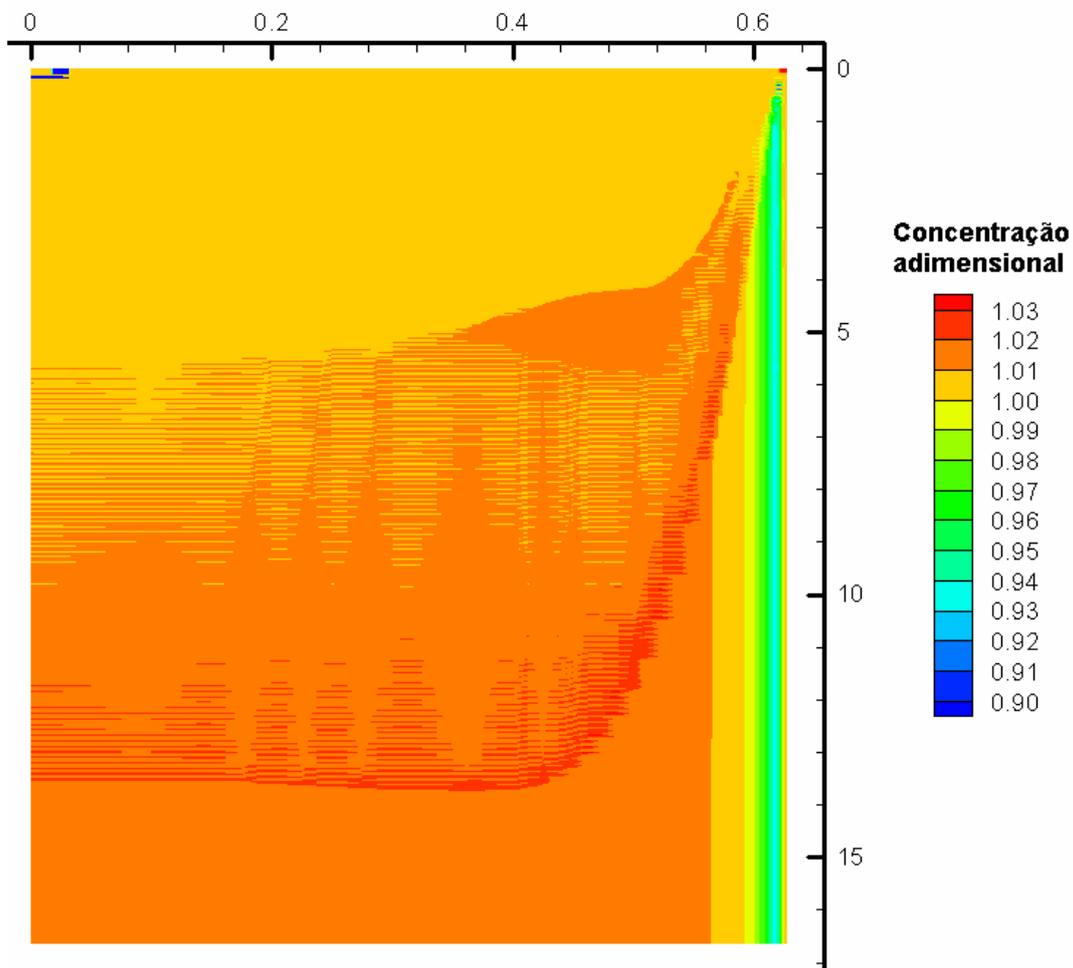


Figura 5.107 - Perfil de concentração adimensional de carbono na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a espessura = 0,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor, escoamento de fluidos e segregação do carbono.

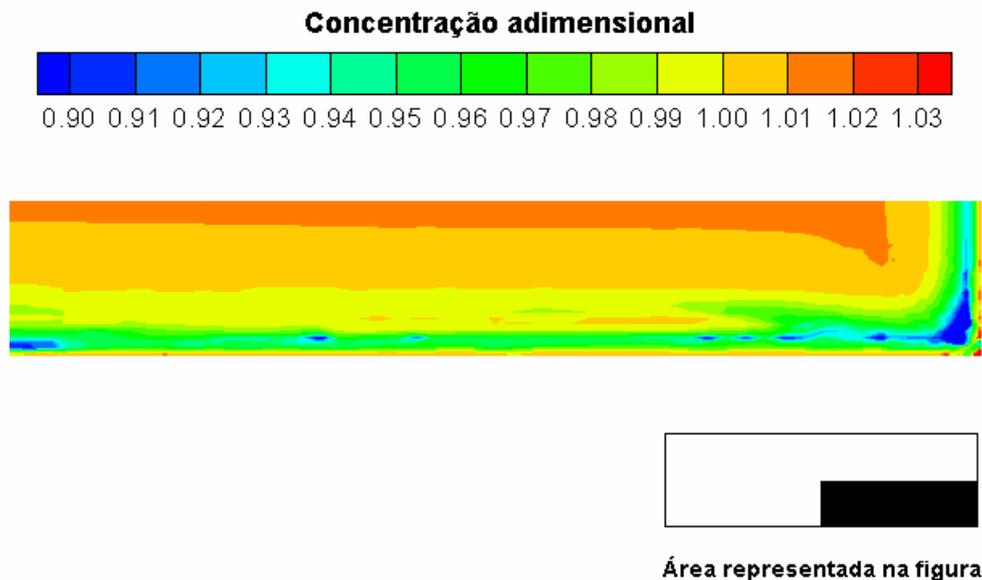


Figura 5.108 - Perfil de concentração adimensional de carbono na máquina de lingotamento contínuo, no plano correspondente a comprimento = 15,000m, segundo o modelo que considera transferência de calor, escoamento de fluidos e segregação do carbono.

Para comparar com estes resultados, tem-se o trabalho de Yang et alii⁽²⁸⁾, que encontrou, para um aço com 0,3% C, a uma distância de 4m do menisco, concentrações adimensionais que variam entre 0,8 a 1,2. Indo do centro do veio para o centro da face mais larga, tem-se no primeiro terço uma concentração adimensional pouco maior que 1,0, e a partir daí a concentração adimensional varia bastante, ficando entre 0,8 e 1,2, mas de uma forma geral com uma concentração adimensional menor do que 1,0. Os resultados de Yang et alii não diferem de forma significativa do que se observa nas Figuras 5.107 e 5.108.

5.2.2.3 - Estudo do efeito do ângulo da porta da válvula submersa

Neste estudo procurou-se verificar o efeito no escoamento de fluidos e na espessura da camada solidificada de diferentes ângulos da porta da válvula submersa. Foram testados os seguintes ângulos: -20, 0 e 20 graus. Uma inclinação negativa representa um fluxo

para cima, na direção da superfície líquida. As condições simuladas são apresentadas nas Tabelas 4.21 e 4.22. Foram simulados apenas os 5,5m iniciais da máquina de lingotamento contínuo, pois as simulações anteriores indicavam que na posição final simulada a velocidade do fluido em toda a seção é igual à velocidade de lingotamento.

Em termos do método numérico, nas simulações utilizou-se um fator de relaxação de 0,30 para as velocidades, 0,20 para energia cinética de turbulência, dissipação de energia cinética de turbulência e temperatura, 0,10 para a viscosidade, 1,00 para a pressão e para o termo fonte da temperatura. Admitiu-se um resíduo máximo de 0,1% para as equações de balanço de massa e balanço de energia térmica (temperatura), e 5% para as velocidades. Foi utilizada uma malha com 137 pontos ao longo do comprimento, 66 pontos ao longo da largura e 23 pontos ao longo da espessura. A simulação exigiu cerca de 30.000 iterações.

Nas Figuras 5.109, 5.110 e 5.111 são apresentados os perfis de velocidades no plano central do veio (posição na espessura = 0,000m) nos primeiros 1,5 metros da máquina de lingotamento, respectivamente para as simulações com ângulo de entrada do 0°, 20° e -20°. São mostrados ainda detalhes dos perfis de velocidades na região superior do molde. Na Figura 5.109 observa-se que são formadas duas zonas de recirculação de aço. Uma acima e outra abaixo do jato de aço. A primeira bem menor do que a segunda. Na simulação com ângulo de entrada de 20°, o jato de metal atinge a parede num ponto um pouco mais baixo e com menor velocidade, comparada com a simulação com ângulo de entrada nulo. Assim a zona de recirculação superior fica um pouco maior e a zona de recirculação inferior penetra em regiões mais inferiores do veio. Na simulação com ângulo de entrada de -20°, o jato de metal vai em direção à superfície do líquido no molde e atinge a parede num ponto um pouco mais alto, comparada com a simulação com ângulo de entrada nulo. Neste caso, a zona de recirculação superior praticamente desaparece e a zona de recirculação inferior penetra menos no veio.

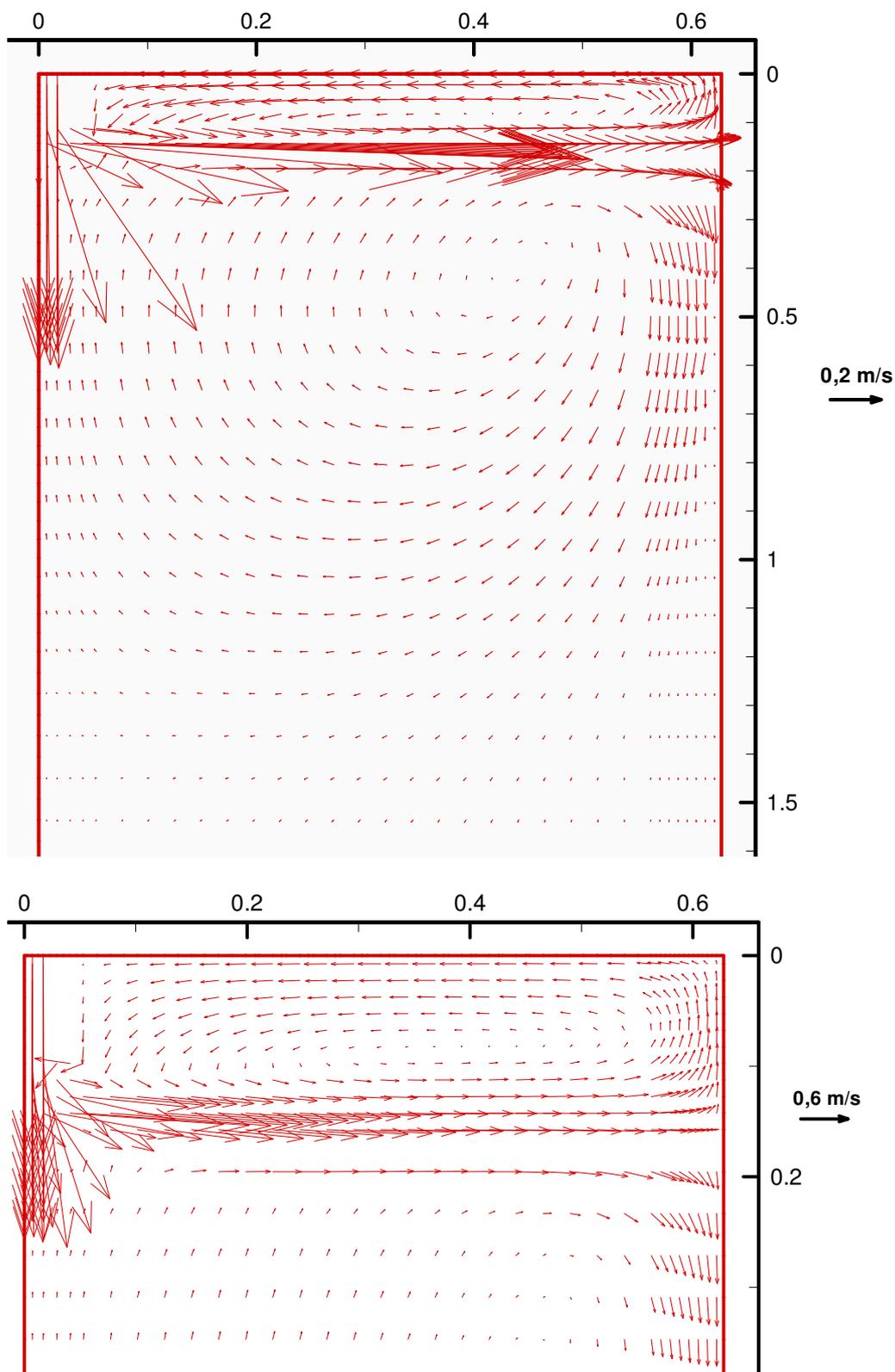


Figura 5.109 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0000m para a simulação com ângulo de entrada nulo.

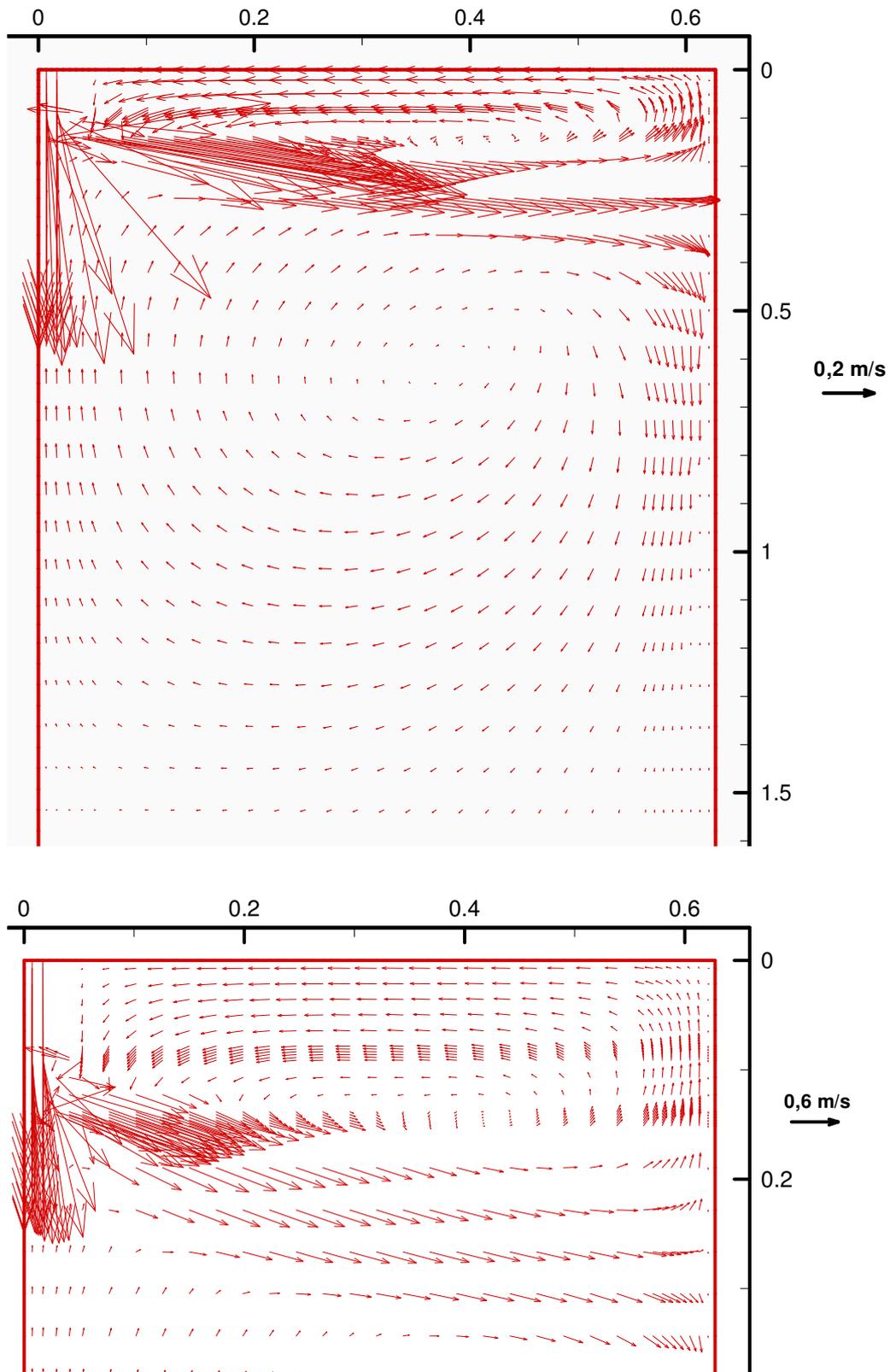


Figura 5.110 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0000m para a simulação com ângulo de entrada positivo.

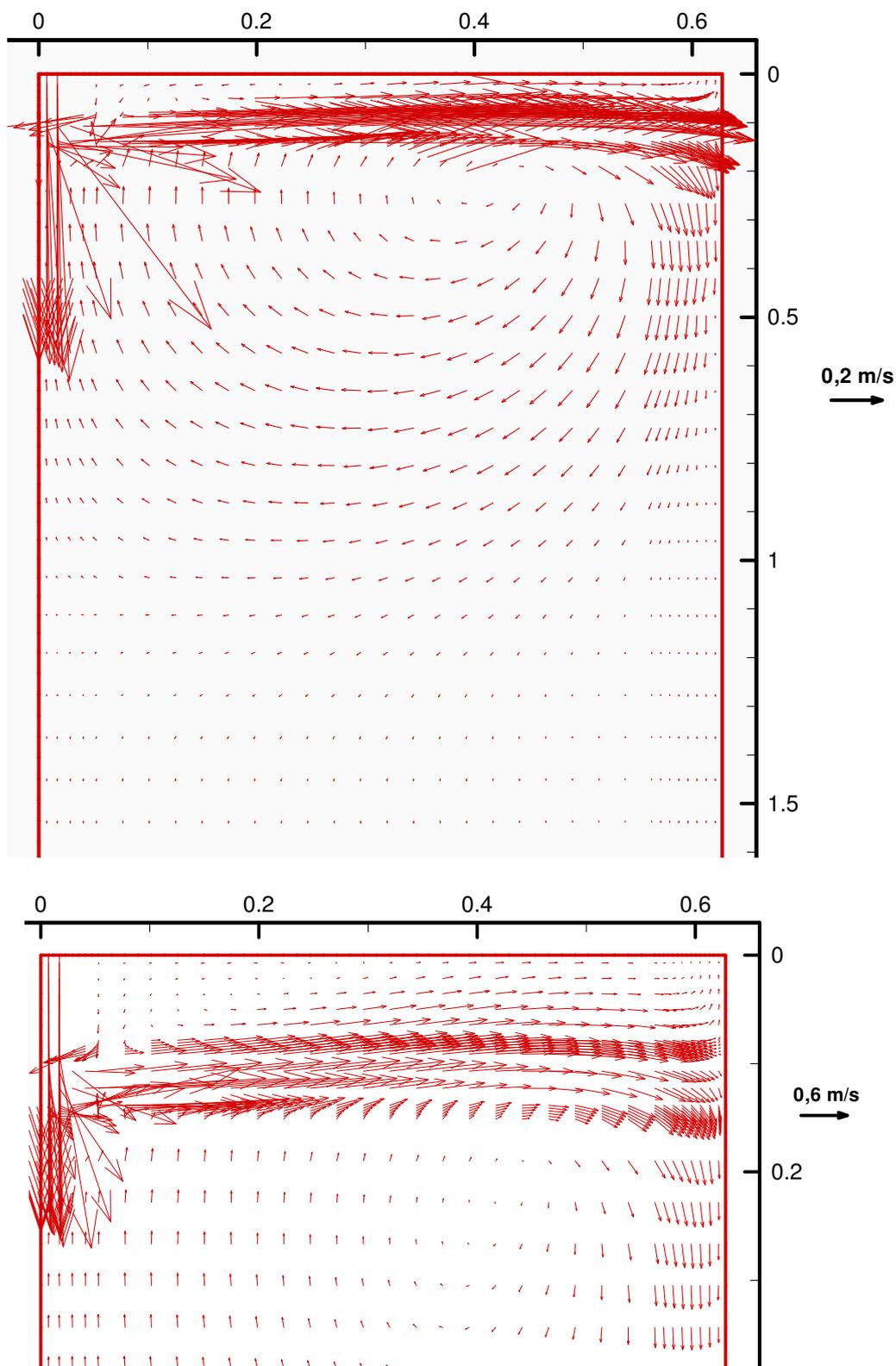


Figura 5.111 - Perfil de velocidades no plano da posição na espessura = 0,0000m para a simulação com ângulo de entrada negativo.

A Figura 5.112 mostra o detalhe das velocidades nas proximidades da válvula submersa para as três situações simuladas. A Figura 5.113 mostra os perfis de velocidade na válvula submersa para três diferentes ângulos da porta da válvula submersa, num trabalho feito por Thomas et alii⁽³⁷⁾. Comparando as duas figuras, observam-se as mesmas tendências. Na região superior da porta da válvula submersa, o fluxo de metal vai na direção do interior da válvula submersa, e na região inferior da porta da válvula submersa tem-se o metal saindo da válvula submersa. Aqui se confirma que o jato de metal não segue exatamente o ângulo da porta da válvula submersa, tendendo a seguir um ângulo um pouco maior do que o da porta da válvula submersa.

A Figura 5.114 mostra o gráfico da pressão no centro da face estreita ao longo do comprimento do veio. No caso do ângulo da porta da válvula submersa nulo, o ponto de pressão máxima está a 15cm do menisco. No caso do ângulo positivo, o ponto de pressão máxima está a 30cm do menisco. No caso do ângulo negativo, o ponto de pressão máxima está a 10cm do menisco. Observa-se ainda que este valor da pressão máxima é menor no caso do ângulo positivo e maior no caso do ângulo nulo, quando o jato de entrada vai direto em direção à parede do molde. Estes resultados confirmam o que já havia sido observado nas Figuras 5.109 a 5.111. A direção do jato de entrada não segue o ângulo da porta da válvula submersa, apesar de ser influenciado por ele.

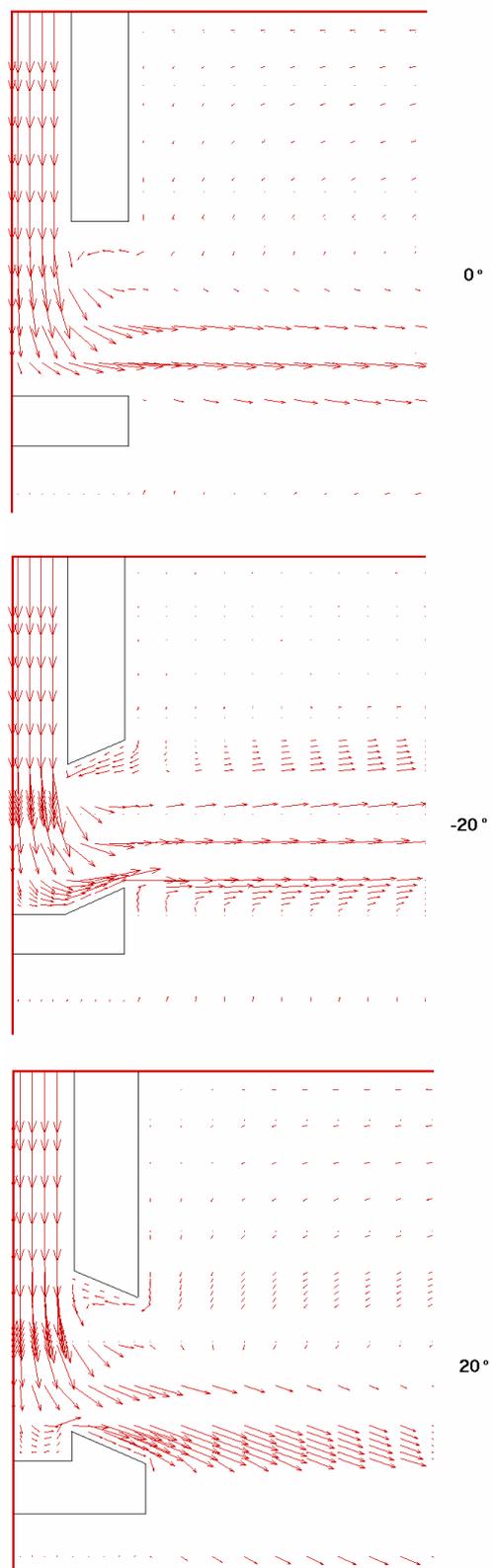


Figura 5.112 – Perfis de velocidade junto à válvula submersa para diferentes ângulos da porta da válvula submersa.

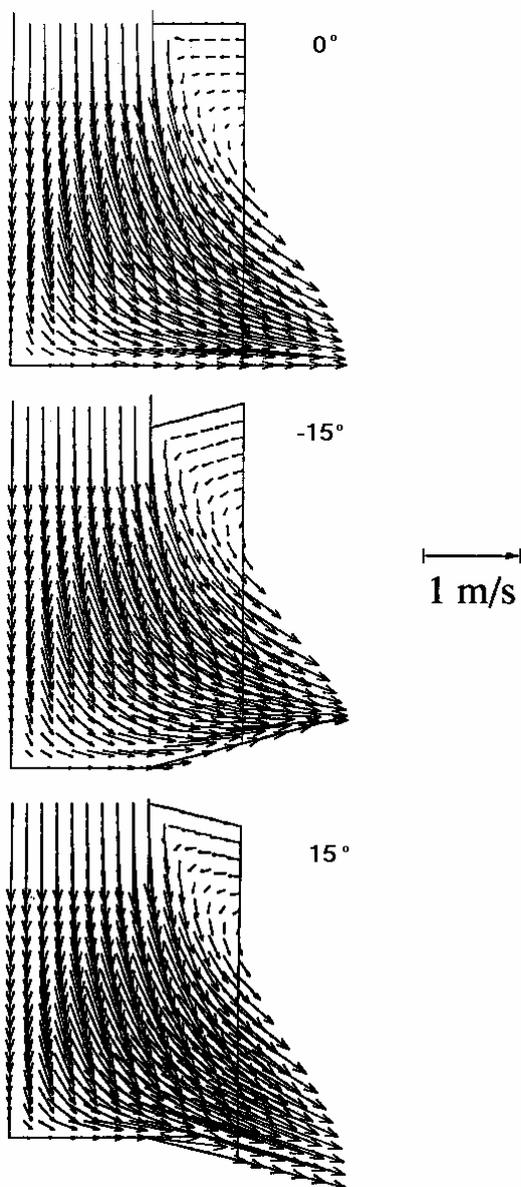


Figura 5.113 – Perfis de velocidade na válvula submersa para diferentes ângulos da porta da válvula submersa, segundo Thomas et alii⁽³⁷⁾.

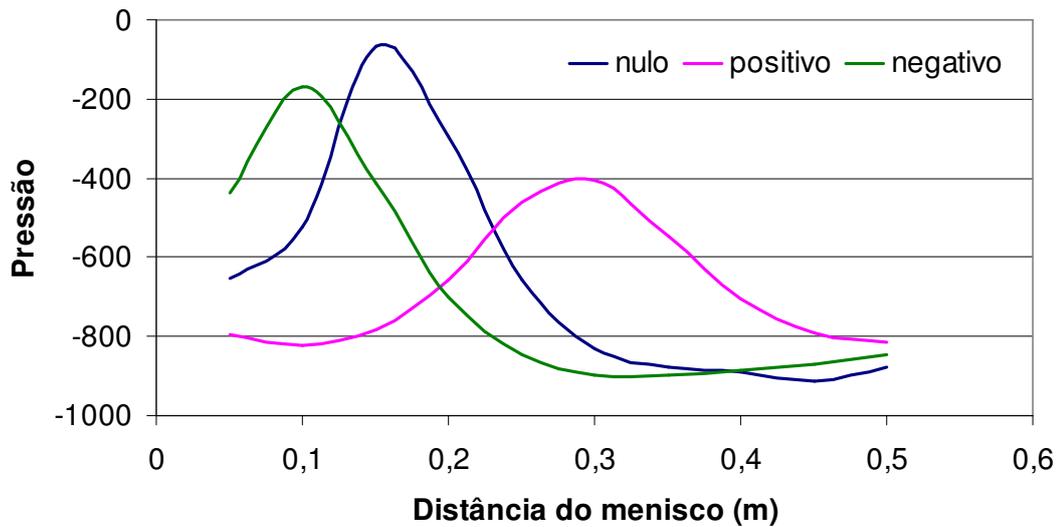


Figura 5.114 - Variação da pressão no centro da face estreita ao longo do comprimento do veio para diferentes ângulos da porta da válvula submersa.

Com relação à temperatura, observa-se que o ângulo de entrada do jato de metal no molde afeta os perfis térmicos apenas na região superior da máquina de lingotamento contínuo. Isto pode ser visualizado através das Figuras 5.115, 5.116 e 5.117, onde são apresentados os perfis de temperaturas, no plano correspondente à posição na espessura igual a 0,0544m, até uma profundidade de 5,5m na máquina de lingotamento, para as simulações com ângulo da porta de 0° , 20° e -20° respectivamente. Foi considerado este corte, pois nele há uma grande variação de temperatura ao longo de toda a largura do veio. A região acima da temperatura “liquidus” se estende até 1,6m abaixo do menisco para o ângulo de entrada positivo, enquanto que, para os ângulos de entrada nulo e negativo, esta região se estende até cerca de 1,2m abaixo do menisco.

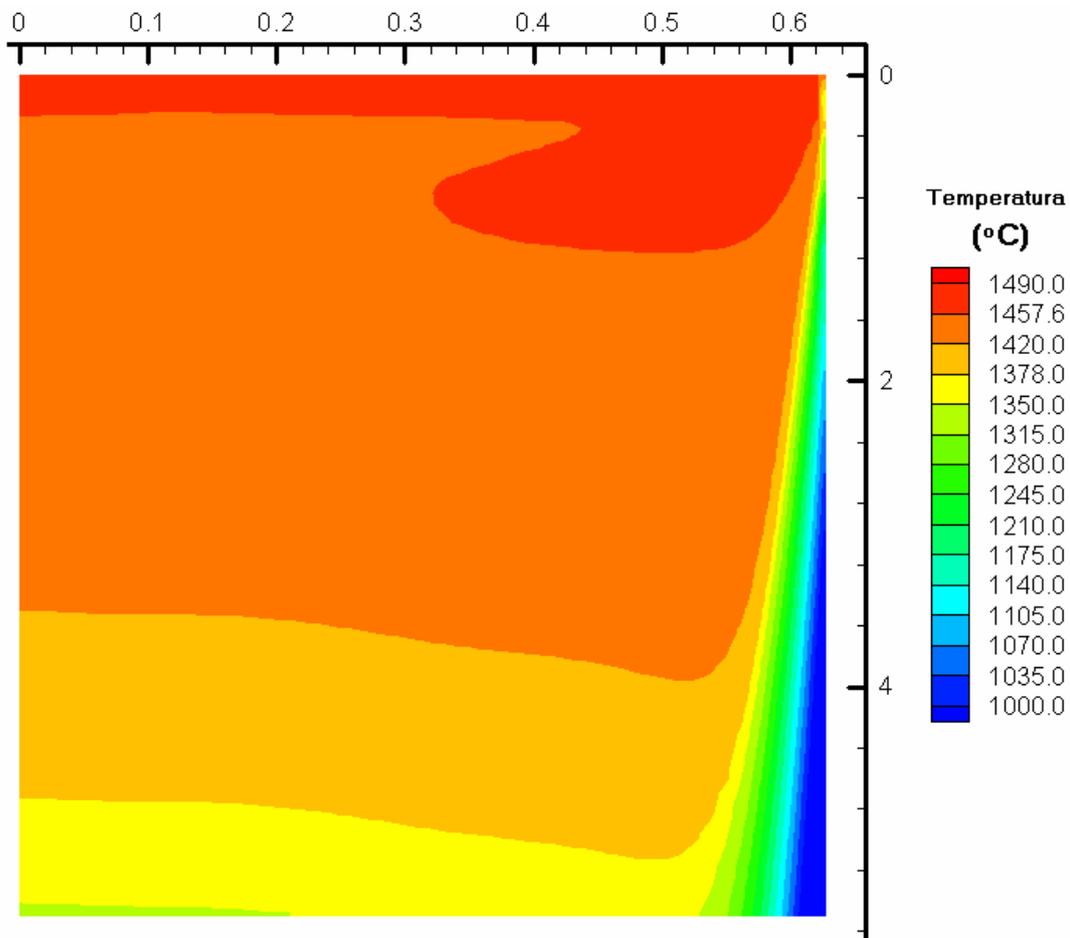


Figura 5.115 - Perfil de temperaturas no plano da posição na espessura = 0,0544m para a simulação com ângulo de entrada nulo (temperatura liquidus=1457,6°C e temperatura solidus=1378,0°C).

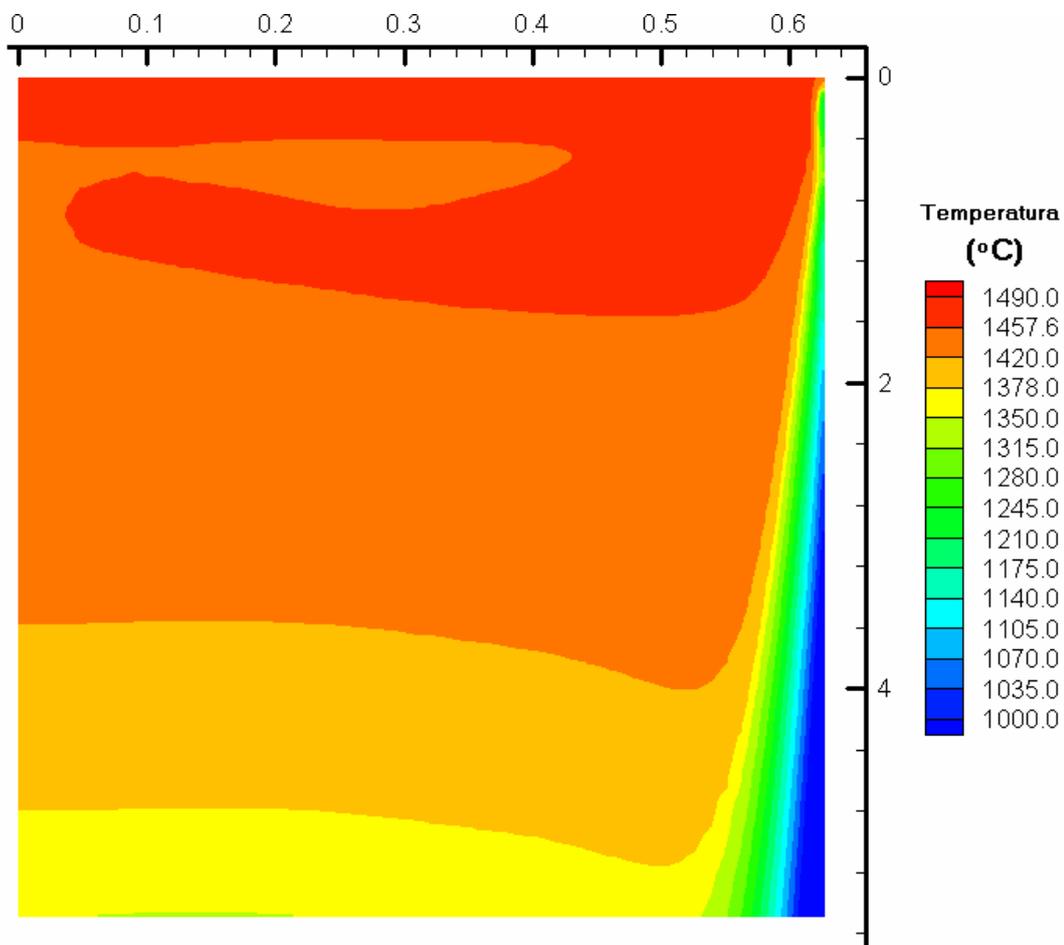


Figura 5.116 - Perfil de temperaturas no plano da posição na espessura = 0,0544m para a simulação com ângulo de entrada positivo (temperatura liquidus=1457,6°C e temperatura solidus=1378,0°C).

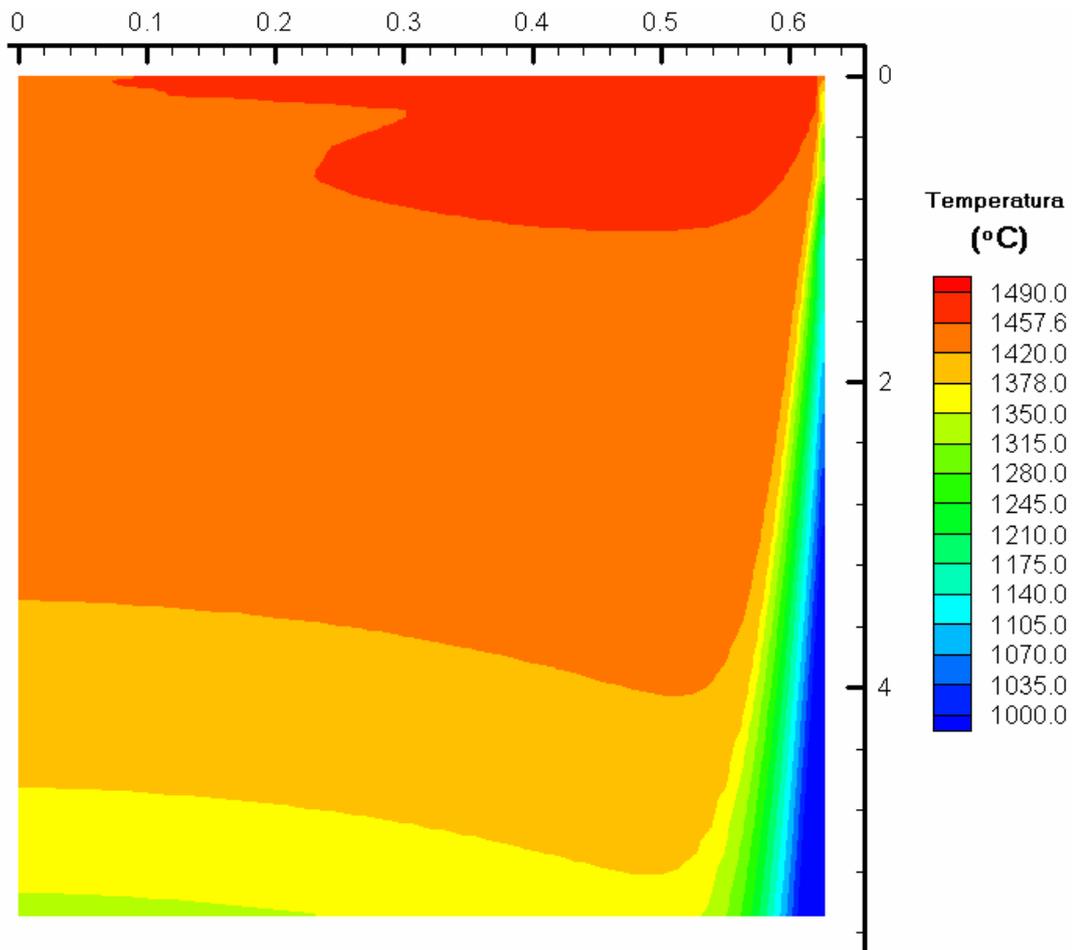


Figura 5.117 - Perfil de temperaturas no plano da posição na espessura = 0,0544m para a simulação com ângulo de entrada negativo (temperatura liquidus=1457,6°C e temperatura solidus=1378,0°C).

Nas Figuras 5.118, 5.119 e 5.120 são apresentados os perfis de energia cinética de turbulência na superfície do metal no molde (posição no comprimento = 0,000m), para as simulações com ângulo de entrada do 0°, 20° e -20°, respectivamente. Observa-se que, quando o ângulo de entrada é de 20°, a turbulência na superfície é menor do que nos outros dois casos. Quando o ângulo de entrada é de -20°, a turbulência é maior na região mais próxima da parede mais estreita e menor na região mais próxima da válvula submersa, em comparação com a situação com ângulo de entrada nulo. Isto significa que há uma maior possibilidade de captação de pó fluxante pelo metal quando o ângulo da porta da válvula submersa é negativo.

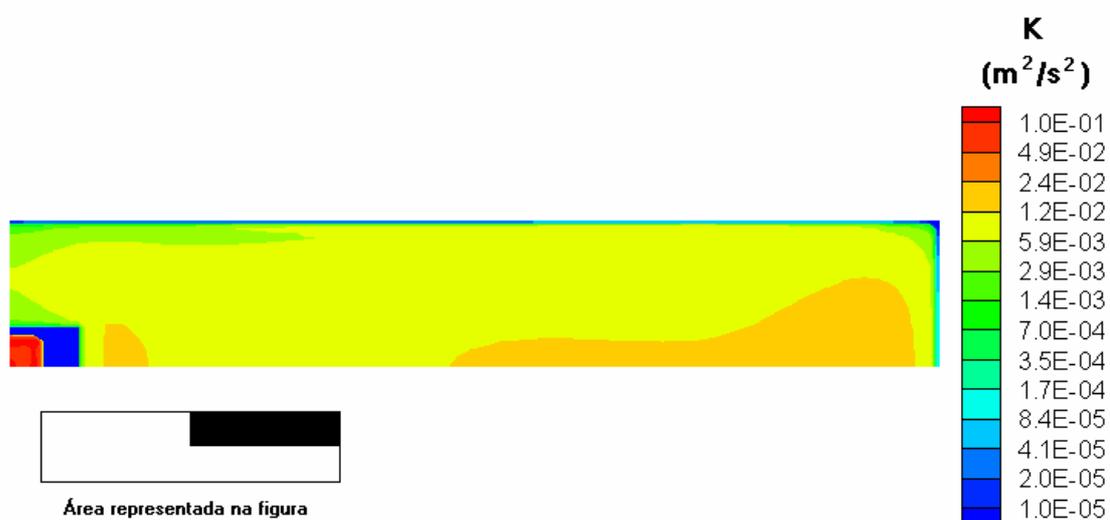


Figura 5.118 - Perfil de energia cinética de turbulência na superfície do metal no molde para a simulação com ângulo de entrada nulo.

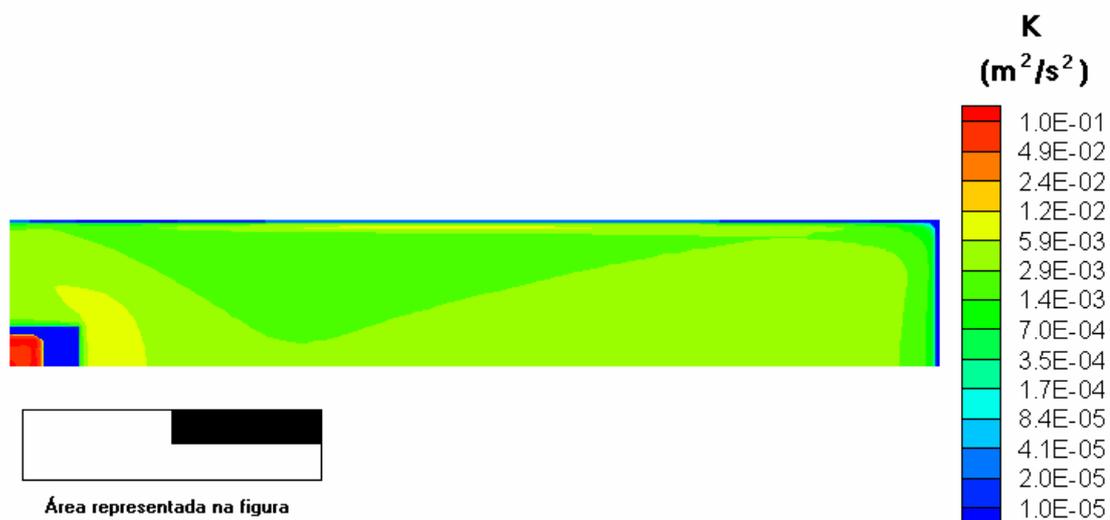


Figura 5.119 - Perfil de energia cinética de turbulência na superfície do metal no molde para a simulação com ângulo de entrada positivo.

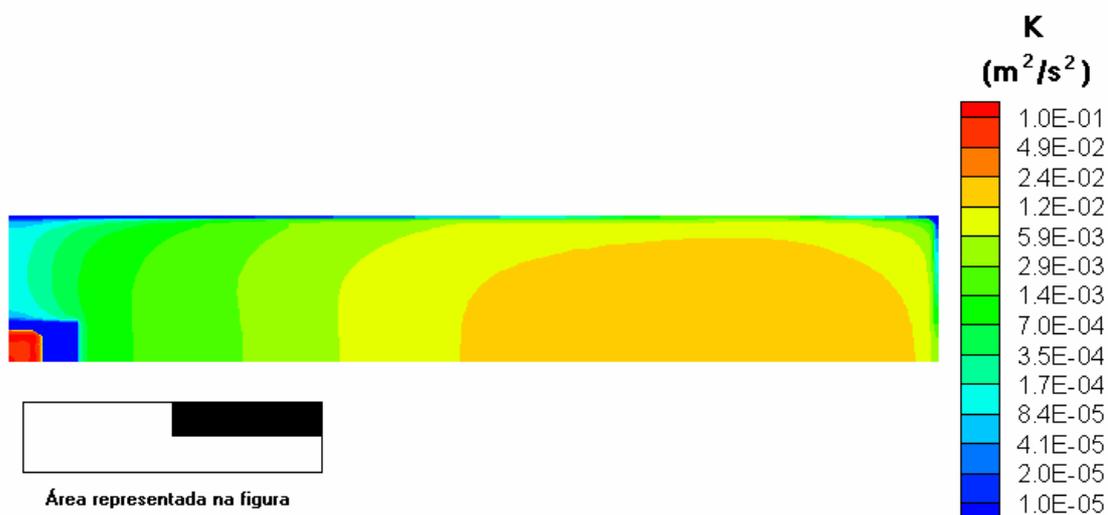
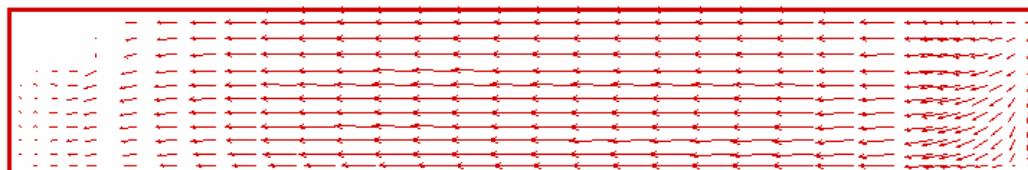


Figura 5.120 - Perfil de energia cinética de turbulência na superfície do metal no molde para a simulação com ângulo de entrada negativo.

Outra forma de avaliar a possibilidade de captação de pó fluxante é através do critério que estabelece que a captação se dá para velocidades superficiais superiores a 0,3 m/s. Os perfis de velocidade superficiais para os casos com ângulos de entrada de 0°, 20° e -20° estão, respectivamente, nas Figuras 5.121, 5.122 e 5.123. Quando o ângulo da porta da válvula submersa é negativo, as velocidades superficiais estão sempre menores que 0,3 m/s, indicando que não existe risco de captação de pó fluxante. Quando o ângulo da porta da válvula submersa é nulo ou positivo têm-se velocidades aparentemente ainda menores que 0,3 m/s, mas já bem próximas de 0,3 m/s. Nestes dois casos as chances de captação de pó fluxante são maiores.

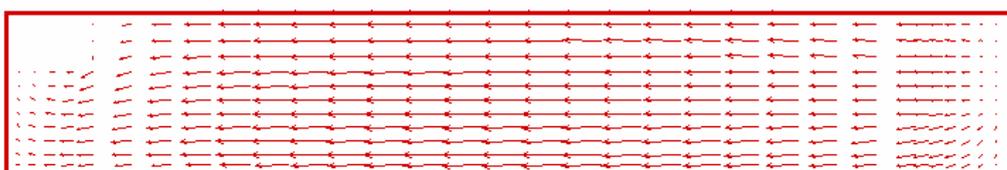


0,3 m/s



Área representada pela figura

Figura 5.121 - Perfil de velocidades superficiais para a simulação com ângulo de entrada nulo.



0,3 m/s



Área representada pela figura

Figura 5.122 - Perfil de velocidades superficiais para a simulação com ângulo de entrada positivo.



0,3 m/s



Área representada pela figura

Figura 5.123 - Perfil de velocidades superficiais para a simulação com ângulo de entrada negativo.

Outro parâmetro que se pode comparar é a espessura das camadas pastosa e solidificada em ambas as faces do veio. Esta comparação é apresentada na Figura 5.124 para a face mais larga e na Figura 5.125 para a face mais estreita, para uma distância de até 2m abaixo do menisco. Na legenda, a camada pastosa é identificada por CP e camada solidificada por CS.

A camada solidificada na face mais larga praticamente independe do ângulo de entrada. A camada pastosa na face mais larga é mais espessa para o ângulo de entrada negativo, e menos espessa para o ângulo de entrada positivo. Isto se deve ao fato da recirculação de aço levar um maior volume de aço mais quente até o centro da face mais larga. A influência do ângulo de entrada sobre a espessura da camada pastosa é maior no primeiro 1m e vai se tornando pouca significativa à medida que se distancia do menisco.

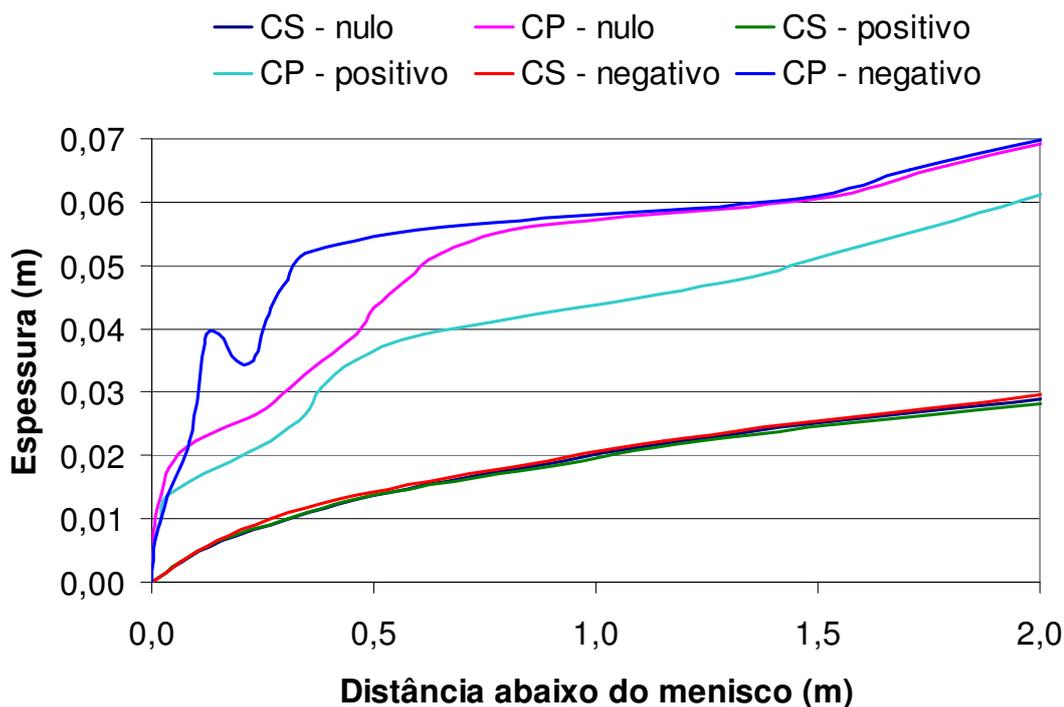


Figura 5.124 - Comparação da espessura das camadas solidificada e pastosa na face mais larga para diferentes ângulos de entrada da abertura da válvula submersa.

Na face mais estreita, a camada solidificada é menos espessa para o ângulo de entrada negativo, e mais espessa para o ângulo de entrada positivo. A partir de uma distância de 1m do menisco, a influência do ângulo de entrada praticamente desaparece. Na região do molde, a camada pastosa na face mais estreita é mais espessa para o ângulo de entrada positivo, e menos espessa para o ângulo de entrada negativo. Próximo à saída do molde, há uma inversão desta tendência por cerca de 1m e, em seguida, a espessura da camada pastosa tende a se tornar a mesma para os diferentes ângulos de entrada. A maior espessura das camada solidificada e pastosa para o ângulo de entrada positivo se deve ao fato do jato de metal percorrer um maior caminho até chegar à parede, o que faz com que o calor contido no jato se distribua numa maior região e o aporte térmico à parede seja menor, permitindo uma maior solidificação. O fato deste jato estar mais direcionado para baixo explica a inversão que se observa na espessura da camada pastosa.

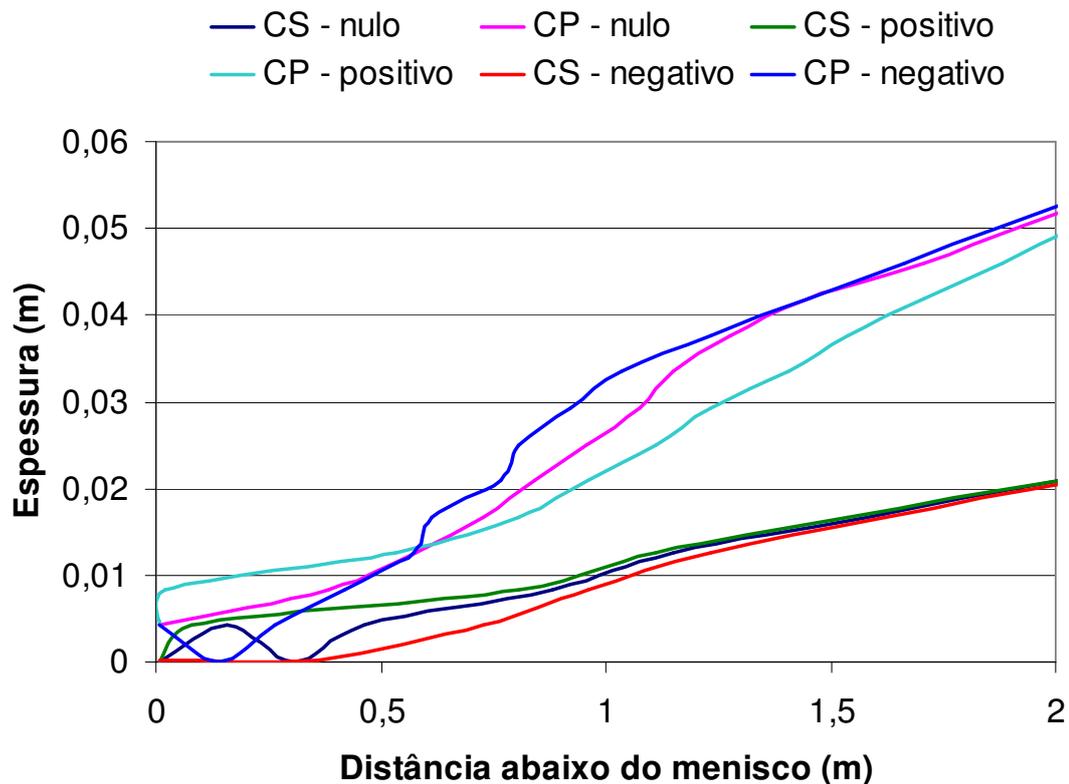


Figura 5.125 - Comparação da espessura das camadas solidificada e pastosa na face mais estreita para diferentes ângulos de entrada da abertura da válvula submersa.

Comparando as Figuras 5.124 e 5.125, observa-se que as camadas solidificada e pastosa são mais espessas na face mais larga, o que é explicado pelo fato do jato de metal estar direcionado para a face mais estreita.

Finalmente, comparando os diferentes ângulos da porta da válvula submersa, pode-se dizer que o ângulo positivo é o mais adequado, quando se considera a espessura da camada solidificada. Do ponto de vista da captação de pó fluxante, os critérios avaliados não foram concordantes. Adotando-se o critério da velocidade superficial, o ângulo negativo é o melhor, entretanto, adotando-se o critério da turbulência, o ângulo positivo é o mais adequado. Outro aspecto, que não chegou ser analisado, mas que deve ser avaliado, é o efeito do ângulo da porta da válvula submersa no caso da transição entre dois tipos de aço. É de se esperar que uma maior zona de recirculação implique numa maior quantidade de descarte, assim, sob este aspecto, o ângulo negativo é o mais adequado.

5.3 - Transição Entre Dois Tipos de Aço

Neste ítem serão apresentados e discutidos os resultados relativos ao processo de transição na troca de um aço por outro no distribuidor e na máquina de lingotamento contínuo, em que foram comparados dois modelos: o modelo 1, mais simples e baseado num modelo de Huang e Thomas⁽⁵⁴⁾, e o modelo 2, mais completo e que deve representar melhor o fenômeno, proposto e desenvolvido neste trabalho. O objetivo é então verificar a adequação do modelo 1, além de estimar a posição e tamanho da placa a ser descartada utilizando os dados da Acesita.

Nos submodelos de misturamento no veio e de distribuição de concentrações na placa, o modelo 1 utilizou um intervalo de tempo de 0,5s. A zona de difusão no lingotamento contínuo, definida no ítem 3.4.5, foi dividida em 900 intervalos iguais. Sua extensão é o comprimento metalúrgico diminuído da soma dos comprimentos das zonas de misturamento. Para os comprimentos das zonas de misturamento do lingotamento contínuo, também definidas no ítem 3.4.5, foram testados vários pares de valores. Partiu-se do par de valores sugerido por Huang e Thomas, 1,5m e 1,5m, e estes foram

sendo modificados, buscando chegar aos resultados encontrados pelo modelo 2. O critério de comparação foi a posição da região fora de especificação (região do veio a ser descartada), que foi definida como aquela em que algum ponto de sua seção tenha uma concentração adimensional entre 0,2 e 0,8. Para o cálculo da concentração no distribuidor, o modelo 1 fez uso dos dados da simulação R3, apresentados nas Tabelas 4.11 e 4.12. Os parâmetros relativos ao método numérico foram definidos no item 5.1.3.

O modelo 2 utilizou, para o cálculo da concentração no distribuidor, os dados da simulação R3, apresentados nas Tabelas 4.11 e 4.12. Os parâmetros relativos ao método numérico foram definidos no item 5.1.3. Para os perfis de velocidades e viscosidade no veio do lingotamento contínuo (molde e resfriamento), foram tomados os valores da simulação da Acesita, cujos dados são apresentados nas Tabelas 4.17 e 4.18. Os demais parâmetros são apresentados no item 5.2.1. Para o cálculo da concentração no veio, o modelo 2 utilizou um intervalo de tempo de 0,1s, um fator de relaxação para a concentração de 1,0 e admitiu-se um resíduo máximo de 0,1% nas equações de concentração.

Na Figura 5.126 é apresentada a evolução das concentrações adimensionais com a posição na máquina de lingotamento contínuo para o modelo 2. A posição zero está a 12,05m abaixo do menisco (que corresponde ao ponto onde toda a seção do veio está solidificada) no momento em que se inicia a introdução da concentração nova no distribuidor. São apresentadas as concentrações mínima, máxima, no centro da placa e no centro da face mais larga da placa (identificada por borda no gráfico). Tem-se que a concentração máxima praticamente coincide com a concentração no centro da placa, enquanto a concentração mínima coincide com a concentração no centro da face mais larga. A concentração começa a crescer primeiro no centro e por último nas bordas. Isto se explica pelo fato da difusão ser maior na fase líquida. Quando a “nova” concentração é lançada no molde, ela tende a se difundir pelo centro líquido do veio, penetrando mais fundo. O crescimento da concentração é maior no início e menor no final da transição. Segundo o modelo 2, a região fora de especificação fica entre as posições 12,9m e 22,4m, com uma extensão de 9,5m.

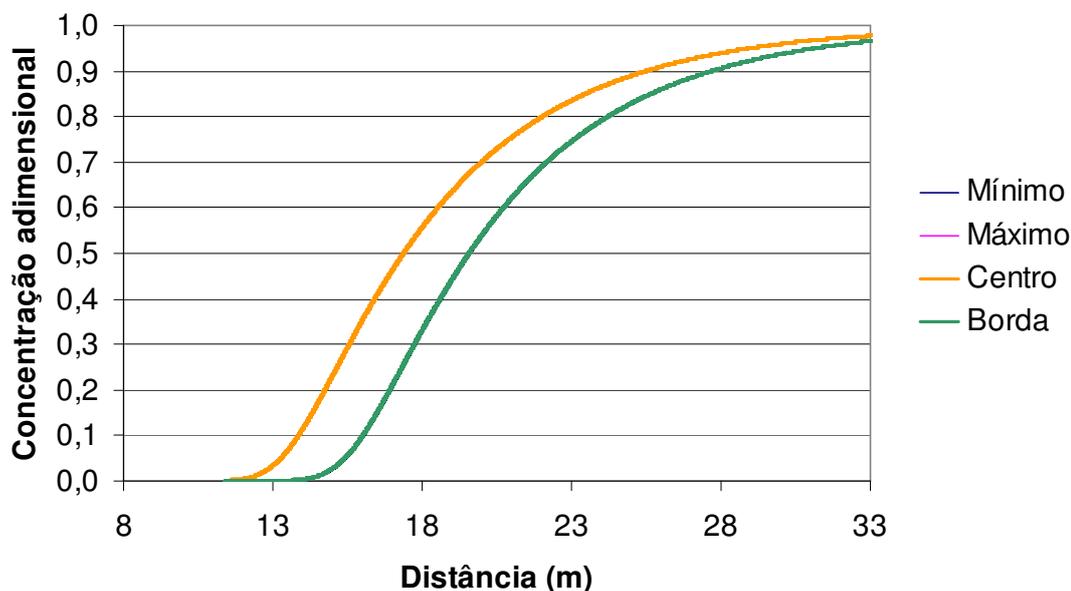


Figura 5.126 - Evolução da concentração adimensional com a posição na transição, de acordo com o modelo 2.

Para o modelo 1 foram feitas diversas simulações para vários pares de valores para as zonas de misturamento do lingotamento contínuo. Os resultados destas simulações estão mostrados na Tabela 5.8. Observa-se uma certa variação da posição da região fora de especificação com os valores das extensões das zonas de misturamento. Pode-se dizer que os valores propostos por Huang e Thomas dão uma boa aproximação para a posição da região fora de especificação. Dentre as simulações com os pares 0,2 - 1,5 e 1,4 - 1,4, que deram os melhores resultados, selecionou-se a simulação com o par 1,4 - 1,4, porque a simulação com o par 0,2 - 1,5 apresenta concentração maior na parede do que no centro em parte da transição. Tomando as extensões das zonas de misturamento do lingotamento contínuo como sendo 1,4m e 1,4m, a região fora de especificação fica entre as posições 12,8m e 22,5m, com uma extensão de 9,7m.

Na Figura 5.127 são comparadas concentrações no centro da placa e no centro da face larga (borda) para os modelos 1 e 2. Observa-se uma boa concordância entre as concentrações da borda para os dois modelos. No caso da concentração no centro da placa, a concordância das duas curvas não é boa. O modelo 1 tende a apresentar uma

menor diferença de concentração entre centro e borda do que o modelo 2. Na situação estudada, como as curvas cruzam para uma concentração próxima de 0,2, o posicionamento da região fora de especificação acaba sendo bem próximo.

Tabela 5.8 – Resultados das simulações de transição com o modelo 1.

Extensão das zonas de misturamento (m)		Posição da região fora de especificação (m)	
1	2	Início	Fim
1,5	1,5	12,7	22,6
2,0	2,0	12,5	23,3
1,0	2,0	12,7	22,6
0,5	2,5	12,6	23,7
0,2	1,5	12,8	22,5
0,5	1,0	12,9	21,6
1,4	1,4	12,8	22,5

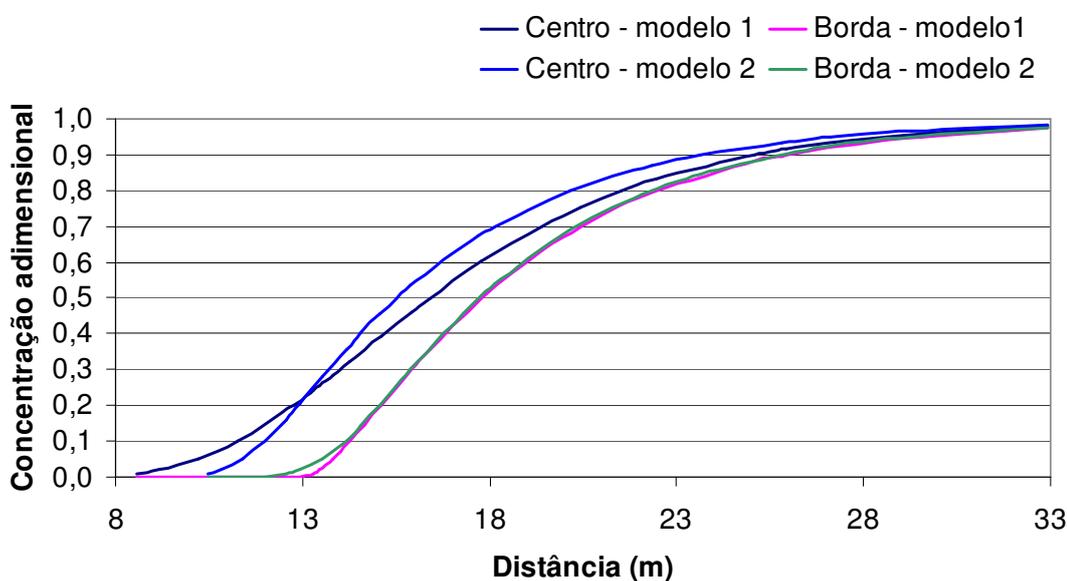


Figura 5.127 - Evolução da concentração adimensional ao longo da transição, no centro e na borda da placa, para os modelos 1 e 2.

Para o exemplo tratado, o modelo 1 permitiu a previsão da localização da região fora de especificação de forma razoável. No entanto, é preciso cuidado no estabelecimento dos

valores para os comprimentos das zonas de misturamento no veio do lingotamento contínuo. No caso estudado, a utilização dos valores sugeridos por Huang e Thomas levou a resultados aceitáveis.

Na Figura 5.128 são apresentados os resultados obtidos por Huang e Thomas. O modelo simplificado, denominado MIX1D, é comparado com um modelo tridimensional e com dados experimentais. Observa-se uma concordância dos modelos entre si, e destes com os dados experimentais. A boa concordância do modelo simplificado com o modelo tridimensional neste caso deve-se provavelmente ao fato dos valores dos comprimentos das zonas de misturamento da máquina de lingotamento contínuo terem sido determinados a partir dos resultados do modelo tridimensional. Na comparação da Figura 5.127 com a Figura 5.128, deve-se observar que o eixo da distância não só tem outra referência, como está invertido. Os perfis obtidos por Huang e Thomas assemelham-se àqueles das Figuras 5.127.

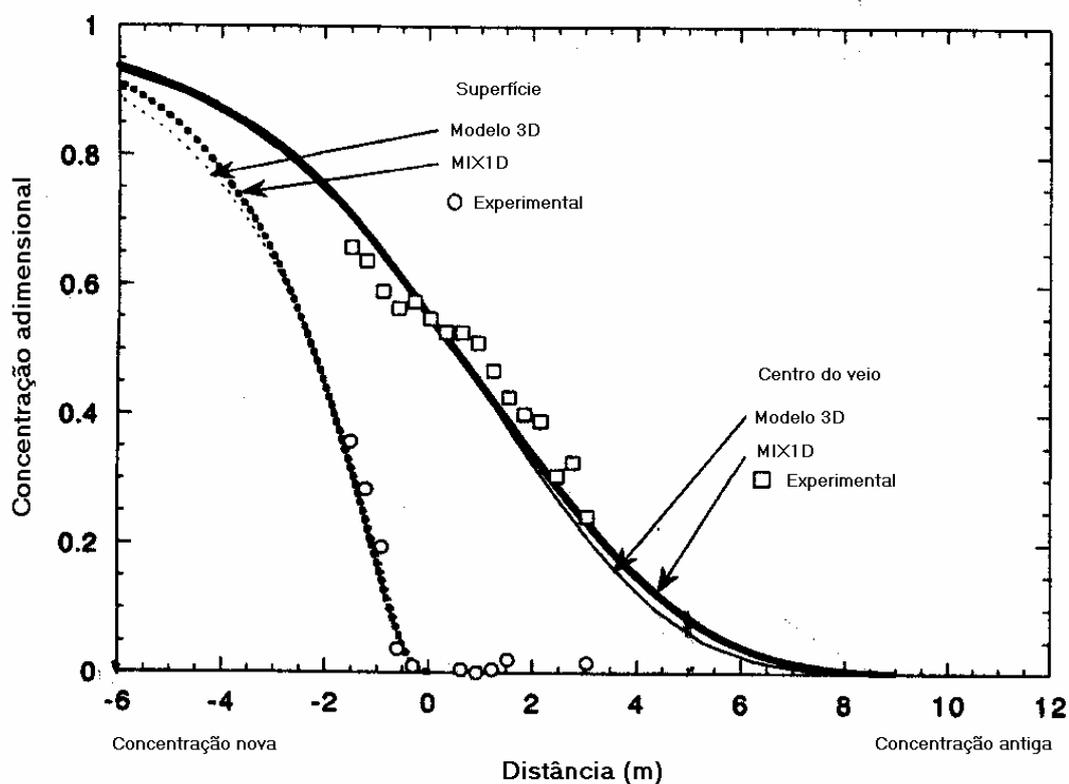


Figura 5.128 - Evolução da concentração adimensional com a posição na transição, de acordo com Huang e Thomas⁽⁵⁴⁾.

5.4 - Programas de Computador

Para a realização das simulações foram desenvolvidos vários programas em linguagem FORTRAN, dentre os quais podem-se destacar:

- DISTC1F e DISTC2E - modelos matemáticos de distribuidores com as configurações 1 e 2 respectivamente, onde são calculados os perfis de velocidades e de temperatura;
- DISTC1JL e DISTC1H - adaptações de DISTC1F, que utilizam respectivamente os modelos de turbulência de Jones e Launder, e de Hoffman;
- INCLUS1F e INCLUS2F - modelos matemáticos de distribuidores com as configurações 1 e 2 respectivamente, onde são calculados os perfis de concentração a partir dos perfis de velocidades. Permite o estudo de remoção de inclusões e da transição entre dois tipos de aço;
- MOLDR31Z - modelo matemático para o lingotamento contínuo (molde e resfriamento), onde são calculados os perfis de velocidades, temperatura e concentração de carbono. O cálculo de concentração de carbono permite o estudo de segregação em aços-carbono;
- MOLD2D - modelo matemático para o lingotamento contínuo utilizando apenas a equação de balanço de energia térmica;
- INCLMOLD - modelo matemático para o lingotamento contínuo (molde e resfriamento), onde são calculados os perfis de concentração a partir dos perfis de velocidades. Permite o estudo de remoção de inclusões;
- TRANSICAO - modelo matemático simplificado para avaliação da transição no lingotamento contínuo;
- TRANSIT - modelo matemático para avaliação da transição no lingotamento contínuo, que é uma adaptação de INCLMOLD.

Foram criados ainda programas, em Visual Basic, para interfaces de entrada de dados para os programas de modelamento matemático do distribuidor (DISTC1F, DISTC2E, INCLUS1F e INCLUS2F) e do lingotamento contínuo (MOLDR31Z e INCLMOLD), que são as seguintes:

- LINGOTA - entrada de dados para DISTC1F e DISTC2E.

- INCLUS - entrada de dados para INCLUS1F e INCLUS2F.
- LINGOTM - entrada de dados para MOLDR31S.
- MOLDINCL - entrada de dados para INCLMOLD.

Todas as quatro interfaces seguem basicamente o mesmo esquema, em que os dados são agrupados em categorias, sendo fornecidos por partes. Nas figuras seguintes são apresentadas algumas telas da interface LINGOTA. Neste exemplo são apresentadas telas de entrada de dados para o programa DISTC1F.

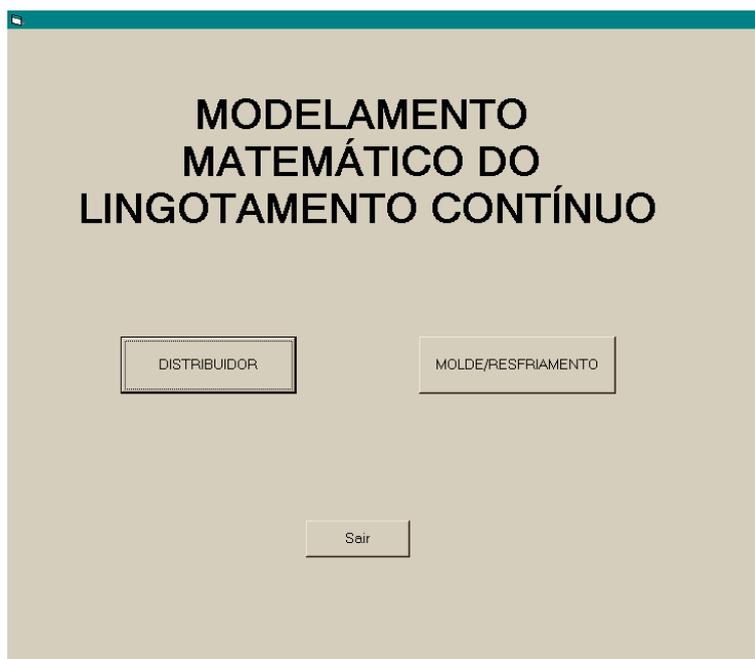


Figura 5.129 - Tela inicial de LINGOTA.

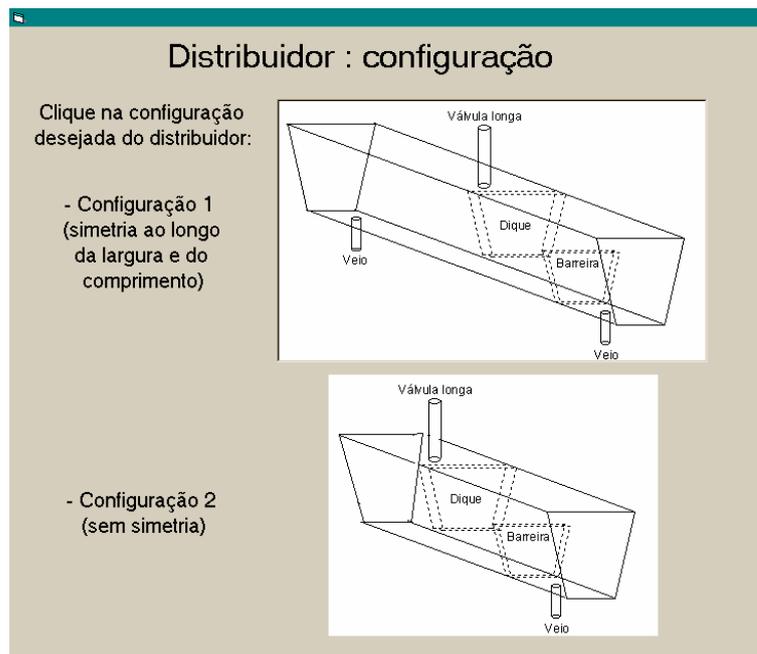


Figura 5.130 - Tela de seleção da configuração do distribuidor.

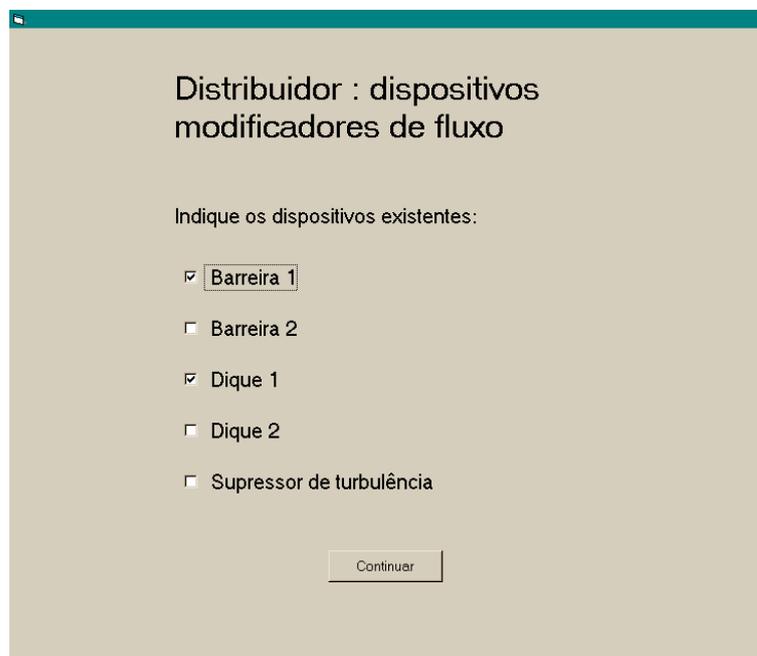


Figura 5.131 - Tela de seleção dos dispositivos modificadores de fluxo do distribuidor.

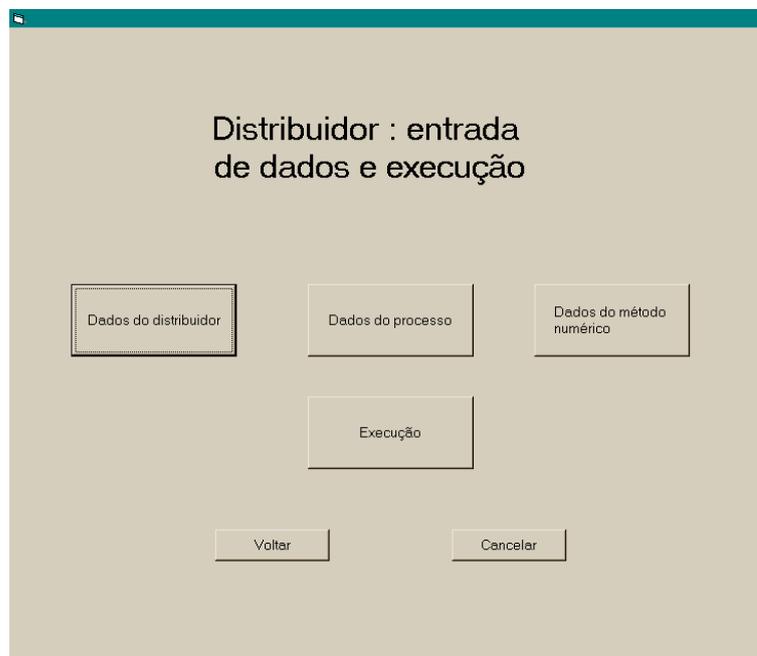


Figura 5.132 - Tela principal da interface de entrada de dados.

Dados do distribuidor - configuração 1

Altura (m)	325.D-03
Metade da largura superior (m)	150.00-D-03
Metade da largura inferior (m)	77.5D-03
Metade do comprimento superior (m)	1372.D-03
Metade do comprimento inferior (m)	1330.D-03
Penetração da válvula de entrada (m)	155.D-03
Diâmetro da válvula de entrada (m)	26.0D-03
Diâmetro da abertura de saída (m)	65.0D-03
Posição (no comprimento) da abertura de saída (m)	1128.D-03

Continua Cancela

A screenshot of a software interface titled "Dados do distribuidor - configuração 1". It features a light beige background with a dark teal header bar. The main content area contains a list of nine parameters, each with a corresponding text input field. The parameters and their values are: "Altura (m)" with "325.D-03", "Metade da largura superior (m)" with "150.00-D-03", "Metade da largura inferior (m)" with "77.5D-03", "Metade do comprimento superior (m)" with "1372.D-03", "Metade do comprimento inferior (m)" with "1330.D-03", "Penetração da válvula de entrada (m)" with "155.D-03", "Diâmetro da válvula de entrada (m)" with "26.0D-03", "Diâmetro da abertura de saída (m)" with "65.0D-03", and "Posição (no comprimento) da abertura de saída (m)" with "1128.D-03". At the bottom, there are two buttons: "Continua" and "Cancela".

Figura 5.133 - Primeira tela de entrada de dados do distribuidor.

Para os dados do distribuidor existem ainda 2 telas: uma para dados de diques e barreiras, e uma para os dados do supressor de turbulência.

Dados do processo no distribuidor	
Densidade do aço (kg/m ³)	0.997D03
Viscosidade laminar do aço líquido (kg/m.s)	0.95D-03
Calor específico do aço líquido (J/kg)	4.180D03
Condutividade térmica do aço líquido (J/m.s.K)	0.61D00
Temperatura de entrada do aço líquido (C)	2.5D01
Temperatura ambiente (C)	2.5D01
Coefficiente de transferência de calor através das paredes (J/s.m ² .K)	1.7D+0
Emissividade do aço	28.D-02
Vazão de aço (t/h)	2.99D0
Camada de escória sobre o banho metálico	<input type="checkbox"/>

Continua Cancela

Figura 5.134 - Tela de entrada de dados do fluido e do processo.

**Dados relativos aos métodos numéricos
para o modelo do distribuidor (I)**

Variável	U	V	W	P	K	E	VIS	T
Número de varreduras dos cálculos das variáveis	1	1	1	1	1	1		2
Fator de relaxação	50.0D	50.D-	50.D-	1.D+	50.D-	50.D-	50.D-	50.D-
Variáveis a resolver	<input checked="" type="checkbox"/>		<input type="checkbox"/>					
Método de discretização	3	3	3		3	3		3
1 - diferenças a frente								
2 - híbrido								
3 - "power law"								

Figura 5.135 - Primeira tela de entrada de dados relativos aos métodos numéricos.

Existe ainda uma segunda tela para a entrada de dados relativos aos métodos numéricos. Além destas, existem telas específicas para a determinação do número de nós em cada seção da malha em cada direção. Na Figura 5.136 é apresentada a tela para a especificação da malha na altura. Esta tela tem os botões "Visualização" e "Sugestão de valores". O primeiro mostra uma tela, que é vista na Figura 5.137, que permite ver como são definidas as seções. O segundo permite uma determinação inicial do número de nós para a malha.

Dados relativos aos métodos numéricos para o modelo do distribuidor (III)

Seção 1 - penetração da válvula de entrada. NI1 mínimo = 2.

Seção 4 - altura do supressor de turbulência. Se não houver, NI4=0, se houver, NI4 mínimo = 1.

Seção 3 - se não houver supressor de turbulência, representa 10% da altura no fundo (NI3 mínimo = 1), se houver supressor de turbulência é uma seção acima do supressor com o mesmo espaçamento de grid do supressor (NI3 mínimo = 0).

Seção 2 - restante da altura (NI2 mínimo = 2).

O somatório do número de nós deve ser inferior a 58.

Visualização
Sugestão de valores

Nós por seção na altura

NI1	NI2	NI3	NI4
<input style="width: 40px;" type="text" value="23"/>	<input style="width: 40px;" type="text" value="11"/>	<input style="width: 40px;" type="text" value="5"/>	<input style="width: 40px;" type="text" value="0"/>

Continua
Cancelar

Figura 5.136 - Tela de entrada da especificação da malha na altura.

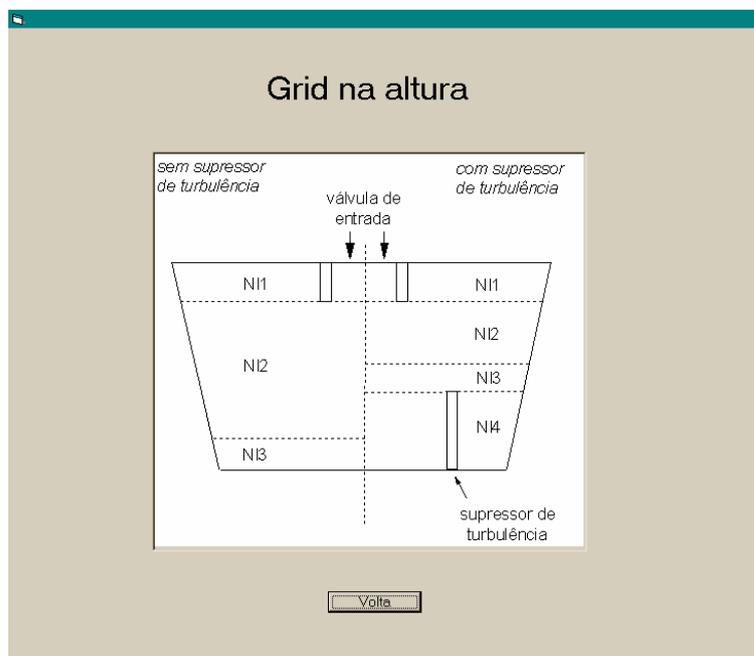


Figura 5.137 - Tela para visualização da definição das seções da malha na altura.

6. CONCLUSÕES

Foram desenvolvidos modelos matemáticos para o escoamento de fluidos, transferência de calor e transferência de massa no distribuidor e no veio de lingotamento contínuo.

O modelo matemático para o distribuidor mostrou reproduzir de forma razoável o processo para experimentos isotérmicos com água. As simulações realizadas em modelo reduzido para distribuidores com a configuração 1 (uma válvula de entrada e duas saídas simétricas em relação à entrada) indicam que um supressor de turbulência ou um conjunto de dique e barreira permitem o aumento da remoção de inclusões e a redução da quantidade de descarte. Nas condições ensaiadas, o conjunto de dique e barreira mostrou-se melhor que o supressor de turbulência.

Foram realizadas simulações matemáticas, utilizando os modelos de turbulência de baixo número de Reynolds propostos por Launder e Sharma, Jones e Launder, e Hoffman, nas mesmas condições das simulações em modelo físico com água. Verificou-se que a simulação matemática de forma geral indica o aparecimento de traçador na saída do distribuidor de forma atrasada. O modelo de turbulência de Launder e Sharma foi aquele cujos resultados mais se aproximaram dos resultados experimentais.

As simulações matemáticas realizadas indicam que a utilização de modelos com água para a representação de distribuidores pode levar a resultados incorretos, porque eles não levam em conta o efeito da variação de densidade do fluido com a temperatura. Nos modelos com água, os experimentos são isotérmicos, enquanto no distribuidor industrial existe um gradiente térmico, que pode alterar de forma significativa o escoamento dos fluidos em seu interior.

Foram avaliadas as frações de volume em escoamento pistão e de volume morto como critérios para avaliação de desempenho de distribuidores. As simulações matemáticas realizadas indicam que a associação de uma menor quantidade de descarte a uma menor fração de volume morto está relativamente correta, mas que a associação de uma maior

flotação de inclusões a uma maior fração de volume em escoamento pistão não é correta.

Através de simulações matemáticas foram comparados modelos com água em escala 1:1 com modelos com água em escala 1:3 utilizando num caso o critério de similaridade de Reynolds e noutro caso o critério de similaridade de Froude. Em termos das curvas DTR (distribuição de tempo de residência), os resultados foram bem próximos nos três casos.

Em seguida, o modelo matemático desenvolvido para distribuidores foi aplicado para os distribuidores da Acesita. A partir dos resultados, conclui-se que:

- o aumento da vazão reduz a remoção de inclusões, reduz a queda de temperatura no distribuidor e reduz a quantidade a ser descartada na transição entre dois tipos de aço;
- uma menor penetração da válvula de entrada aumenta a quantidade a ser descartada na transição entre dois tipos de aço e praticamente não altera a queda de temperatura no distribuidor e a remoção de inclusões;
- a redução de nível de metal no distribuidor reduz a quantidade a ser descartada na transição entre dois tipos de aço, reduz ligeiramente a queda de temperatura no distribuidor e aumenta ligeiramente a remoção de inclusões;
- o acréscimo de uma barreira no distribuidor nas condições simuladas proporcionou um pequeno aumento na remoção de inclusões, sem alterar a quantidade a ser descartada na transição entre dois tipos de aço e a queda de temperatura no distribuidor;
- comparando os distribuidores da Acesita, conclui-se que o distribuidor 2, que tem uma forma mais alongada, permite uma maior remoção das inclusões, mas tem uma maior queda de temperatura do aço, além de uma maior quantidade de descarte na transição entre dois tipos de aço.

Os modelos matemáticos para o veio de lingotamento contínuo indicam que a velocidade do metal no veio torna-se igual à velocidade de lingotamento em toda a

seção do veio a uma distância entre 4 e 5m do nível de metal no molde. Isto significa que simulações cujo foco seja a região do molde não precisam ir além desta distância.

Os modelos matemáticos para o molde e resfriamento secundário indicam que a consideração do escoamento do aço líquido é importante para o estudo do processo de lingotamento contínuo, já que os perfis térmicos no modelo que considera o escoamento de fluidos diferem de forma significativa dos perfis térmicos do modelo que considera apenas a transferência de calor. O efeito da segregação dos elementos também afeta os resultados dos modelos matemáticos, principalmente na região superior da máquina de lingotamento contínuo. A segregação leva a uma zona de recirculação mais profunda e a uma menor espessura da zona pastosa, o que significa um maior misturamento do aço, indicando que seu efeito deve ser importante na transição entre dois tipos de aço.

No veio de lingotamento contínuo, a simulação matemática indica que a segregação é negativa próxima à superfície, principalmente junto à quina. A segregação é positiva na região central do veio, onde a solidificação se deu por último.

A simulação matemática indica ainda que a remoção de inclusões na máquina de lingotamento contínuo é reduzida quando comparada com a remoção de inclusões no distribuidor.

Num estudo com diferentes ângulos da porta da válvula submersa, foram feitas simulações com ângulos de 0° , 20° e -20° . Observa-se que, quando o ângulo da porta é de 20° , a turbulência na superfície é menor do que nos outros dois casos. Quando o ângulo da porta é de -20° , a turbulência é maior na região mais próxima da parede mais estreita e menor na região mais próxima da válvula submersa, em comparação com a situação com ângulo de entrada nulo. A camada solidificada no molde é maior no caso do ângulo de 20° . De forma geral, o ângulo de 20° parece o mais adequado, em função da maior camada solidificada no molde e da menor turbulência na região do menisco, apesar de apresentar uma maior velocidade na superfície.

O modelo matemático desenvolvido para o molde de lingotamento contínuo foi aplicado à máquina 2 da Acesita. Em função dos poucos dados disponíveis, o modelo foi validado apenas parcialmente. As temperaturas calculadas para o final da zona de resfriamento concordam de forma razoável com as temperaturas medidas na máquina.

Foram desenvolvidos modelos matemáticos para a transição entre dois tipos de aço no lingotamento contínuo, para avaliar a extensão e a posição do material a ser descartado. Tratam-se de um modelo tridimensional, baseado em equações de transferência de calor, escoamento de fluidos e transferência de massa, e de um modelo simplificado, baseado no de Huang e Thomas⁽⁵⁴⁾. Observa-se que os resultados dos dois modelos apresentam uma boa concordância. Deve-se, entretanto, tomar cuidado na determinação dos comprimentos das zonas de misturamento no lingotamento contínuo para o modelo simplificado, já que não foram estabelecidos critérios para sua determinação. Outra limitação do modelo simplificado, é que ele pressupõe o conhecimento da espessura da camada solidificada ao longo do veio no lingotamento contínuo. Com base nos resultados, concluiu-se que o modelo de Huang e Thomas pode ser utilizado, mas ele apresenta limitações. Em situações muito diferentes de casos padrões, seus resultados não são confiáveis.

7. CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO

Como contribuição original, podem-se citar:

- desenvolvimento de um modelo matemático para escoamento de fluidos e transferência de calor em distribuidores que não apresentem simetria, o que permitiu o estudo dos distribuidores da Acesita;
- desenvolvimento de modelos matemáticos, para o escoamento de fluidos em distribuidores, com diferentes modelos de turbulência de baixo número de Reynolds e comparação dos resultados destes modelos com dados experimentais para a seleção do melhor modelo de turbulência;
- análise, através de modelos matemáticos, da utilização de modelos físicos de distribuidores em escala 1:1 e 1:3, utilizando os critérios de similaridade de Froude e de Reynolds, buscando avaliar a adequação da modelagem física para a simulação do desempenho de distribuidores;
- análise da utilização das frações de volume em escoamento pistão e de volume morto como critérios para avaliação de desempenho de distribuidores;
- desenvolvimento de modelo matemático, considerando a transferência de calor, o escoamento de fluidos e a segregação, para determinação dos perfis térmicos ao longo de todo o veio no lingotamento contínuo. Foram comparadas as três versões do modelo: só com transferência de calor; com escoamento de fluidos e transferência de calor; com escoamento de fluidos, transferência de calor e transferência de massa;
- análise, através de modelos matemáticos, da influência de diferentes ângulos da porta da válvula submersa sobre o escoamento de fluidos e a solidificação no molde do lingotamento contínuo;
- desenvolvimento de modelo matemático mais abrangente para a transição entre dois tipos de aço, considerando transferência de calor, escoamento de fluidos e transferência de massa, buscando uma determinação mais precisa da região fora de especificação.

8. RELEVÂNCIA DOS TRABALHOS

Neste trabalho foram desenvolvidos modelos matemáticos para o distribuidor e o veio de lingotamento contínuo até o ponto onde se faz o corte. O estudo destes equipamentos é importante, pois são eles os responsáveis pela definição da qualidade do produto a ser utilizado nas etapas posteriores do processamento do aço. O distribuidor, de certa forma, define o nível de inclusões, e a máquina de lingotamento contínuo definirá, além das dimensões da peça, o nível de segregação e ocorrência de defeitos internos e superficiais. O modelo matemático do distribuidor permite avaliar o nível de inclusões no aço, determinar a que temperatura o aço será introduzido na máquina de lingotamento contínuo e avaliar o risco de captação de escória pelo metal. O modelo matemático da máquina de lingotamento contínuo permite avaliar o nível de segregação no veio, avaliar o risco de captação de pó fluxante pelo metal e, principalmente, conhecer o perfil térmico ao longo de todo o veio. O conhecimento do perfil térmico permite estimar a espessura da camada solidificada, que é um parâmetro importante para que o processo funcione de forma adequada. Permite ainda avaliar o risco da placa apresentar certos defeitos, que dependem basicamente do perfil térmico na placa. O perfil térmico é ainda importante na avaliação das condições de resfriamento da placa.

Estes modelos são ferramentas que podem ser importantes auxiliares no diagnóstico de problemas e na proposição de soluções para estes problemas.

Neste trabalho ainda foi desenvolvida uma interface amigável para utilização destes modelos, de forma que possam ser utilizados por uma pessoa sem conhecimentos profundos das técnicas numéricas adotadas na solução das equações diferenciais dos fenômenos envolvidos no processo.

O modelo matemático para a transição entre dois tipos de aço permite determinar a região do veio que está fora de especificação. Este modelo permitiria ainda planejar a transição, de forma a minimizar a massa de aço fora de especificação.

9. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Considerando que os resultados de simulação matemática indicam que é importante levar em conta o efeito da variação da densidade com a temperatura no escoamento do aço nos distribuidores, deve-se buscar o desenvolvimento de experimentos em modelo físico que reproduzam o efeito dessa variação de densidade com a temperatura sobre o escoamento de fluidos.

Como os resultados com os modelos de turbulência avaliados apresentaram algum desvio em relação aos dados experimentais, seria desejável desenvolver modelos matemáticos com outros modelos de turbulência, na busca de um modelo que represente melhor os dados experimentais.

Como em muitas usinas existe a prática de injeção de gases no distribuidor, deve-se buscar incluir o seu efeito no escoamento de fluidos e remoção de inclusões no modelo matemático do distribuidor.

A coalescência de inclusões é um fenômeno que é considerado importante na remoção de inclusões, especialmente daquelas de menor tamanho, assim seria desejável a incorporação do efeito da coalescência no modelo de remoção de inclusões.

No que diz respeito ao modelo matemático para a máquina de lingotamento contínuo, existem diferentes aspectos que podem ser trabalhados:

- desenvolvimento de um modelo matemático para o lingotamento contínuo que não considere a simetria ao longo da espessura, já que o resfriamento do veio na fase final do resfriamento não é simétrico, e tal consideração pode distorcer de forma significativa os resultados;
- incorporação do efeito da agitação eletromagnética no modelo e estudo do seu efeito sobre a segregação, já que a utilização da agitação eletromagnética está sendo muito difundida para redução da segregação;

- aperfeiçoamento da solução da equação de concentração, de forma que seus resultados converjam de forma mais rápida;
- incorporação de equações de concentração para outros elementos, de forma que se possa conhecer a sua influência sobre o processo.

10. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- (1) WORLD STEEL IN FIGURES. 2003 EDITION. Brussels: International Iron and Steel Institute, 2004. 24p.
- (2) CRUDE STEEL PRODUCTION EXECUTIVE SUMMARY. Brussels: International Iron and Steel Institute, dez. 2003. 1p.
- (3) CURSO SOBRE COLADA CONTINUA, 1999, San Nicolás. *Curso...* San Nicolás: Instituto Argentino de Siderurgia, 1999. pag. irreg.
- (4) ARAÚJO, L.A. *Manual de Siderurgia*. 2.ed. São Paulo: Arte & Ciência, 1997. v.1, 470p.
- (5) THOMAS, B.G.; DENISSOV, A.; BAI, H. Behavior of argon bubbles during continuous casting of steel. In: STEELMAKING CONFERENCE, 80, 1997, Chicago. *Steelmaking Conference Proceedings*. Warrendale: Iron and Steel Society, 1997. p. 375-384.
- (6) BRIMACOMBE, J.K.; HAWBOLT, E.B.; WEINBERG, F. Metallurgical investigation of continuous-casting billet moulds. I. Distortion, fouling and wear. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting. Heat Flow, Solidification and Crack Formation*. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 73-84.
- (7) VIEIRA, F.B. *Desenvolvimento de uma metodologia para seleção de pó fluxante para o lingotamento de placas de aços com comportamento peritético na Acesita S.A.* Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 1999. 72p. (Proposta de Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).
- (8) KOHNO, T.; SHIMA, T.; KUWABARA, T.; YAMAMOTO, T.; WAKE, M.; TSUNEOKA, A. Improvement of surface cracks by air-water mist cooling in strand casting. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting. Heat Flow, Solidification and Crack Formation*. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 133-137.
- (9) YEH, J.L.; HWANG, W.S.; CHOU, C.L. An improved fluid flow model for slab tundishes and its comparison with a full-scale water model. *Applied Mathematical Modelling*, v.18, p. 39-45, jan. 1994.

- (10) JOO, S.; HAN, J.W.; GUTHRIE, R.I.L. Inclusion behavior and heat-transfer phenomena in steelmaking tundish operations: part II. Mathematical model for liquid steel in tundishes. *Metallurgical Transactions B*, v.24B, p. 767-777, out. 1993.
- (11) SAMARASEKERA, I.V.; BRIMACOMBE, J.K. The continuous-casting mould. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 33-44.
- (12) SAMARASEKERA, I.V.; BRIMACOMBE, J.K. The thermal field in continuous casting moulds. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 45-58.
- (13) SAMARASEKERA, I.V.; BRIMACOMBE, J.K. Thermal and mechanical behaviour of continuous-casting billet moulds. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 59-72.
- (14) LAIT, J.E.; BRIMACOMBE, J.K. Solidification during continuous casting of steel. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 171-183.
- (15) BRIMACOMBE, J.K.; AGARWAL, P.K.; HIBBINS, S.; PRABHAKER, B.; BAPTISTA, L.A. Spray cooling in the continuous casting of steel. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 109-123.
- (16) MIZIKAR, E.A. Spray cooling investigation for continuous casting of billets and blooms. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 125-132.
- (17) HERBERTSON, J.; HE, Q.L.; FLINT, P.J.; MAHAPATRA, R.B. Modelling of metal delivery to continuous casting moulds. In: STEELMAKING

- CONFERENCE, 74, 1991. *Steelmaking Conference Proceedings*. Warrendale: Iron and Steel Society, 1991. p. 171-185.
- (18) BRIMACOMBE, J.K.; SORIMACHI, K. Crack formation in the continuous casting of steel. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 199-214.
- (19) WOLF, M.M. *Continuous casting*. Initial solidification and strand surface quality of peritectic steels. Warrendale: Iron and Steel Society, 1997. v.9, 484p.
- (20) SEDI AKO, D.; SEDI AKO, O.; LIN, K.J. Some aspects of thermal analysis and technology upgrading in steel continuous casting. *Canadian Metallurgical Quarterly*, v.38, n.5, p. 377-385, 1999.
- (21) BRIMACOMBE, J.K.; HAWBOLT, E.B.; WEINBERG, F. Formation of off-corner internal cracks in continuously-cast billets. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 229-238.
- (22) BRIMACOMBE, J.K.; WEINBERG, F.; HAWBOLT, E.B. Formation of longitudinal, midface cracks in continuously-cast slabs. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 215-227.
- (23) MAHAPATRA, R.B.; BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V. Mold behavior and its influence on quality in the continuous casting of steel slabs: part II. Mold heat transfer, mold flux behavior, formation of oscillation marks, longitudinal off-corner depressions, and subsurface cracks. *Metallurgical Transactions B*, v.22B, p. 875-888, dez. 1991.
- (24) THOMAS, B.G.; MOITRA, A.; McDAVID, R. Simulation of longitudinal off-corner depressions in continuously cast steel slabs. *Iron and Steelmaker*, v.23, n.4, p. 57-70, abr. 1996.
- (25) MOORE, J.J. Review of axial segregation in continuously cast steel. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*.

- Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 185-193.
- (26) MIZIKAR, E.A. Mathematical heat transfer model for solidification of continuously cast steel slabs. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 9-15.
- (27) BRIMACOMBE, J.K. Design of continuous casting machines based on a heat-flow analysis: state-of-art review. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 17-28.
- (28) YANG, H.; ZHAO, L.; ZHANG, X.; DENG, K.; LI, W.; GAN, Y. Mathematical simulation on coupled flow, heat, and solute transport in slab continuous casting process. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.29B, p. 1345-1356, dez. 1998.
- (29) REZA ABOUTALEBI, M.; HASAN, M.; GUTHRIE, R.I.L. Coupled turbulent flow, heat, and solute transport in continuous casting processes. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.26B, p. 731-744, ago. 1995.
- (30) GARDE, R.J. *Turbulent Flow*. New Delhi: John Wiley & Sons, 1994. 287p.
- (31) CHEN, H.S.; PEHLKE, R.D. Mathematical modeling of tundish operation and flow control to reduce transition slabs. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.27B, p. 745-756, out. 1996.
- (32) PRESCOTT, P.J.; INCROPERA, F.P. The effect of turbulence on solidification of a binary metal alloy with electromagnetic stirring. *ASME Journal of Heat Transfer*, v.117, p. 716-724, ago. 1995.
- (33) JOO, S.; GUTHRIE, R.I.L. Inclusion behavior and heat-transfer phenomena in steelmaking tundish operations: part I. Aqueous modeling. *Metallurgical Transactions B*, v.24B, p. 755-765, out. 1993.
- (34) LAN, X.K.; KHODADADI, J.M.; SHEN, F. Evaluation of six K- ϵ turbulence model predictions of flow in a continuous casting billet-mold water model using laser doppler velocimetry measurements. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.28B, p. 321-332, abr. 1997.

- (35) DAMLE, C.; SAHAI, Y. A criterion for water modeling of non-isothermal melt flows in continuous casting tundishes. *ISIJ International*, v.36, n.6, p. 681-689, 1996.
- (36) BENNON, W.D.; INCROPERA, F.P. A continuum model for momentum, heat and species transport in binary solid-liquid phase change systems - I. Model formulation. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v.30, n.10, p. 2161-2169, 1987.
- (37) THOMAS, B.G.; MIKA, L.J.; NAJJAR, F.M. Simulation of fluid flow inside a continuous slab-casting machine. *Metallurgical Transactions B*, v.21B, p. 387-400, abr. 1990.
- (38) HERSHEY, D.E.; THOMAS, B.G.; NAJJAR, F.M. Turbulent flow through bifurcated nozzles. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, v.17, p. 23-47, 1993.
- (39) PATEL, V.C.; RODI, W.; SCHEUERER, G. Turbulence models for near-wall and low Reynolds number flows: a review. *AIAA Journal*, v.23, n.9, p. 1308-1319, set. 1985.
- (40) SARKAR, A.; SO, R.M.C. A critical evaluation of near-wall two-equation models against direct numerical simulation data. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, v.18, n.2, p. 197-208, abr. 1997.
- (41) MATSUMIYA, T.; KAJIOKA, H.; MIZOGUCHI, S.; UESHIMA, Y.; ESAKA, H. Mathematical analysis of segregations in continuously-cast slabs. *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, v.24, n.11, p. 873-882, 1984.
- (42) PRAKASH, C.; VOLLER, V. On the numerical solution of continuum mixture model equations describing binary solid-liquid phase change. *Numerical Heat Transfer Part B*, v.15, p. 171-189, 1989.
- (43) FLEMINGS, M.C. Segregation in castings and ingots. In: ELLIOTT SYMPOSIUM, 1990. *Elliott Symposium Proceedings*. 1990. p. 253-272.
- (44) KOBAYASHI, S. A mathematical model for solute redistribution during dendrite solidification. *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, v.28, p. 535-542, 1988.
- (45) JOO, S.; HAN, J.W.; GUTHRIE, R.I.L. Inclusion behavior and heat-transfer phenomena in steelmaking tundish operations: part III. Applications -

- computational approach to tundish design. *Metallurgical Transactions B*, v.24B, p.779-788, out. 1993.
- (46) LI, B.; TSUKIHASHI, F. Effect of static magnetic field application on the mass transfer in sequence slab continuous casting process. *ISIJ International*, v.41, p. 844-850, 2001.
- (47) TAKATANI, K.; NAKAI, K.; KASAI, N.; WATANABE, T.; NAKAJIMA, H. Analysis of heat transfer and fluid flow in the continuous casting mold with electromagnetic brake. *ISIJ International*, v.29, p. 1063-1068, 1989.
- (48) TRINDADE, L.B. *Desenvolvimento de modelo matemático para a agitação eletromagnética no lingotamento contínuo*. Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2002. 200p. (Tese de Doutorado).
- (49) MIKI, Y.; SHIMADA, Y.; THOMAS, B.G.; DENISSOV, A. Model of inclusion removal during RH degassing of steel. *Iron and Steelmaker*, v.24, n.8, p. 31-38, ago. 1997.
- (50) MAHAPATRA, R.B.; BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; WALKER, N.; PATERSON, E.A.; YOUNG, J.D. Mold behavior and its influence on quality in the continuous casting of steel slabs: part I. Industrial trials, mold temperature measurements, and mathematical modeling. *Metallurgical Transactions B*, v.22B, p. 861-874, dez. 1991.
- (51) RIDOLFI, M.R.; THOMAS, B.G.; LI, G.; DELLA FOGLIA, U. The optimization of mold taper for the Ilva-Dalmine round bloom caster. *La Revue de Métallurgie - Cahiers d'Informations Techniques*, p. 609-620, abr. 1994.
- (52) STONE, D.T; THOMAS, B.G. Measurement and modeling of heat transfer across interfacial mold flux layers. *Canadian Metallurgical Quarterly*, v.38, n.5, p. 363-375, 1999.
- (53) HUANG, X.; THOMAS, B.G. Modeling of steel grade transition in continuous slab casting processes. *Metallurgical Transactions B*, v.24B, p. 379-393, abr. 1993.
- (54) HUANG, X.; THOMAS, B.G. Intermixing model of continuous casting during a grade transition. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.27B, p. 617-632, ago. 1996.
- (55) SAHAI, Y.; EMI, T. Melt flow characterization in continuous casting tundishes. *ISIJ International*, v.36, n.6, p. 667-672, 1996.

- (56) SILVESTRE, P. *Mecânica dos Fluidos. Hidráulica - Fundamentos*. Belo Horizonte: Edições Engenharia, 1977. 122p.
- (57) HLINKA, J.W. Water model for the quantitative simulation of the heat and fluid flow in liquid-steel refractory systems.
- (58) O'CONNOR, T.G.; DANTZIG, J.A. Modeling the thin-slab continuous-casting mold. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.25B, p. 443-457, jun. 1994.
- (59) KIM, D.S.; KIM, W.S.; CHO, K.H. Numerical simulation of coupled turbulent flow and macroscopic solidification in continuous casting with electromagnetic brake. *ISIJ International*, v.40, p. 670-676, 2000.
- (60) RACKERS, K.G.; THOMAS, B.G. Clogging in continuous casting nozzles. In: STEELMAKING CONFERENCE, 78, 1995, Nashville. *Steelmaking Conference Proceedings*. Warrendale: Iron and Steel Society, 1995. p. 723-734.
- (61) PARK, H.S.; NAM, H.; YOON, J.K. Numerical analysis of fluid flow and heat transfer in the parallel type mold of thin slab caster. *ISIJ International*, v.41, p. 974-980, 2001.
- (62) LALLY, B.; BIEGLER, L.; HENEIN, H. Finite difference heat-transfer modeling for continuous casting. *Metallurgical Transactions B*, v.21B, p. 761-770, ago. 1990.
- (63) THOMAS, B.G.; LI, G.; MOITRA, A.; HABING, D. Analysis of thermal and mechanical behavior of copper molds during continuous casting of steel slabs. *Iron and Steelmaker*, p. 125-143, out. 1998.
- (64) HUANG, X.; THOMAS, B.G.; NAJJAR, F.M. Modeling superheat removal during continuous casting of steel slabs. *Metallurgical Transactions B*, v.23B, p.339-356, jun. 1992.
- (65) KIM, Y.; FAROUK, B.; KEVERIAN, J. A mathematical model for thermal analysis of thin strip casting of low carbon steel. *ASME Journal of Engineering for Industry*, v.113, p. 53-58, fev. 1991.
- (66) DiLELLIO, J.A.; YOUNG, G.W. An asymptotic model of the mold region in a continuous steel caster. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.26B, p. 1225-1241, dez. 1995.

- (67) INGERSLEV, P.; HENEIN, H. An integral boundary approach for 1- and 2-D modeling of ingot reheating and cooling. *Iron and Steelmaker*, v.24, n.5, p. 75-85, mai. 1997.
- (68) ABOUTALEBI, M.R. *Modelling of turbulent transport phenomena and solidification in continuous casting systems*. McGill University, 1994. (Tese de Doutorado).
- (69) HOWE, A.A. Estimation of liquidus temperature for steels. *Ironmaking and Steelmaking*, v.15, n.3, p. 134-142, 1988.
- (70) SUZUKI, M.; YAMAGUCHI, R.; MURAKAMI, K.; NAKADA, M. Inclusion particle growth during solidification of stainless steel. *ISIJ International*, v.41, n.3, p. 247-256, 2001.
- (71) JENKINS, M.S.; THOMAS, B.G.; CHEN, W.C.; MAHAPATRA, R.B. Investigation of strand surface defects using mold instrumentation and modelling. In: STEELMAKING CONFERENCE, 77, 1994. *Steelmaking Conference Proceedings*. Warrendale: Iron and Steel Society, 1994. p. 337-345.
- (72) SCHNEIDER, M.C.; BECKERMANN, C. Simulation of micro- / macrosegregation during the solidification of a low-alloy steel. *ISIJ International*, v.35, n.6, p. 665-672, 1995.
- (73) AGARWAL, P.K.; PUGH, R.W.; BRIMACOMBE, J.K. Case study of spray design for a continuous billet caster. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting. Heat Flow, Solidification and Crack Formation*. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 1530-1567.
- (74) BRIMACOMBE, J.K.; BATISTA, L.A. *Continuous Casting. Heat Flow, Solidification and Crack Formation*. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.1, p. 109-123.
- (75) PATANKAR, S.V. *Numerical heat transfer and fluid flow*. Hemisphere Publishing Corporation, 1980. 197p.
- (76) BENNON, W.D.; INCROPERA, F.P. Numerical analysis of binary solid-liquid phase change using a continuum model. *Numerical Heat Transfer*, v.13, p. 277-296, 1988.

- (77) SILVA, C.A.; CARDOSO, G.I.S.L.; PERIM, C.A.; GALLO, M.; VEIGA, A.F.; MARTINS, E.L.C. Modelamento físico do fluxo de aço no distribuidor do lingotamento contínuo da Companhia Siderúrgica de Tubarão. In: SEMINÁRIO SOBRE FUSÃO, REFINO E SOLIDIFICAÇÃO DE METAIS, 39, 1998, São Paulo. XXXIX Seminário sobre Fusão, Refino e Solidificação de Metais. São Paulo: ABM, 1998. p. 255-273.
- (78) SAHAI, I.; EMI, T. Criteria for water modeling of melt flow and inclusion removal in continuous casting tundishes. *ISIJ International*, v.36, n.9, p. 1166-1173, 1996.
- (79) THOMAS, B.G.; ZHANG, L. Mathematical modeling of fluid flow in continuous casting. *ISIJ International*, v.41, p. 1181-1193, 2001.
- (80) KUBOTA, J.; OKIMOTO, K.; SUZUKI, M. Mechanism of level fluctuation and mold powder catching in slab continuous caster at high speeds. In: INTERNATIONAL IRON AND STEEL CONGRESS, 6, 1990. *Proceedings of the Sixth International Iron and Steel Congress*. Tokyo. 1990. p. 356-363.

BIBLIOGRAFIA

HIBBINS, S.G.; BRIMACOMBE, J.K. Characterization of heat transfer in the secondary cooling system of a continuous slab caster. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2, p. 139-151.

THOMAS, B.G. Modeling study of intermixing in tundish and strand during a continuous-casting grade transition. *Iron and Steelmaker*, v.24, n.12, p. 83-96, nov. 1997.

TANAKA, H. & SHIRAISHI, S. & IWANAGA, Y. & HIWASA, S. & ORITO, K. & ICHIHARA, A. Automatization of manual operations in the continuous casting process. *Kawasaki Steel Technical Report*, n. 17, p. 18-25, out. 1987.

BRIMACOMBE, J.K.; HAWBOLT, E.B.; WEINBERG, F. Metallurgical investigation of continuous-casting billet moulds. II. Microstructure, hardness and mechanical properties. In: BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I.V.; LAIT, J.E. *Continuous Casting*. Heat Flow, Solidification and Crack Formation. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984. v.2.

THOMAS, B.G. & PARKMAN, J.T. Simulation of thermal mechanical behavior during initial solidification. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON THERMOMECHANICAL PROCESSING OF STEEL AND OTHER MATERIALS, Wollongong, Australia, jul. 7-11, 1997.

SWAMINATHAN, C.R. & VOLLER, V.R. A general enthalpy method for modeling solidification processes. *Metallurgical Transactions B*, v. 23B, p. 651-664, out. 1992.

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