

UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**OTIMIZAÇÃO DA QUALIDADE NO LINGOTAMENTO CONTÍNUO
DE TARUGOS ATRAVÉS DA UTILIZAÇÃO DE MODELOS
MATEMÁTICOS**

FRANCISCO DIEGO ARARUNA DA SILVA

ORIENTADOR: OSCAR OLÍMPIO DE ARAÚJO FILHO

CO-ORIENTADOR: ALEX MAIA DO NASCIMENTO

RECIFE
2015

FRANCISCO DIEGO ARARUNA DA SILVA

OTIMIZAÇÃO DA QUALIDADE NO LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE
TARUGOS ATRAVÉS DA UTILIZAÇÃO DE MODELOS MATEMÁTICOS

Dissertação submetida à Universidade Federal de Pernambuco para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, na área Materiais e Fabricação do Departamento de Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Oscar Olímpio de Araújo Filho

Co-orientador: Dr. Alex Maia do Nascimento

RECIFE
2015

Catálogo na fonte
Bibliotecária Rosineide M. G. Luz, CRB-4 / 1361

- S586o Silva, Francisco Diego Araruna da.
Otimização da qualidade no lingotamento contínuo de Tarugos através da utilização de modelos matemáticos / Francisco Diego Araruna da Silva - Recife: O Autor, 2015.
129 folhas, Il. e Tabs.
- Orientador: Prof. Dr. Oscar Olímpio de Araújo Filho.
Coorientador: Dr. Alex Maia do Nascimento
- Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2015.
Inclui Referências e Anexos.
1. Engenharia Mecânica. 2. Lingotamento Contínuo (LC). 3. Solidificação. 4. Modelamento. 5. Otimização. I. Araújo Filho, Oscar Olimpio de. (Orientador). II. Nascimento, Alex Maia do.(Coorientador). III. Título.
- UFPE
- 621 CDD (22. ed.) BCTG/2015 – 307

04 de dezembro de 2015

“OTIMIZAÇÃO DA QUALIDADE NO LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE
TARUGOS ATRAVÉS DA UTILIZAÇÃO DE MODELOS MATEMÁTICOS”

FRANCISCO DIEGO ARARUNA DA SILVA

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO
TÍTULO DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: ENGENHARIA DE MATERIAIS E
FABRICAÇÃO

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA/CTG/EEP/UFPE

Prof. Dr. OSCAR OLÍMPIO DE ARAÚJO FILHO
ORIENTADOR/PRESIDENTE

Prof. Dr. ALEX MAIA DO NASCIMENTO
CO-ORIENTADOR

Prof. Dr. CEZAR HENRIQUE GONZALEZ
VICE-COORDENADOR DO PROGRAMA

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. OSCAR OLÍMPIO DE ARAÚJO FILHO (UFPE)

Prof. Dr. JORGE RECARTE HENRÍQUEZ GUERRERO (UFPE)

Prof^a Dr^a MARINA FUSER PILLIS (IPEN)

“Eu passei fazendo o bem, eu curei todos os males” (Mc 7,37)

Hoje és minha presença junto a todo sofredor.

Onde está o teu irmão, eu estou presente nele.

AGRADECIMENTOS

À Santíssima Trindade, pelo dom da vida, por mostrar o caminho da salvação e pelo consolo nas dificuldades diárias. A Nossa Senhora do Carmo pelo apoio nos estudos, desde sempre.

À minha esposa Jessica e minha filha Maria, por me entenderem nos momentos de ausência. Que elas saibam que são a razão principal dos meus esforços.

Aos meus pais, Sérgio e Luiza, pela formação, pelo apoio incessante e pelas orações. Sempre foram e serão exemplos de vida e de cristãos.

Aos meus irmãos Sérgio e Júlia, pelo companheirismo e carinho.

Ao Prof. Dr. Oscar Olímpio de Araújo Filho, pela orientação, amizade, e por ter sido sempre um motivador, apesar das dificuldades. A sua determinação em integrar indústria e academia o tornam um educador diferenciado.

Ao Dr. Alex Maia do Nascimento, por todas as oportunidades de aprendizado que me propiciou ao longo desses anos e por ter sido uma referência na busca pelo conhecimento.

Ao Prof. Dr. José Claudino de Lira Junior e ao Prof. Dr. Jorge Recarte Henríquez Guerrero pela atenção dada e pelas sugestões para o enriquecimento teórico deste trabalho.

À Gerdau, por fornecer equipamento, material e pessoal para a realização desse trabalho, fomentando o aperfeiçoamento tecnológico e humano.

Ao Eng. Marcone Volnei de Pádua, por ser um exemplo profissional e um incentivador do conhecimento científico aplicado.

A todos os colegas da Gerdau Açonorte, pela convivência fraterna, acolhimento e ensinamentos. Agradecimento especial ao Victor Alves Wanderley, pelo apoio nas atividades práticas do trabalho.

Ao grande amigo Francisco Alves, pela parceria durante o mestrado.

RESUMO

O processo de lingotamento contínuo tem sido empregado em larga escala na indústria do aço no mundo inteiro. A necessidade de elevados patamares de competitividade na indústria do aço tem levado à utilização cada vez mais frequente, por parte daqueles que utilizam lingotamento contínuo, de ferramentas de modelagem matemática da solidificação. A literatura possui diversas referências acerca da construção de modelos matemáticos da transferência de calor no lingotamento contínuo. Entretanto, ainda existem poucos trabalhos mostrando a utilização desses modelos na resolução de problemas metalúrgicos reais, como os de qualidade e estabilidade do processo. Dessa forma, o presente trabalho tem como objetivo empregar um modelo matemático de transferência de calor para propor melhorias em uma máquina de lingotamento contínuo utilizada na fabricação de tarugos de aço. Para a validação do modelo, foi realizado um comparativo de simulações com seis diferentes equações do coeficiente de transferência de calor (h_g) disponíveis na literatura – três para o molde e três para a zona de *sprays* – com os dados reais da máquina. Foi desenvolvida ainda uma ferramenta de otimização da refrigeração secundária (com base no método de Nelder-Mead) que minimiza uma função custo integral construída especificamente para o processo de lingotamento contínuo. Os resultados das simulações com as nove combinações de equações de coeficientes de transferência de calor foram comparadas com dados reais de processo. Esse comparativo contemplou dados de pirometria na saída do molde, zona de *sprays* e zona de radiação livre, bem como avaliações com base em quatro critérios metalúrgicos de qualidade e processo, no qual foram utilizadas também macrografias de amostras de tarugos. A ferramenta de otimização se mostrou bastante eficiente na definição de parâmetros ótimos da refrigeração secundária, resultando em perfis de temperatura da superfície com baixos níveis de reaquecimento. As análises realizadas com o modelo de transferência de calor mostraram que a inclusão de mais uma zona de *sprays* (usando vazões por zona definidas pela ferramenta de otimização) e o incremento da seção quadrada para 130x130mm, reduzem a probabilidade de ocorrer trincas por reaquecimento e aumenta a probabilidade da formação uma estrutura equiaxial no centro do tarugo, respectivamente.

Palavras-chave: Lingotamento Contínuo (LC), Solidificação, Modelamento, Otimização

ABSTRACT

The process of continuous casting has been employed on a large scale in the steel industry worldwide. The need for high levels of competitiveness in the steel industry has led to an increasingly use of modeling tools, including those of the continuous casting solidification process. The literature has many references about the construction of mathematical models of heat transfer in continuous casting. However, there are still few studies showing the use of these models to solve real metallurgical problems such as the product quality and process stability ones. The aim of the present work is to employ a heat transfer mathematical model to propose improvements in a continuous casting machine used in the production of steel billets. To validate the model, it was performed a comparative study of between simulations using six different equations for the heat transfer coefficient (h_g) available in the literature - three for the mold and three for spray cooling - and the actual data from the machine. It was also developed an optimization tool for the secondary cooling zone (based on the Nelder-Mead method) which minimizes an integral cost function constructed specifically for the continuous casting process. Simulation results using all heat transfer equations combination were compared to real process data. This comparison included temperature data at all three zones (mold exit, spray cooling and radiation), as well as evaluations based on four metallurgical quality and process criteria, using billet macrographs. The optimization tool was very efficient in determining optimum parameters of secondary cooling, resulting in surface temperature profiles with low reheating levels. The analysis performed using the heat transfer model shown that the addition of one more sprays zone (using water flows by zone defined by the optimization tool) and the increase of square section to 130x130mm, reduce the likelihood of reheating midway cracks occurrence and increases the likelihood of forming an equiaxial structure at the center of the billet, respectively.

Keywords: Continuous Casting (CC), Solidification, Modeling, Optimization

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1. Participação do lingotamento contínuo em relação ao total de aço bruto produzido no Mundo entre 1971 e 2014 (World Steel Association, 2015).	1
Figura 1.2. Participação do lingotamento contínuo em relação ao total de aço bruto produzido no Brasil entre 1971 e 2014 (World Steel Association, 2015).	2
Figura 2.1. Fluxo simplificado do processo siderúrgico de alguns produtos planos (www.gerdau.com.br).....	4
Figura 2.2. Desenho esquemático do processo de lingotamento contínuo (Calmec, 2015).	6
Figura 2.3. Representação esquemática de um distribuidor utilizado no lingotamento contínuo de aços (Aksiyon Tech, 2015).	8
Figura 2.4. a) Sistema de troca rápida de válvulas representado esquematicamente; b) detalhe de uma válvula cambiável (Gerdau, 2009).	10
Figura 2.5. a) <i>Breakout</i> na saída do molde e b) sistema metal/molde, destacando o <i>gap</i> (Cheung, 1999).	11
Figura 2.6. a) Esquema de um sistema de molde para lingotamento de tarugos aberto e b) seção transversal do molde para lingotamento de tarugos (Cheung, 1999).	11
Figura 2.7. Dois tipos possíveis de jatos: mistura ar mais água (à esquerda) e somente água (à direita) (Irving, 1993)(Cheung, 1999).	12
Figura 2.8. Região de radiação livre em uma máquina de lingotamento contínuo de tarugos com oito veios (Wuxi KYLDSD Metallurgy Equipment Co., 2015).	13
Figura 2.9. Temperatura da superfície e espessura da casca solidificada previstos através de modelamento da solidificação em lingotamento contínuo com o MDF. Adaptado de (Chaudhuri, et al., 2010).	15
Figura 2.10. Macrografia de tarugo com o (a) projeto original de refrigeração secundária e (b) projeto modificado (inclusão de uma terceira zona de <i>sprays</i>). Adaptado de (Chaudhuri, et al., 2010).	15
Figura 2.11. (a) Temperatura da superfície e (b) espessura solidificada antes e após otimização. Adaptado de (Cheung, et al., 2006).	16
Figura 2.12. Perfis inicial e otimizado da temperatura da superfície e do centro da placa obtida por Feng e colaboradores (Feng, et al., 2014).	17
Figura 2.13. Perfis da temperatura da superfície e do centro obtidas pela metodologia de Santos e colaboradores (Santos, et al., 2005).	18

Figura 2.14. Representação esquemática das três zonas da estrutura ideal de solidificação dos aços produzidos por lingotamento contínuo (Bower, et al., 1967). A área sombreada corresponde à contribuição do molde do lingotamento contínuo na estrutura.	19
Figura 2.15. Segregação central (International Iron and Steel Institute, 1986).....	20
Figura 2.16. a) Perfil ideal da poça no lingotamento contínuo (Gosh, 2001) e b) sequência da solidificação em duas regiões isoladas por pontes de dendritas (Moore, 1984).....	21
Figura 2.17. Influência da temperatura de lingotamento na estrutura do aço (Lait, et al., 1982).	22
Figura 2.18. Relação entre propriedades mecânicas na zona de baixa ductilidade em elevadas temperaturas: a) representação esquemática da interface sólido/líquido na solidificação e b) valores de ZDT e DBT para vários teores de carbono (Thomas, et al., 1986).	25
Figura 2.19. Micrografia obtida por microscopia eletrônica mostrando a superfície de uma trinca formada próximo à temperatura <i>solidus</i> . As inclusões são de sulfetos (Brimacombe, et al., 1977).....	25
Figura 2.20. Diagrama Ferro Carbono.....	27
Figura 2.21. a) macrografia de um tarugo destacando as trincas a meio caminho (<i>midway cracks</i>) e b) imagem em microscopia ótica de uma trinca a meio caminho (Brimacombe, et al., 1977).....	28
Figura 2.22. Rechupe em tarugos, resultante da presença de um núcleo líquido (ausência de solidificação total da seção) no momento do corte. (IRD, 2015)	29
Figura 3.1. Visão geral da metodologia aplicada no presente trabalho, indicando resumidamente todos os ensaios e procedimentos realizados.	30
Figura 3.2. Seção transversal do lingote (tarugo) indicando a área modelada matematicamente (Cheung, 1999).	31
Figura 3.3. Malha superposta à quarta parte do lingote, mostrando as condições de contorno.	34
Figura 3.4. Nove regiões distintas da malha e a equação de conservação da energia (com forma distinta para cada região).	35
Figura 3.5. Representação dos elementos de um volume para um sistema bidimensional.	35
Figura 3.6. Representação do elemento de volume situado na Região 5.	36
Figura 3.7. Representação do elemento de volume situado na Região 1. Nas interfaces leste e sul o fluxo é convectivo.....	38
Figura 3.8. Representação dos elementos de volume situados na Região 2. Na interface sul o fluxo é convectivo.	39

Figura 3.9. Representação do elemento de volume situado na Região 3. Na interface sul o fluxo é convectivo e na interface leste não há fluxo, uma vez que esta é um eixo de simetria (adiabático).	40
Figura 3.10. Representação dos elementos de volume situados na Região 4. Na interface oeste o fluxo é convectivo.	41
Figura 3.11. Representação dos elementos de volume situados na Região 6. Na interface leste não há fluxo, uma vez que esta é um eixo de simetria (adiabático).	42
Figura 3.12. Representação do elemento de volume situado na Região 7. Na interface oeste o fluxo é convectivo e na interface norte não há fluxo.....	42
Figura 3.13. Representação dos elementos de volume situados na Região 8. Na interface norte não há fluxo de calor.	43
Figura 3.14. Representação do elemento de volume situado na Região 9. Nas interfaces norte e leste não há fluxo de calor.	44
Figura 3.15. Fluxograma simplificado do algoritmo.	47
Figura 3.16. Diferença de perfis da temperatura da superfície com diferentes tamanhos de malha.	49
Figura 3.17. Exemplo de termografia realizada na região de radiação livre (imediatamente após o rolo extrator).....	50
Figura 3.18. Medição manual da temperatura de lingotamento.	52
Figura 3.19. Pirômetro ótico posicionado após o rolo extrator.	52
Figura 3.20. Posições de medição da temperatura com pirômetros.	53
Figura 3.21. Possíveis operações para uma iteração do método de Nelder-Mead: (a) reflexão, (b) reflexão e expansão, (c) contração e (d) contração múltipla (Press, et al., 2007).....	56
Figura 3.22. Fluxograma da lógica de integração entre o modelo de transferência de calor e o otimizador.....	57
Figura 4.1. Temperatura da superfície modelada utilizando a equação de transferência de calor no molde de Toledo (1993) e zona de <i>sprays</i> de a) Bolle (1979); b) Nozaki (1978) e c) Mizikar (1970).....	61
Figura 4.2. Avaliação da acurácia do modelo com as combinações usando Toledo (1993). ...	62
Figura 4.3. Temperatura da superfície modelada utilizando a equação de transferência de calor no molde de Lait (1974) e zona de <i>sprays</i> de a) Bolle (1979); b) Nozaki (1978) e c) Mizikar (1970).	64
Figura 4.4. Avaliação da acurácia do modelo com as combinações usando Lait (1974).	65

Figura 4.5. Temperatura da superfície modelada utilizando a equação de transferência de calor no molde de Silva (1996) e zona de <i>sprays</i> de a) Bolle (1979); b) Nozaki (1978) e c) Mizikar (1970).	66
Figura 4.6. Avaliação da acurácia do modelo com as combinações usando Silva (1996).	67
Figura 4.7. Comparativo entre as melhores combinações de modelos quanto a assertividade da temperatura a 10,7m do menisco.	68
Figura 4.8. Resultado das simulações da temperatura da superfície para os três modelos de hg do molde da corrida de validação da temperatura na saída do molde.	70
Figura 4.9. Espessura da casca solidificada da corrida C5, sendo a) o perfil completo e b) um detalhe na região do molde e início da zona de <i>sprays</i>	72
Figura 4.10. Produto do <i>breakout</i> da corrida analisada a) imagem lateral e b) seção quadrada.	73
Figura 4.11. Espessura da casca solidificada da corrida em que houve perfuração, detalhando somente a região do molde e início da zona de <i>sprays</i>	74
Figura 4.12. Simulações da temperatura da superfície do tarugo de todas as corridas industriais, sobreando a região de atendimento ao Critério 2.	76
Figura 4.13. Macrografia de amostra da seção transversal de um tarugo da corrida C7. Três trincas são observadas, trincas a meio caminho (<i>midway cracks</i>) 1 e 2 e na linha central 3. ..	77
Figura 4.14. Macrografia de amostra da seção transversal de um tarugo da corrida C9. Trinca a meio caminho marcada como 1.	77
Figura 4.15. Simulações da temperatura da superfície (curva <i>Ts</i>), temperatura do centro (curva <i>Tc</i>) e espessura solidificada (curva <i>e</i>) da corrida C7 utilizando Toledo (1993) + Bolle (1979). Destaca-se o reaquecimento na região de radiação livre.	78
Figura 4.16. Curvas da corrida C9 com Silva(1996)+Mizikar(1974), demonstrando que não há reaquecimento acima de 150°C na região de radiação livre.	79
Figura 4.17. Macrografia de amostra da seção transversal de um tarugo da corrida C10. Trincas a meio caminho marcadas como 1, 2 e 3.	80
Figura 4.18. Curvas da corrida C10 com Silva(1974)+Nozaki(1978), demonstrando dois reaquecimentos acima de 150°C.	81
Figura 4.19. Comparação dos perfis de temperatura do centro e espessura solidificada das corridas C7, C9 e C10. Temperatura inicial e condições de resfriamento explicam as diferenças encontradas na macroestrutura de solidificação.	83
Figura 4.20. Valores de percentual de zona equiaxial encontrados nas macrografias de C7, C9 e C10 inseridos na referência de Lait e colaboradores (Lait, et al., 1982).	83

Figura 4.21. Perfil da poça nas três condições avaliadas. Incremento na velocidade de lingotamento acarreta em poças maiores.	84
Figura 4.22. Gráficos de temperatura da superfície (Ts), temperatura do centro (Tc) e espessura (e) solidificada do processo atual, refletindo condições típicas de processo.	89
Figura 4.23. a) Perfil da poça e b) corte da seção transversal do tarugo na saída da Zona 2 (entrada da região de radiação livre) mostrando a presença considerável de fase líquida: 24% da área da seção.	90
Figura 4.24. Curvas da temperatura da superfície (Ts), temperatura do centro (Tc) e espessura solidificada utilizando 0,4 l/kg (<i>soft cooling</i>) e as demais condições típicas do processo atual.	91
Figura 4.25. Curvas de temperatura da superfície da otimização e da condição atual, podendo-se observar uma clara redução dos reaquecimentos, principalmente o na entrada na zona de radiação livre (segmentos AB e A'B')	94
Figura 4.26. Curvas de temperatura do centro e espessura da superfície do processo atual (pontilhada) e da otimização (cheia).	95
Figura 4.27. Perfil da poça para as seções 120x120 mm (à esquerda) e o 130x130 mm (à direita).	97
Figura 4.28. Curvas de temperatura da superfície da otimização 130 e da condição atual, novamente todos os reaquecimentos foram reduzidos.	98
Figura 4.29. Curvas de temperatura do centro e espessura da superfície do processo atual (pontilhada) e da otimização 130 (cheia).	99
Figura 4.30. Curvas de espessura da superfície na escala de tempo de lingotamento do processo atual (pontilhada) e da otimização 130 (cheia).	100
Figura 8.1. Representação geométrica da diferença finita de avanço (à esquerda) e de retorno.	111
Figura 8.2. Representação geométrica da diferença finita de avanço (à esquerda) e de retorno.	112
Figura 8.3. Representação de uma malha de nós num sistema bidimensional. Adaptada de (Cheung, 1999).	113

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Funções do distribuidor e benefícios econômicos (Garcia, et al., 2006).	8
Tabela 3.1. Algumas formulações pra o coeficiente de transferência de calor no molde.	45
Tabela 3.2. Algumas formulações pra o coeficiente de transferência de calor nos <i>sprays</i>	46
Tabela 3.3. Parâmetros utilizados no teste de malha.	48
Tabela 3.4. Parâmetros utilizados no teste de malha. Comparação entre resultados de temperatura da superfície (Ts).	49
Tabela 3.5. Dados construtivos da máquina de lingotamento de tarugos modelada no presente estudo.	50
Tabela 3.6. Propriedades termofísicas do aço AISI 1025.	51
Tabela 4.1. Parâmetros de processo das corridas industriais escolhidas para avaliação dos modelos. T_L e v_L são a temperatura e a velocidade de lingotamento respectivamente. A média e desvio padrão de cada temperatura foram calculados com base em aproximadamente 600 medidas por corrida.	59
Tabela 4.2. Todas as temperaturas da superfície das simulações. Células sombreadas indicam resultados considerados aceitáveis. Valores em °C.	68
Tabela 4.3. Parâmetros da corrida de validação da temperatura na saída do molde, bem como os resultados obtidos com cada modelo de transferência de calor no molde.	69
Tabela 4.4. Resultados de espessura solidificada na saída no molde obtidos das simulações das corridas industriais com os três modelos estudados. Valores da tabela em mm.	71
Tabela 4.5. Parâmetros da corrida de validação da temperatura na saída do molde, bem como os resultados obtidos com cada modelo de transferência de calor no molde.	73
Tabela 4.6. Temperaturas da superfície do tarugo no ponto de extração: 7,76 m do menisco. A temperatura mínima encontrada das simulações foi 992°C, enquanto a máxima foi 1183°C. O atendimento ao Critério 2 foi sinalizado por todas as combinações de modelos.	75
Tabela 4.7. Análise dos reaquecimentos na zona de radiação livre das simulações das corridas C7 e C9. Somente as simulações com Mizikar (1970) não previram as trincas a meio caminho observadas na macrografia.	79
Tabela 4.8. Análise dos reaquecimentos na Zona 1 e radiação livre das simulações das corridas C10.	81
Tabela 4.9. Comprimentos metalúrgicos de cada combinação de modelos. Células em vermelho mostram condições que indicaram ocorrência de rechupe severo.	85

Tabela 4.10. Resumo das avaliações dos modelos.	86
Tabela 4.11. Faixas de trabalho de temperatura e velocidade de lingotamento do processo estudado.	87
Tabela 4.12. Parâmetros da condição típica do processo atual.	88
Tabela 4.13. Novos comprimentos das zonas de <i>sprays</i>	92
Tabela 4.14. Parâmetros da função custo J para a estratégia de otimização Qualidade.	93
Tabela 4.15. Resultado da otimização.	93
Tabela 4.16. Resultado da otimização, incluindo coluna da seção 130x130mm.	97

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO.....	1
2.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1	O Processo Siderúrgico.....	4
2.2	Lingotamento Contínuo	5
2.3	Equipamentos Básicos de um Sistema de Lingotamento Contínuo.....	7
2.4	Transferência de Calor e Modelagem no Lingotamento Contínuo.....	13
2.5	Aplicações de Modelos Matemáticos de Solidificação do Lingotamento Contínuo .	14
2.6	Macroestrutura de Solidificação no Lingotamento Contínuo.....	18
2.7	Critérios Metalúrgicos no Lingotamento Contínuo	23
3.	METODOLOGIA.....	30
3.1	Construção do Modelo de Transferência de Calor no Lingotamento Contínuo	30
3.2	Validação do Modelo Matemático de Solidificação do Lingotamento Contínuo.....	49
3.3	Otimização do Processo de Solidificação	53
4.	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	59
4.1	Avaliação dos Modelos do Molde e da Zona de Sprays com resultados industriais .	59
4.1.1	Seleção das Corridas Industriais.....	59
4.1.2	Pirometria na zona de radiação livre (10,7 m do menisco)	60
4.1.3	Pirometria na saída do molde	68
4.1.4	Critérios Metalúrgicos	70
4.2	Otimização do Processo de Solidificação	86
5.	CONCLUSÕES.....	101
6.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	103
7.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	104
8.	ANEXOS.....	110
8.1	ANEXO A: Expansão de Taylor para o Método de Diferenças Finitas (M.D.F.)...	110
8.2	ANEXO B: Histogramas de Temperatura	113

1. INTRODUÇÃO

O processo de lingotamento contínuo tem sido empregado em larga escala na indústria do aço no mundo inteiro. Quando comparado com o método convencional estático, o lingotamento contínuo apresenta vantagens consideráveis, dentre as quais pode-se citar: custo operacional menor, rendimento mais elevado, maior flexibilidade de operação, e maior qualidade dos produtos finais (Won, et al., 2000). Essas características tornaram o lingotamento contínuo o processo de solidificação mais empregado na produção de aço no mundo, substituindo gradativamente o método convencional ao longo dos anos. A Figura 1.1 mostra a evolução da participação do lingotamento contínuo na produção de aço no mundo.

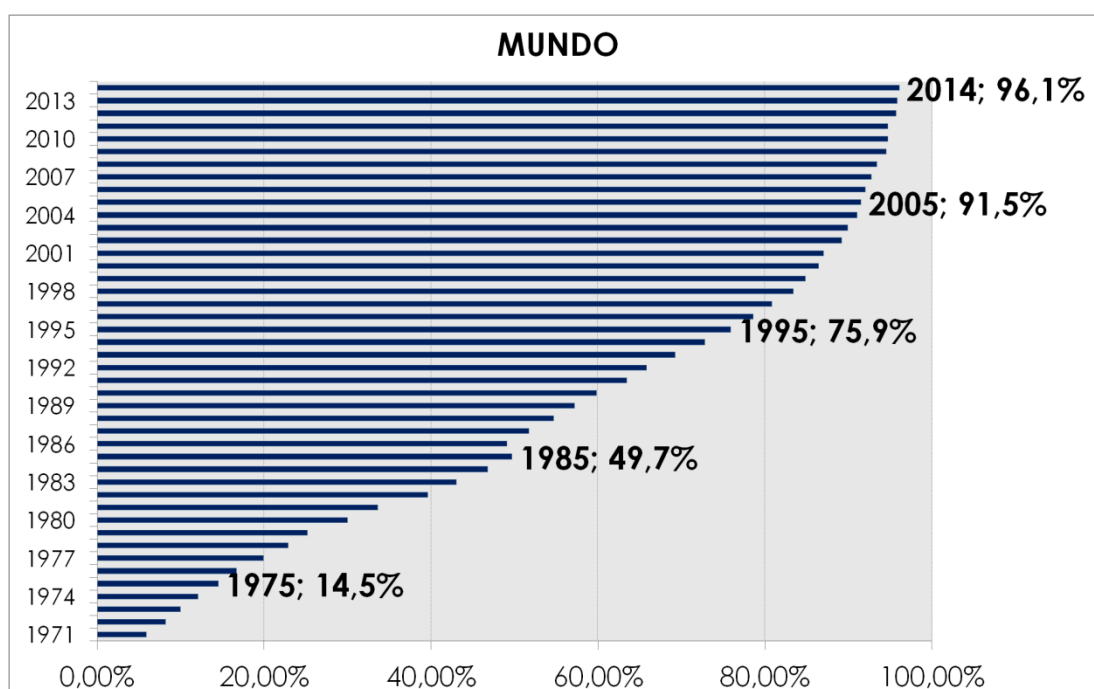


Figura 1.1. Participação do lingotamento contínuo em relação ao total de aço bruto produzido no Mundo entre 1971 e 2014 (World Steel Association, 2015).

No Brasil não acontece diferente. A Figura 1.2 mostra que o processo de lingotamento contínuo vem aumentando continuamente sua contribuição na produção de aço no Brasil. Inclusive, a partir de 1999, o percentual de aço produzido via lingotamento contínuo no Brasil passou a ser maior que o do mundo, demonstrando a grande relevância desse processo de solidificação na indústria nacional.

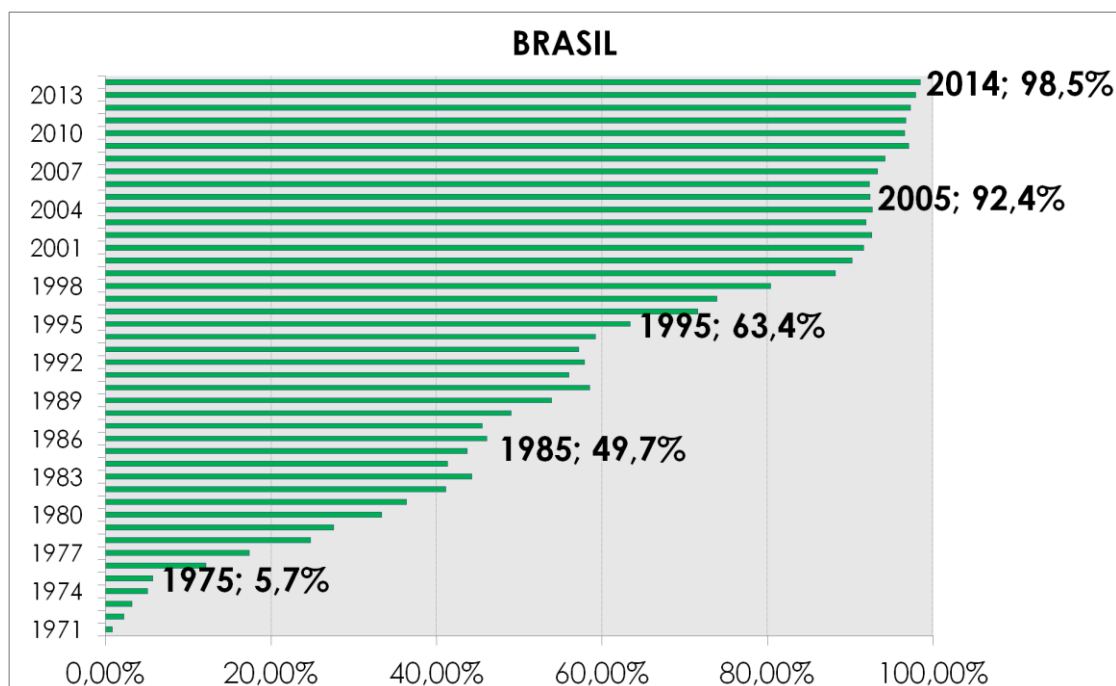


Figura 1.2. Participação do lingotamento contínuo em relação ao total de aço bruto produzido no Brasil entre 1971 e 2014 (World Steel Association, 2015).

A necessidade de elevados patamares de competitividade na indústria do aço tem levado à utilização cada vez mais frequente, por parte daqueles que utilizam lingotamento contínuo, de ferramentas de modelagem matemática da solidificação. O objetivo dessas ferramentas é não só promover um conhecimento mais aprofundado dos fenômenos de transferência de calor no processo de lingotamento contínuo – permitindo a previsão de defeitos, por exemplo – mas também fornecer bases para o emprego de técnicas avançadas de otimização, que visam aliar o atendimento a critérios de qualidade com o aumento de produtividade ou redução de custos.

O emprego de ferramentas de modelagem e otimização permitem ainda desenvolver padrões operacionais de lingotamento contínuo sem a necessidade de uma quantidade extensiva de experimentos de campo para avaliar a influência dos diversos parâmetros desse processo nas características de estudo.

Por outro lado, é importante fazer uma avaliação prévia do grau de ajuste do modelo à máquina de lingotamento contínuo estudada. Isso ocorre pelo fato de que estão disponíveis na literatura diversas estratégias de modelamento e modelos de cálculo das variáveis de transferência de calor. Dessa forma, faz-se necessário, inicialmente, o conhecimento detalhado do processo a ser modelado – filtrando as referências mais alinhadas ao mesmo – seguido por uma comparação criteriosa dos resultados previstos pelas simulações com dados

reais, de modo a construir uma ferramenta confiável para previsão e otimização do lingotamento contínuo. Com o modelo devidamente validado, tem-se disponível uma ferramenta poderosa para a garantia da estabilidade operacional e para a melhoria contínua do processo.

Assim, o presente trabalho tem como objetivo geral empregar um modelo matemático de transferência de calor para propor melhorias em uma máquina de lingotamento contínuo utilizada na fabricação de tarugos de aço. A literatura possui diversas referências acerca da construção de modelos matemáticos da transferência de calor no lingotamento contínuo. Entretanto, ainda existem poucos trabalhos mostrando a utilização desses modelos na resolução de problemas metalúrgicos reais, como os de qualidade e estabilidade do processo.

Como objetivos específicos, tem-se:

- Definir quais equações do coeficiente de transferência de calor no molde e na zona de *sprays* existentes na literatura que melhor se ajustam à máquina de lingotamento contínuo em estudo;
- Validar o modelo com base em dados reais de processo (pirometria e critérios metalúrgicos)
- Construir uma ferramenta de otimização da refrigeração secundária;
- Propor melhorias relativas à qualidade do tarugo e estabilidade do processo.

Dessa forma, busca-se melhorar a qualidade dos produtos (tarugos) e a estabilidade operacional do lingotamento contínuo através da utilização de modelos matemáticos de solidificação e ferramentas de otimização. Com isso tem-se uma redução de custos pela diminuição da perda de material e a menor necessidade de retrabalho.

No Capítulo 2 será realizada a exposição do estado geral da arte, no qual serão destacados os conceitos mais importantes para o melhor entendimento do presente trabalho. No Capítulo 3 serão mostrados os materiais e métodos empregados para obtenção dos resultados, ou seja, como foi realizada a construção do modelo matemático, as técnicas utilizadas para validá-lo com dados reais e a estratégia de otimização adotada. Já o Capítulo 4 mostrará os resultados obtidos das diversas avaliações do modelo frente a dados reais de processo, bem como as análises de parâmetros operacionais visando a otimização do processo em estudo, sendo propostas ações de otimização. O Capítulo 5 mostrará as conclusões enquanto que o Capítulo 6 indicará sugestões de trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 O Processo Siderúrgico

As usinas siderúrgicas atuais podem ser divididas em dois grandes grupos: usinas integradas e semi-integradas. Usina integrada é aquela cujo aço é obtido do ferro primário, isto é, a matéria prima é o minério de ferro, que é transformado em ferro na própria usina, nos altos-fornos (processo de redução); o produto dos altos-fornos, chamado ferro gusa, é transformado em aço através da operação de refino. Já as usinas semi-integradas, ou *mini-mills*, são aquelas cujo aço é obtido a partir de ferro secundário, isto é, a matéria prima é a sucata de aço, não havendo necessidade da etapa de redução do minério de ferro. A sucata é transformada novamente em aço comercial, por meio de Fornos Elétricos a Arco (FEA); dessa forma, as *mini-mills* são recicladoras de aço (Mourão, et al., 2007). A Figura 2.1 apresenta um fluxograma simplificado do processo siderúrgico.

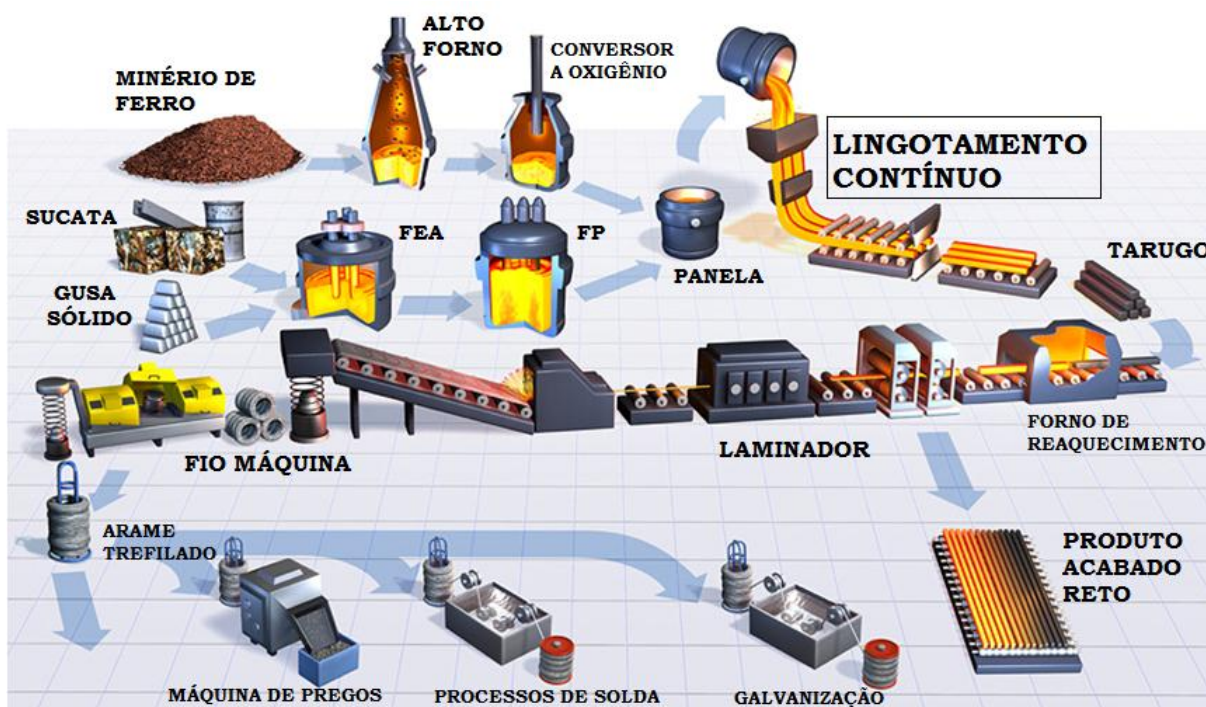


Figura 2.1. Fluxo simplificado do processo siderúrgico de alguns produtos planos (www.gerdau.com.br)

A Aciaria é o setor da usina siderúrgica onde o gusa é refinado (nas integradas) ou a carga metálica é fundida e refinada (nas semi-integradas), obtendo-se o aço. O processo consagrado nas usinas integradas, atualmente, é a conversão do gusa pelo processo a oxigênio, ou processo Linz-Donawitz (LD), no qual o gusa é oxidado, controladamente, por

um fluxo de oxigênio lançado diretamente à superfície do banho, através de uma lança, por onde o fluxo de oxigênio atinge velocidade acima do som (Mourão, et al., 2007). Já nas usinas semi-integradas, o principal equipamento das Aciarias são os Fornos Elétricos a Arco.

O Forno Elétrico a Arco (FEA) para a produção de aço foi inventado por Paul Héroult em 1889. Inicialmente, o emprego desse equipamento ocorria na produção de aços especiais, que requeriam, em seu processamento, elevadas temperaturas, fusão de ferro-ligas e tempos de refino elevados. Entretanto, com o advento do lingotamento contínuo de tarugos na década de 1960, os FEA passaram a ocupar outra função: atuar como principal unidade de fusão e refino de usinas siderúrgicas semi-integradas, ou *mini-mills*, alimentando o lingotamento para a produção de aços para vergalhão e fio-máquina principalmente (Madias, 2014). De fato, o nascimento efetivo das *mini-mills* está associado ao aproveitamento dos significativos ganhos de eficiência e custo decorrentes do processo de lingotamento contínuo. Este, em substituição ao lingotamento convencional, possibilitou uma operação muito mais simples, eliminando equipamentos e atividades como lingoteiras, fornos-poço e laminação de desbaste primária, além de requerer menos energia e mão de obra na produção (Andrade, et al., 2000).

Já no início da década de 1980, de modo a aumentar a produtividade da Aciaria, o FEA se reinventou como uma estação de fusão, descarburização e refino primário (oxidante). O refino secundário (redutor) do aço foi deixado para o recém-introduzido processo em Forno Panela (FP) – que representou um grande avanço de produtividade e qualidade nas Aciarias, uma vez que acarretou em uma maior estabilidade de temperatura e composição química do aço, parâmetros de grande influência no processo de solidificação. Desse modo, estava consolidada a estrutura básica da produção de aço em *mini-mills*: aciaria elétrica (FEA+FP) + lingotamento contínuo.

2.2 Lingotamento Contínuo

O lingotamento contínuo tem como função primordial a transformação do aço da sua forma líquida para a sólida de modo contínuo. Trata-se do modo mais eficiente de solidificar um grande volume de metal em formas mais simples para posterior laminação (Thomas, 2001).

Já em 1856, Henry Bessemer sugeriu um método de solidificação contínua, mas foi somente durante as décadas de 1930 e 1940 que o lingotamento contínuo se tornou um método de produção comum para metais não ferrosos, e depois na década de 1960 para os aços. A condutividade térmica relativamente baixa do aço e as altas temperaturas de

lingotamento acarretaram diversos problemas que precisaram ser resolvidos no lingotamento dos aços em comparação ao dos não ferrosos. Em meados da década de 1980, o lingotamento contínuo cresceu de forma significativa, superando a rota convencional de solidificação de lingotes e se tornando o principal método utilizado na produção de aço. Atualmente, aproximadamente 95% do aço produzido no mundo – nas suas mais variadas composições químicas e formas – utilizam lingotamento contínuo como método de solidificação (Louhenkilpi, 2014; Cheung, 1999).

O princípio do lingotamento contínuo é simples. O resfriamento ocorre em três etapas sequenciais: em um molde de cobre refrigerado a água; em conjuntos de chuveiros de água com capacidades variáveis de extração de calor, e ao ar através da transferência de calor por radiação e convecção natural (Cheung, 1999). A Figura 2.2 mostra uma representação esquemática do processo.

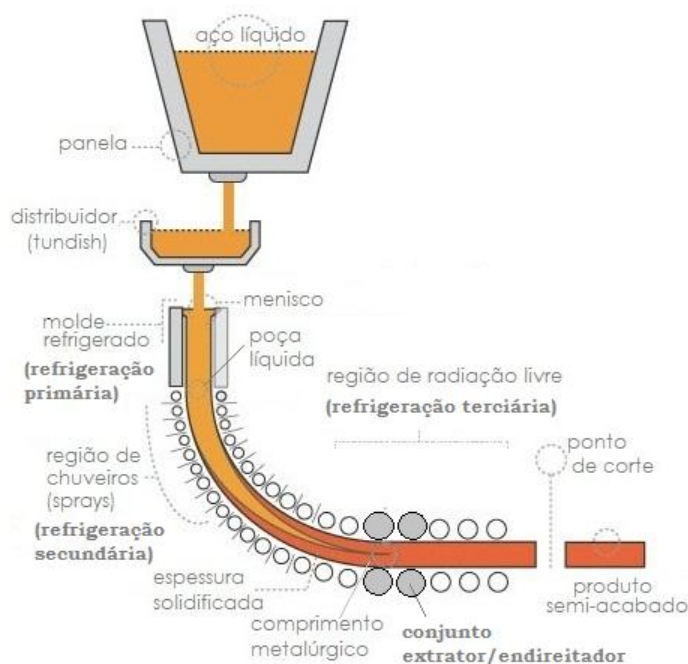


Figura 2.2. Desenho esquemático do processo de lingotamento contínuo (Calmec, 2015).

O processo se inicia com o aço líquido em uma panela sendo transferido à máquina de lingotamento. Quando a operação de lingotamento se inicia, a válvula localizada na parte inferior da panela é aberta e o aço flui a uma taxa controlada para o distribuidor, ou *tundish*, e em seguida para o molde (ou vários deles). A primeira solidificação acontece na interface metal/molde (resfriamento primário). A espessura da casca solidificada aumenta progressivamente à medida que o metal avança pela máquina de lingotamento. Na saída do

molde, a casca deve ser espessa o suficiente para suportar a pressão ferrostática exercida pelo metal líquido e as solicitações mecânicas na saída do molde. Em seguida, o lingote passa para uma região de resfriamento caracterizada pelo jateamento de uma mistura de ar e água ou somente de água (resfriamento secundário), responsável pela maior parcela da solidificação do lingote. Há ainda o resfriamento terciário, na região de radiação livre após as zonas de *spray*. O comprimento metalúrgico é definido como a distância na qual o lingote encontra-se completamente solidificado. No final da máquina acontece o corte, estando o lingote pronto para ser transferido à Laminação (Louhenkilpi, 2014; Chaudhuri, et al., 2010; Cheung, 1999).

Os principais produtos do lingotamento contínuo de aços são (Cheung, 1999):

- Tarugos: tem seção transversal quadrada variando usualmente entre 100 mm e 150 mm ou seção circular de no máximo 150 mm de diâmetro;
- Blocos: tem seção transversal quadrada ou retangular maior que 150 mm até a dimensão de 800 mm x 400 mm, respeitando uma razão entre os lados, menor ou igual a 2. Tarugo com seção transversal circular maior que 150 mm de diâmetro também é considerado bloco.
- Placas: são considerados os lingotes com razão dos lados de seção transversal maior que 2.
- Placas Finas: a espessura do lingote varia de 20 a 80 mm;
- Tiras Finas: tem espessuras na faixa de 0,1 a 20 mm.

2.3 Equipamentos Básicos de um Sistema de Lingotamento Contínuo

2.3.1 Distribuidor (*Tundish*)

O distribuidor é o recipiente intermediário entre a panela vinda do forno ou da metalurgia secundária e o molde (onde o metal começará a solidificar). O conceito básico de se usar um distribuidor foi o de alimentar e distribuir metal fundido para diversos moldes no equipamento (veios), mas além dessa função, ele pode ser utilizado para separar impurezas da liga em função do escoamento do metal líquido, bem como controlar a velocidade de lingotamento (Garcia, et al., 2006; Zhong, et al., 2014). Outra importante função do distribuidor é funcionar como reservatório no intervalo de tempo de troca de panelas, permitindo a continuidade do processo (Cheung, 1999; Louhenkilpi, 2014; Zhong, et al., 2014).

O distribuidor tem influência significativa no desempenho e qualidade do produto final, sendo uma de suas principais características a capacidade volumétrica, o revestimento refratário responsável por manter a temperatura o mais uniforme e constante possível durante a corrida e o fluxo de metal líquido até o molde. A Figura 2.3 mostra as principais características e componentes de um distribuidor e a Tabela 2.1 apresenta algumas especificações do comportamento do distribuidor visando aumentar a qualidade do produto final.

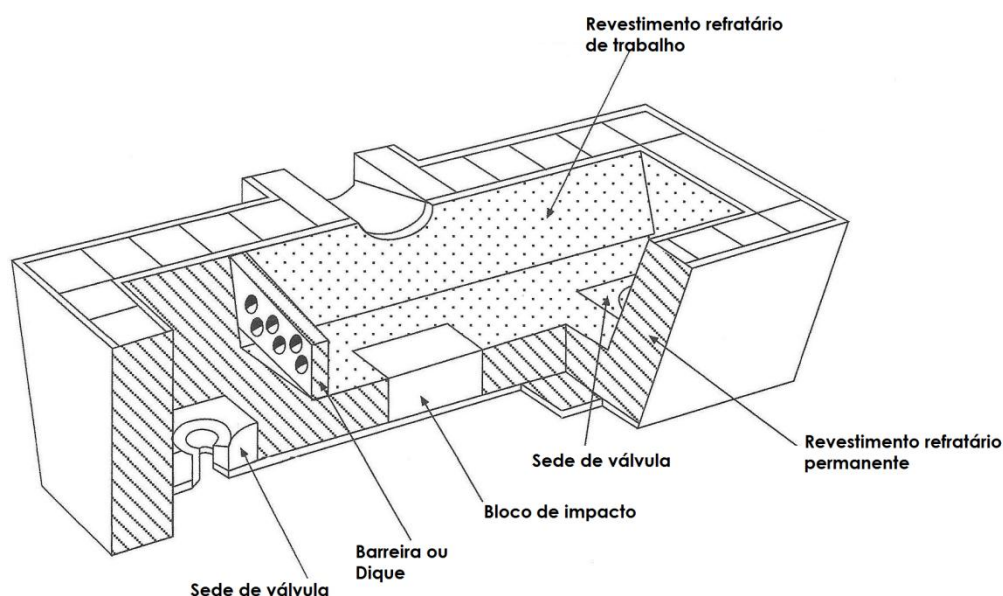


Figura 2.3. Representação esquemática de um distribuidor utilizado no lingotamento contínuo de aço (Aksiyon Tech, 2015).

Tabela 2.1. Funções do distribuidor e benefícios econômicos (Garcia, et al., 2006).

Objetivos:	Reservatório	Distribuidor	Fluxo de aço	Limpeza da liga
Necessidade:	Otimizar a capacidade	Homogeneizar o superaquecimento e a composição	Alimentação controlada	Flotação e separação de inclusões e diminuição de reoxidação
Ganhos:	Sequência de operação durante a troca de painéis	Controle microestrutural e redução de defeitos externos e internos em vários veios	Redução de defeitos superficiais, velocidade controlada de lingotamento e controle de resfriamento	Diminuição de inclusões e aumento da qualidade interna

A chamada temperatura de lingotamento é registrada nessa etapa. Ela consiste na temperatura do aço líquido no distribuidor e pode ser tomada de forma discreta (amostragens individuais) ou contínua (através de sensores instalados no próprio distribuidor). O controle de temperatura no distribuidor é fundamental para a estabilidade e controle do processo, uma vez que o grau de superaquecimento (diferença entre a temperatura de lingotamento e a temperatura *liquidus* do material) é um fator crítico para a determinação dos parâmetros de processo, como velocidade de lingotamento e quantidade de água da zona de *sprays*.

Outro parâmetro importante que deve ser controlado nessa etapa é a altura do nível de metal líquido, pois essa influencia a velocidade de lingotamento quando se opera com jato aberto (ou seja, o jato de metal líquido não está protegido por tubo refratário). Geralmente, esse controle é realizado com uma balança que registra a massa do distribuidor com metal, ou por meio de controle visual realizado por um operador (Garcia, et al., 2006).

A alimentação de aço líquido para o molde pelo distribuidor é controlada, em máquinas de lingotamento de jato aberto modernas, por um sistema de troca rápida de válvulas. Esse sistema permite reduzir as trocas de distribuidor e manter a velocidade de lingotamento constante; uma vez que no sistema convencional, a válvula única de trabalho se desgasta progressivamente com o processo, aumentando a velocidade de lingotamento (pelo aumento do diâmetro) e, em último caso, na necessidade de troca do distribuidor. A concepção básica desse sistema consiste na divisão da válvula do distribuidor em duas partes (Figura 2.4a), sendo a parte inferior passível de ser trocada com o auxílio de um sistema hidráulico que, por meio de um cilindro, proporciona a sua troca em menos de um segundo. A válvula localizada na parte inferior (Figura 2.4b), cambiável, pode possuir diferentes diâmetros, permitindo maior flexibilidade e controle da velocidade de lingotamento (Gerda, 2009).

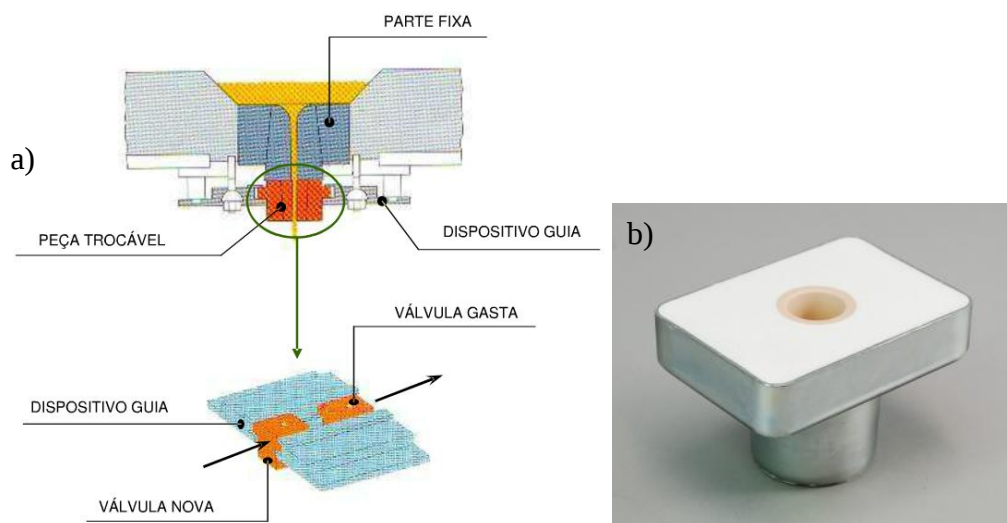


Figura 2.4. a) Sistema de troca rápida de válvulas representado esquematicamente; b) detalhe de uma válvula cambiável (Gerdau, 2009).

2.3.2 Molde ou Resfriamento Primário

Esta etapa do processo é chamada de resfriamento primário, sendo suas principais funções suportar a coluna de metal líquido até que se forme uma casca sólida suficientemente espessa junto à superfície do molde durante os instantes iniciais do processo de solidificação e permitir a retirada de calor do metal pela água (Santos, 2001; Garcia, et al., 2006).

Entre os parâmetros que merecem atenção e controle nessa região, pode-se destacar o nível e flutuação do metal líquido no molde, características como composição, conicidade, espessura, tipo de suportes, condições de refrigeração, oscilação e lubrificação, além de espessura mínima requerida da casca solidificada na saída do molde (Santos, 2001; Garcia, et al., 2006).

A solidificação do metal líquido inicia-se a partir do menisco no molde refrigerado, pela formação de uma casca sólida com espessura suficientemente resistente na saída do molde para resistir à pressão ferrostática exercida pela poça de aço líquido e às tensões de extração do tarugo na saída do molde, evitando seu rompimento e o consequente vazamento de aço líquido e a interrupção do processo (*breakout* – escoamento de aço líquido através de uma ruptura da casca, Figura 2.5a). Nessa etapa de resfriamento primário, verifica-se a formação do *gap* que separa o molde da superfície da casca sólida, dificultando o fluxo de calor do aço para o molde (Figura 2.5b) (Cheung, 1999; Silva, 2010).

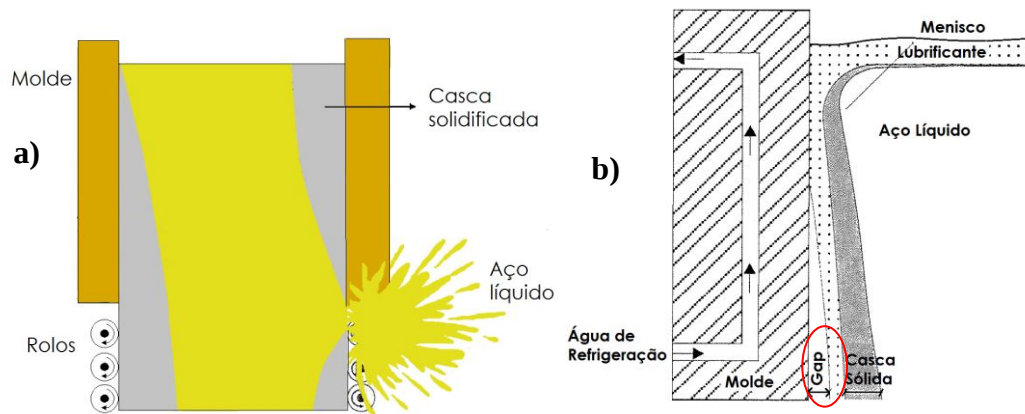


Figura 2.5. a) Breakout na saída do molde e b) sistema metal/molde, destacando o gap (Cheung, 1999).

Uma imagem esquemática do sistema de molde para o lingotamento de tarugos é mostrada na Figura 2.6a, enquanto que a Figura 2.6b mostra a seção transversal de um molde de tarugos – nota-se que o tubo de cobre é envolvido por uma camisa de água, onde o fluxo da mesma é dirigido no sentido ascendente, isto é, a água entra pela parte inferior do molde e sai pela superior (Cheung, 1999).

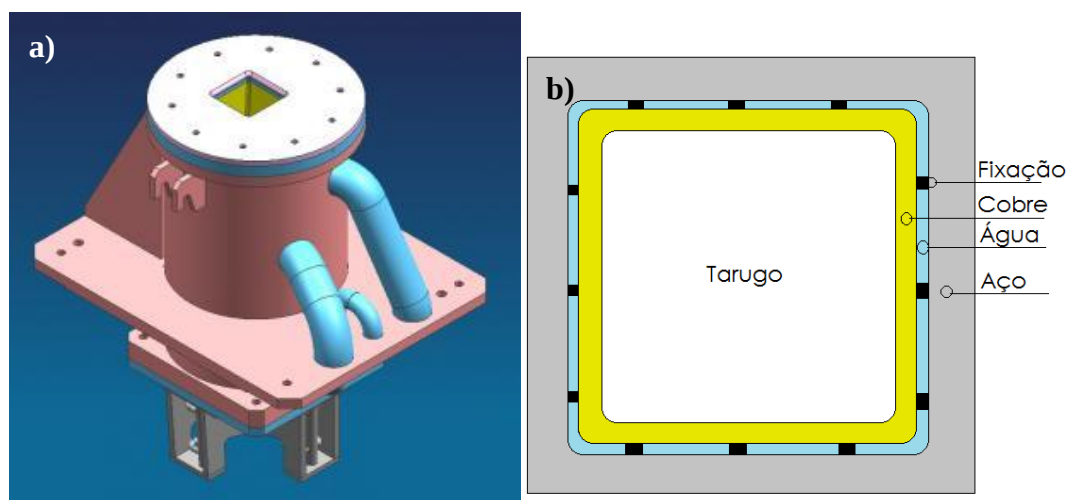


Figura 2.6. a) Esquema de um sistema de molde para lingotamento de tarugos aberto e b) seção transversal do molde para lingotamento de tarugos (Cheung, 1999).

O material do molde deve atender a muitos requisitos. Muitos materiais já foram testados, no entanto, os que mais apresentaram resultados satisfatórios foram o cobre e suas ligas. Para evitar desgaste do cobre, os moldes são tipicamente revestidos com cromo ou outros materiais duros (Louhenkilpi, 2014).

O molde é resfriado por água. De modo a evitar ebulição ou formação de bolhas nos canais de água, o que acarretaria em um resfriamento instável, a velocidade da água nesses

canais deve ser suficientemente alta (10 m/s ou superior) e a temperatura da água não deve superar 50 °C. É também importante que a água esteja limpa, sendo inaceitável qualquer deposição na superfície de resfriamento (Louhenkilpi, 2014).

O aço se contrai à medida que solidifica e resfria. Desse modo, os moldes são tipicamente afunilados, acompanhando o perfil de solidificação, de modo a compensar a contração do lingote e garantir um bom contato entre o molde e a casca – garantindo uma transferência de calor efetiva da casca para o molde (Louhenkilpi, 2014).

2.3.3 Região de Chuveiros (Sprays) ou Resfriamento Secundário

A região de chuveiros ou segunda região de resfriamento é responsável pela maior retirada de calor latente do lingote pela transferência de calor por radiação, por condução aos rolos refrigerados e por evaporação da água que é jateada na superfície do lingote (Cheung, 1999; Santos, 2001).

Há duas formas de a água ser jateada sobre a superfície do lingote, conforme ilustra a Figura 2.7. A pulverização de uma mistura de água e ar comprimido, em relação à de somente água, tem a vantagem de promover uma aplicação mais uniforme devido ao pequeno tamanho das gotas de água (Cheung, 1999).

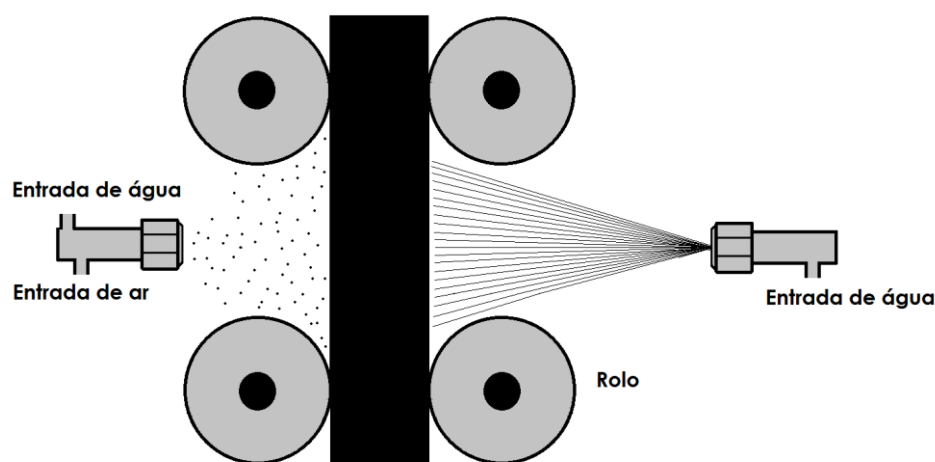


Figura 2.7. Dois tipos possíveis de jatos: mistura ar mais água (à esquerda) e somente água (à direita) (Irving, 1993)(Cheung, 1999).

Cada região de chuveiros deve ser dimensionada para minimizar o reaquecimento da superfície do lingote de modo a evitar a geração de trincas devido a alterações volumétricas, contração e expansão de forma cíclica (Cheung, 1999).

2.3.4 Região de Radiação Livre ou Resfriamento Terciário

Esta etapa de resfriamento é intermediária entre a região de *sprays* e o leito de resfriamento dos lingotes. A transferência de calor da superfície do lingote para o meio é dada por radiação e convecção com o ambiente e por condução na região de contato com os roletes extratores. Porém, como a parcela da transferência de calor por condução é insignificante nessa etapa, na maioria das vezes pode ser desprezada. Os principais parâmetros que devem ser controlados nessa região são: o reaquecimento da superfície do lingote após a saída da última zona de *sprays*, a temperatura da superfície na região de desempenho e a espessura solidificada no corte (Garcia, et al., 2006). A Figura 2.8 mostra a região de radiação livre de uma máquina de lingotamento contínuo de tarugos de oito veios.

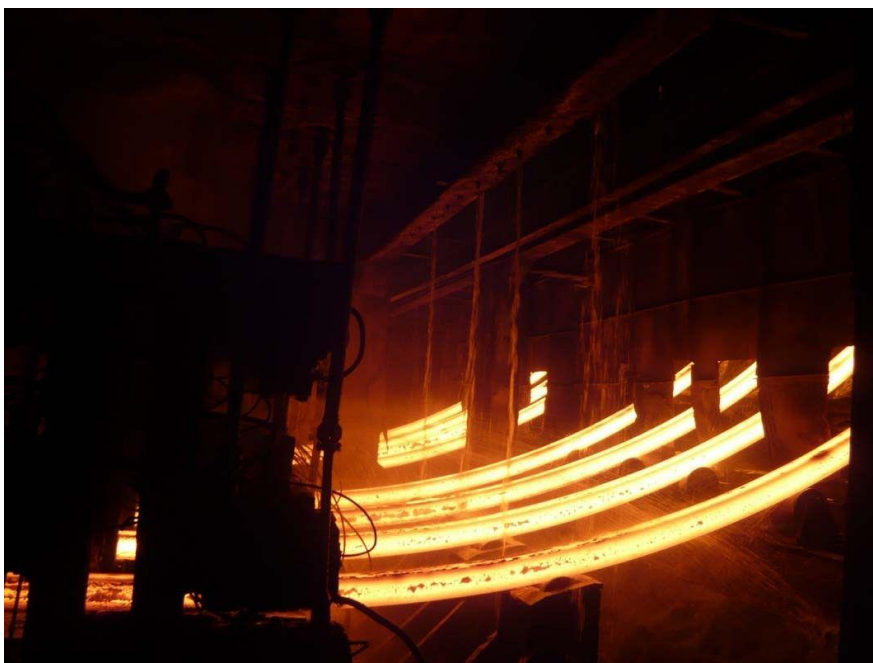


Figura 2.8. Região de radiação livre em uma máquina de lingotamento contínuo de tarugos com oito veios (Wuxi KYLDSD Metallurgy Equipment Co., 2015).

2.4 Transferência de Calor e Modelagem no Lingotamento Contínuo

No lingotamento contínuo a solidificação ocorre pela extração de calor ao longo de até três zonas de resfriamento onde atuam diferentes modos de transferência de calor, mas que se complementam para a transformação de todo metal líquido numa forma sólida semi-acabada. A transferência de calor ao longo dessas etapas de resfriamento pode afetar diretamente a qualidade do produto, particularmente com respeito à ocorrência do rompimento da casca

sólida (*breakout*) na saída do molde ou à formação de trincas nas saídas das diferentes zonas de *spray* e rolos de apoio (Garcia, et al., 2006).

A aplicação de modelos matemáticos baseados em técnicas numéricas para a simulação do fenômeno da solidificação do processo de lingotamento contínuo vem se popularizando desde a década de 80, quando a informática iniciou seu desenvolvimento acelerado com a criação de microprocessadores mais velozes, juntamente com periféricos de armazenamento de dados de grande capacidade e rápido acesso de leitura (Garcia, et al., 2006). Em geral, os métodos numéricos mais explorados no desenvolvimento de modelos matemáticos são o método de elementos finitos (MEF), o método das diferenças finitas (MDF) e o método dos volumes finitos (MVF) (Klimes, et al., 2015). O MDF tem sido bastante utilizado na modelagem da solidificação em processos de lingotamento contínuo de blocos, tarugos e placas, no qual se destaca vasto trabalho desenvolvido por Brimacombe e colaboradores, pioneiros no tema (Garcia, et al., 2006; Brimacombe, 1976).

O detalhamento acerca da construção do modelo de transferência de calor utilizado no presente trabalho será realizado na seção 3.1 Construção do Modelo de Transferência de Calor no Lingotamento Contínuo, página 30.

2.5 Aplicações de Modelos Matemáticos de Solidificação do Lingotamento Contínuo

É possível encontrar atualmente diversos exemplos de utilização de modelos de transferência de calor no lingotamento contínuo utilizando o MDF.

Chaudhuri e colaboradores (Chaudhuri, et al., 2010) utilizaram um modelo de transferência de calor para definir um conjunto de parâmetros de refrigeração secundária (vazão de água por zona de *sprays*) ótimo para eliminar a ocorrência de trincas no lingotamento contínuo de tarugos. Os autores concluíram que se fazia necessária a implementação de uma zona de chuveiros adicional para eliminar o reaquecimento existente na entrada da zona de radiação: na Figura 2.9, AB foi reduzido para AB'. Também foram realizadas melhorias na automação da máquina, aumentando a confiabilidade e robustez do processo. Os resultados positivos na qualidade do tarugo são visíveis, como mostra a Figura 2.10 (Chaudhuri, et al., 2010).

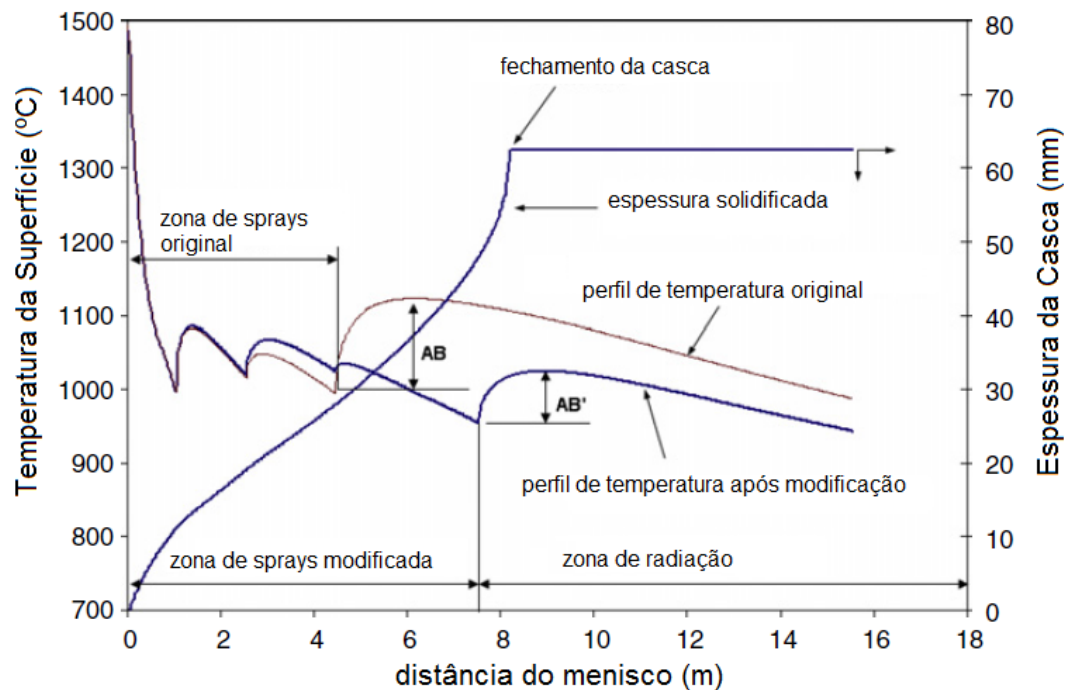


Figura 2.9. Temperatura da superfície e espessura da casca solidificada previstos através de modelamento da solidificação em lingotamento contínuo com o MDF. Adaptado de (Chaudhuri, et al., 2010).

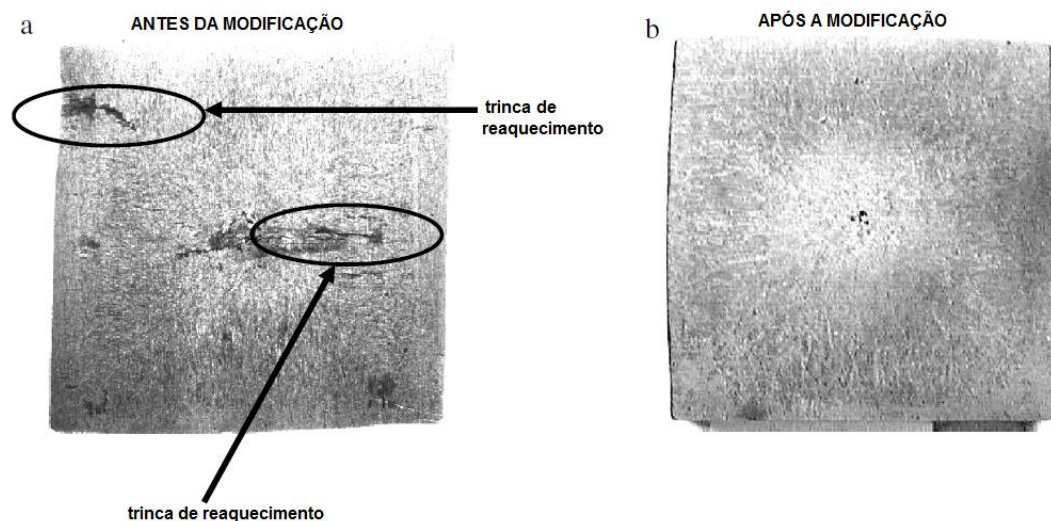


Figura 2.10. Macrografia de tarugo com o (a) projeto original de refrigeração secundária e (b) projeto modificado (inclusão de uma terceira zona de *sprays*). Adaptado de (Chaudhuri, et al., 2010).

Já Cheung e colaboradores (Cheung, et al., 2006) integraram um modelo de transferência de calor e uma base de conhecimento para otimizar, utilizando a técnica de busca heurística, a zona de *sprays* no lingotamento contínuo de tarugos. A base de conhecimento foi construída utilizando os critérios metalúrgicos de qualidade e processo encontrados na literatura. O método de busca heurística apresentou-se eficaz na otimização do processo de lingotamento, reduzindo a susceptibilidade à formação de trincas (pela redução

do reaquecimento entre zonas de resfriamento, conforme observado na Figura 2.11a) e antecipando a solidificação total do lingote (redução de 680 mm no comprimento metalúrgico, conforme observado na Figura 2.11b) (Cheung, et al., 2006).

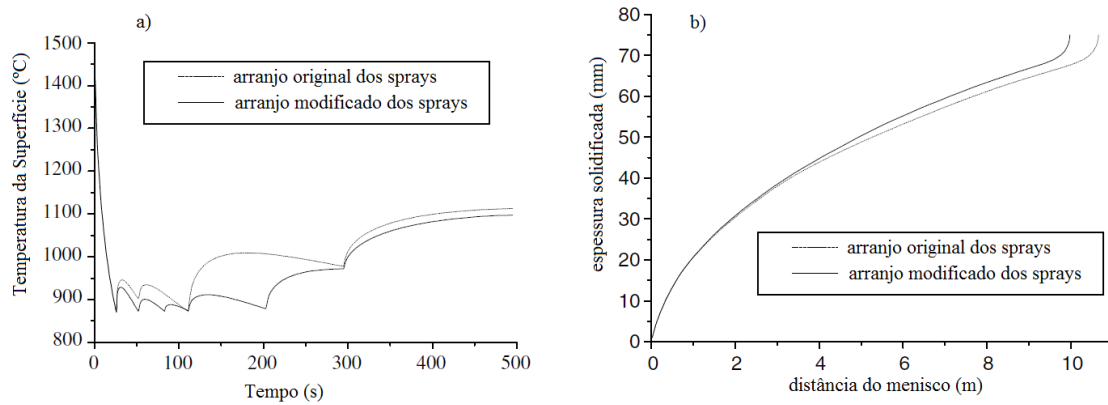


Figura 2.11. (a) Temperatura da superfície e (b) espessura solidificada antes e após otimização. Adaptado de (Cheung, et al., 2006).

Feng e colaboradores (Feng, et al., 2014) utilizaram uma função complexa, baseada na Teoria Constructal (*Constructal Law*), para otimizar o perfil de solidificação no lingotamento contínuo de placas. O objetivo principal dos autores consistia em incrementar a retenção de calor da placa, permitindo a laminação direta, mas atendendo aos critérios metalúrgicos de qualidade e processo (que foram inseridos como restrições na função complexa de otimização). Eles obtiveram sucesso com a metodologia, encontrando uma distribuição da quantidade de água por zona de *spray* que aumentou as temperaturas da superfície e do centro da placa sem comprometer a qualidade do material. A comparação entre os perfis original e otimizado é mostrado na Figura 2.12 (Feng, et al., 2014).

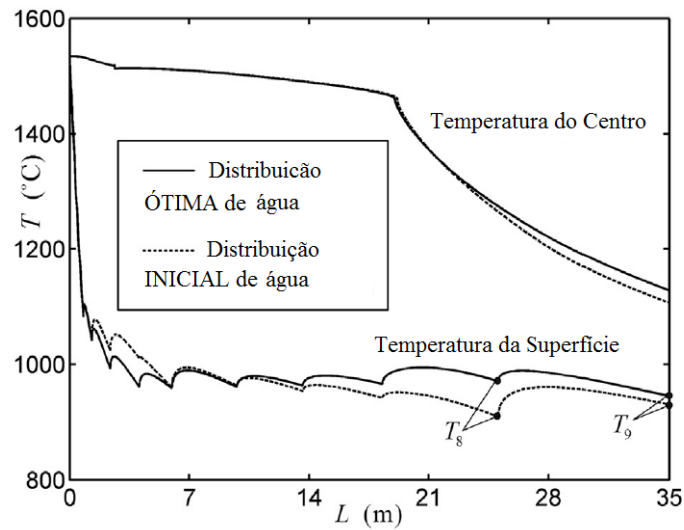


Figura 2.12. Perfis inicial e otimizado da temperatura da superfície e do centro da placa obtida por Feng e colaboradores (Feng, et al., 2014).

Outro trabalho nesse tema foi desenvolvido por Santos e colaboradores (Santos, et al., 2005) para o lingotamento contínuo de blocos e tarugos. Os autores integraram, ao modelo matemático de solidificação, um algoritmo baseado em redes neurais (NNBA – *Neural Network Based Algorithm*) conectados a uma base de conhecimento de critérios metalúrgicos de qualidade e processo. A estratégia de otimização seleciona um conjunto de condições de resfriamento (da zona secundária) e critérios metalúrgicos objetivando um comportamento térmico mais homogêneo durante a solidificação. Os parâmetros de solidificação resultantes da otimização resultaram em melhores perfis de temperatura da superfície, centro e comprimento metalúrgico no lingotamento de tarugos (SAE 1007) e blocos (SAE 1025), conforme mostrado na Figura 2.13. Os resultados previstos pelo modelo de otimização foram também validados com medições de campo (industriais), apresentando concordância satisfatória (Santos, et al., 2005).

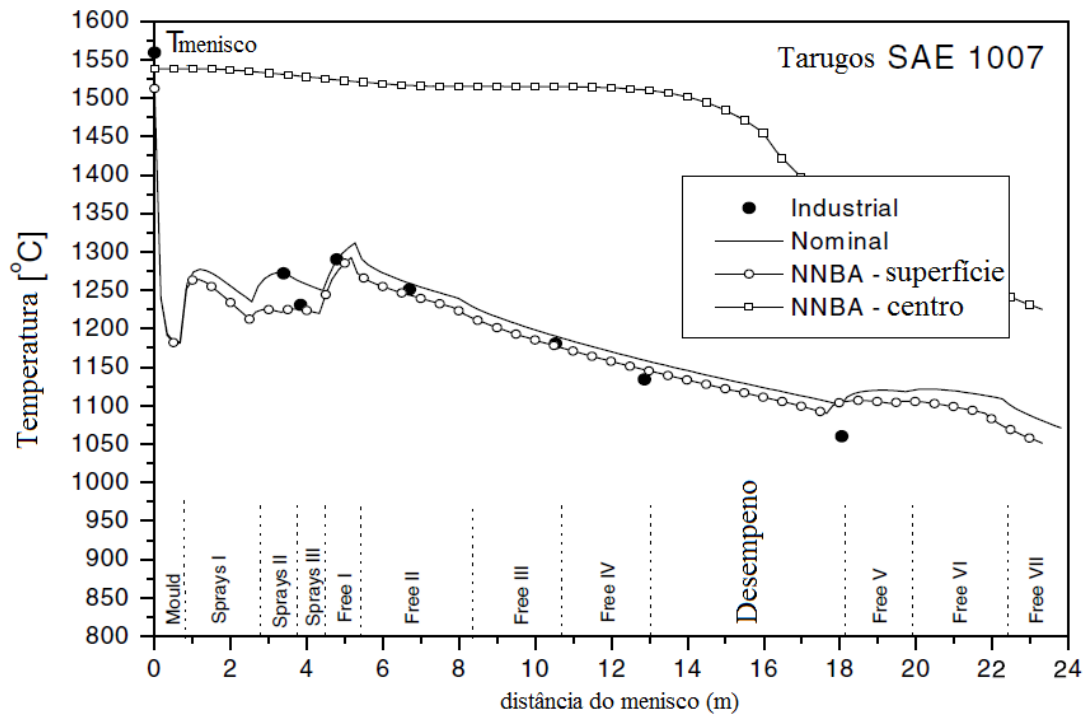


Figura 2.13. Perfis da temperatura da superfície e do centro obtidas pela metodologia de Santos e colaboradores (Santos, et al., 2005).

2.6 Macroestrutura de Solidificação no Lingotamento Contínuo

A estrutura de solidificação dos aços produzidos via lingotamento contínuo tem sido estudada usando uma variedade de métodos (adição de traçadores radioativos, impressão de Baumann e outras técnicas de macrografia), revelando que a mesma consiste, idealmente, de (Lait, et al., 1982):

- Uma zona coquilhada adjacente à superfície, formada de cristais equiaxiais bastante finos;
- Uma zona colunar, na qual dendritas se estendem a partir da zona coquilhada numa direção quase que perpendicular à superfície do lingote;
- Uma zona equiaxial, formada de cristais aleatoriamente orientados no centro do lingote.

Uma ilustração esquemática dessas três zonas é mostrada na Figura 2.14, na qual é destacada (em vermelho) a contribuição do molde: a totalidade da zona coquilhada e parte da zona colunar.

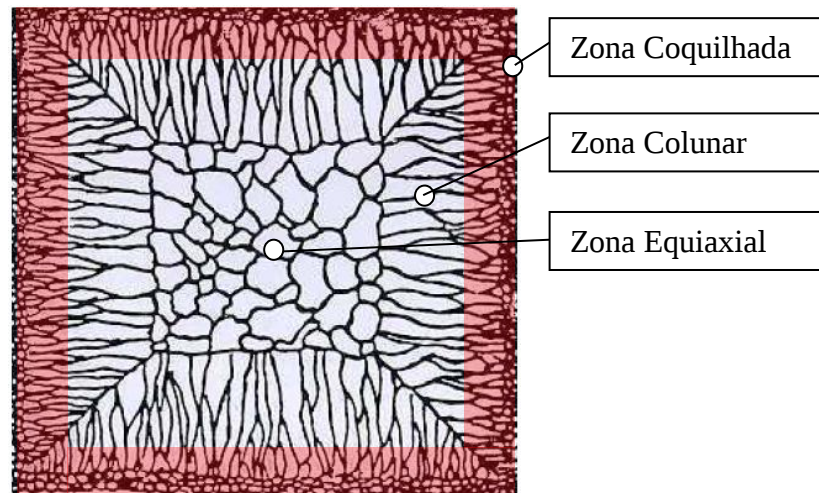


Figura 2.14. Representação esquemática das três zonas da estrutura ideal de solidificação dos aços produzidos por lingotamento contínuo (Bower, et al., 1967). A área sombreada corresponde à contribuição do molde do lingotamento contínuo na estrutura.

O mecanismo de formação das duas primeiras zonas (coquilhada e colunar) é bem estabelecido na literatura. Quando o metal líquido é vazado no molde, a parte que entra em contato com as paredes frias do molde é rapidamente super-resfriada, e, nessa fina camada de líquido super-resfriado, ocorre uma nucleação intensa de grãos cristalinos de orientação aleatória, que formam a *zona coquilhada*. Desses grãos, aqueles que tiverem direções de crescimento mais coincidentes com a direção de extração de calor (perpendicularmente à parede do molde) crescerão mais rapidamente, dando origem à *zona colunar* (Garcia, 2001; Lait, et al., 1982).

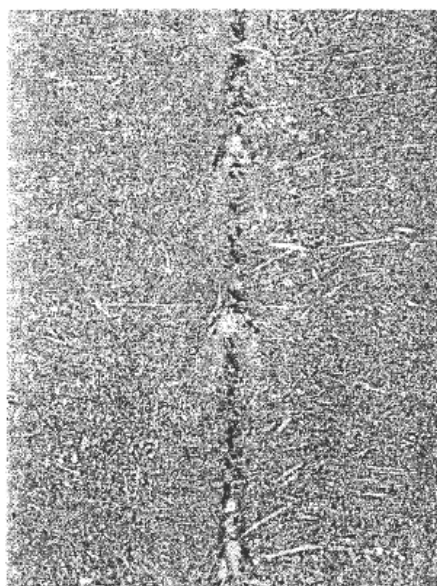
Já o mecanismo de formação da zona equiaxial central é menos compreendido, havendo diversas teorias para explicar o fenômeno (Lait, et al., 1982; Garcia, 2001; Ohno, 1976):

- Nucleação de cristais equiaxiais na frente de crescimento da interface sólido/líquido pela ação do super-resfriamento constitucional;
- Refusão parcial das dendritas colunares pela ação das flutuações de temperatura no líquido;
- Nucleação de cristais na superfície livre do aço líquido, que decantam caso tenham maior densidade do que o líquido.

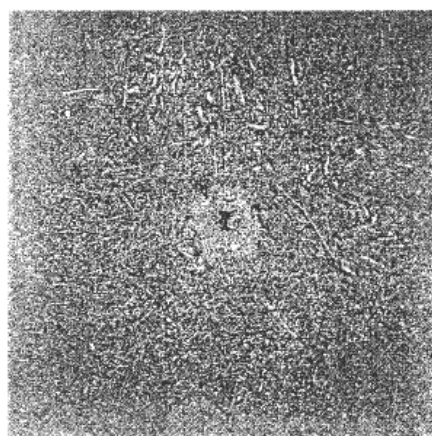
Todos os mecanismos de geração de núcleos formadores da zona equiaxial foram constatados em diferentes observações experimentais, e possivelmente todos ocorrem simultaneamente na solidificação da maioria das ligas de interesse industrial (Garcia, 2001).

O tamanho relativo das zonas equiaxial e colunar dependem da temperatura de lingotamento (superaquecimento), tamanho da seção, condições de fluxo na poça líquida (presença de agitação) e da composição química do aço. O comprimento da zona colunar é importante por duas razões (Lait, et al., 1982; Cheung, 1999):

- é mais susceptível à trincas do que a zona equiaxial;
- uma zona colunar muito longa aumenta a severidade da segregação central (enriquecimento do líquido remanescente na região central do lingote causado pela rejeição de soluto durante a solidificação) e porosidades (na região central também ocorre a contração devido ao término da solidificação, levando ao aparecimento de poros), ver Figura 2.15.



a) seção longitudinal



b) seção transversal

Figura 2.15. Segregação central (International Iron and Steel Institute, 1986).

O perfil ideal da poça líquida, mostrado na Figura 2.16a, permite o preenchimento das cavidades de contração por líquido puro proveniente da parte superior, evitando segregação. Entretanto, em alguns casos, a frente de solidificação (zona colunar) pode avançar de forma desigual, desviando o processo do perfil ideal. Esse avanço desigual das dendritas colunares pode ocasionar o aparecimento das chamadas pontes dendríticas no eixo central de tarugos e blocos. A Figura 2.16b ilustra sequencialmente o fenômeno (Gosh, 2001; Garcia, et al., 2006):

- Estágio 1: crescimento uniforme das dendritas;
- Estágio 2: o crescimento dendrítico colunar torna-se instável devido à convecção e aos gradientes térmicos da poça líquida;
- Estágio 3: em algumas regiões, o crescimento dendrítico produz pontes;
- Estágio 4: formação de segregação e porosidades centrais para cada região isolada e
- Estágio 5: estrutura final.

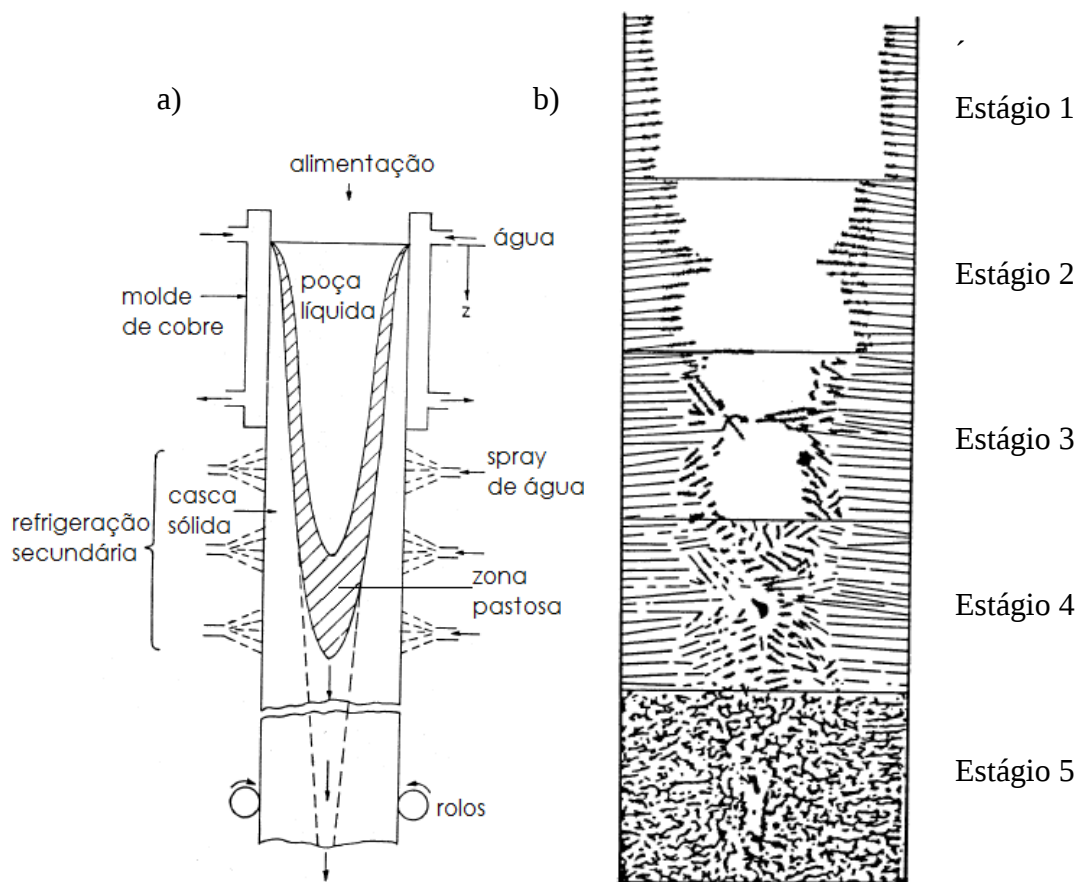


Figura 2.16. a) Perfil ideal da poça no lingotamento contínuo (Gosh, 2001) e b) sequência da solidificação em duas regiões isoladas por pontes de dendritas (Moore, 1984).

As pontes dendríticas impedem o preenchimento das cavidades de contração abaixo delas pelo líquido puro. A contração do líquido decorrente da solidificação arrasta o líquido interdendrítico da zona pastosa ao seu redor para a região central do tarugo, resultando em segregação central. A porosidade ocorrerá se o preenchimento da cavidade de contração for incompleto. O nível de porosidade central pode ser um indicativo do grau de formação de pontes dendríticas ocorrida na solidificação do tarugo (Gosh, 2001).

Para reduzir a segregação central, a formação de cristais equiaxiais deve ser promovida o mais cedo possível durante a solidificação. A solidificação simultânea de cristais equiaxiais na região central tem o efeito de dispersar áreas microsegregadas e barrar a progressão da zona colunar, eliminando consequentemente a formação de pontes dendríticas (Gosh, 2001). Dessa forma, faz-se necessário conhecer a influência dos principais parâmetros de processo do lingotamento contínuo no tamanho relativo das zonas colunar e equiaxial.

Em superaquecimentos baixos, ocorre a precipitação de cristais sólidos que agem como núcleos de solidificação, aumentando o tamanho da zona equiaxial. Por outro lado, quando o superaquecimento é grande, o gradiente térmico no líquido é maior, favorecendo o crescimento colunar dendrítico e a formação de pontes dendríticas (Garcia, et al., 2006); além do fato de que, a temperatura elevada do líquido pode causar refusão de cristais dispersos no mesmo, permitindo o crescimento das dendritas colunares sem nenhum impedimento até o centro do lingote. Dessa forma, superaquecimentos elevados, quando não impedem completamente a formação da zona equiaxial, podem retardar a transição colunar-equiaxial, aumentando dessa forma o comprimento relativo da zona colunar (Garcia, et al., 2006). A Figura 2.17 mostra que altas temperaturas de lingotamento favorecem o crescimento da zona colunar em direção ao centro do lingote, diminuindo, ou até eliminando, a zona equiaxial. Dessa forma, para minimizar o comprimento da zona colunar, a temperatura de lingotamento deve ser a menor possível. Entretanto, temperaturas muito baixas podem resultar na obstrução da válvula gaveta pela solidificação do metal no seu interior, interrompendo o processo de lingotamento. Ainda, temperaturas muito baixas no distribuidor não promovem a flotação de inclusões, podendo reduzir a limpidez do aço (Lait, et al., 1982).

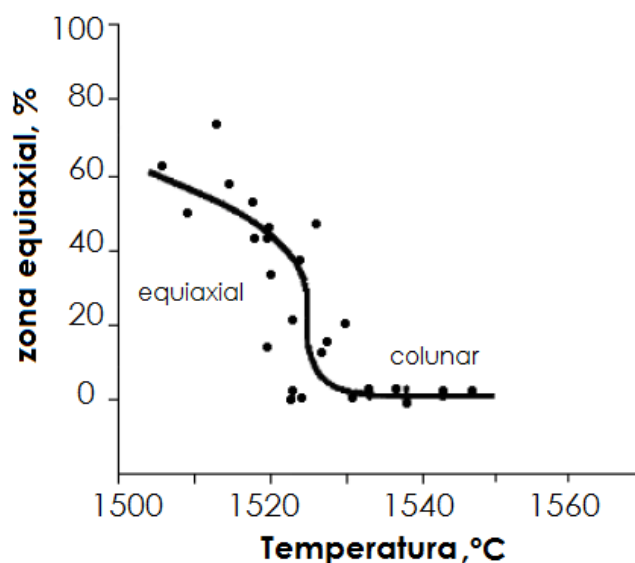


Figura 2.17. Influência da temperatura de lingotamento na estrutura do aço (Lait, et al., 1982).

Taxas de resfriamento mais elevadas favorecem o aumento da zona colunar. Isso explica, por exemplo, o fato de serem observadas zonas colunares proporcionalmente maiores no lingotamento contínuo do que no lingotamento estático (convencional) (Garcia, 2001).

Maiores velocidades de lingotamento aumentam a profundidade da poça e por consequência a probabilidade de formação de pontes dendríticas, dificultando o desenvolvimento de cristais equiaxiais. Como resultado, tem-se uma maior incidência de porosidade e segregação na linha central a velocidades elevadas de lingotamento (Moore, et al., 1983; Lait, et al., 1982).

O tamanho da zona equiaxial é sensível à espessura do lingote. Para um dado superaquecimento, o tamanho da zona equiaxial cresce com o aumento da seção do lingote. Com o tempo de solidificação mais longo associado a lingotes mais espessos, o resfriamento do líquido à frente da interface sólido/líquido produz condições favoráveis ao crescimento de cristais equiaxiais no interior da poça (Lait, et al., 1982).

As condições de fluxo na poça líquida também possuem influência significativa na formação da estrutura de solidificação. O aumento da turbulência na região do molde, com o uso de um agitador eletromagnético (*Electromagnetic Stirring - EMS*), causa um incremento no número de cristais formados, alterando a estrutura do lingote. A influência do fluxo líquido e da agitação na estrutura de solidificação já foi bastante detalhada na literatura (Lait, et al., 1982; Cheung, 1999; Garcia, et al., 2006).

2.7 Critérios Metalúrgicos no Lingotamento Contínuo

Os perfis da temperatura da superfície, temperatura do centro e espessura solidificada, obtidos via modelamento matemático, permitem a realização de diversas avaliações acerca do processo de lingotamento contínuo simulado. Isso é possível a partir da comparação de informações extraídas dessas curvas com os critérios metalúrgicos de processo e qualidade no lingotamento contínuo disponíveis na literatura, os quais serão detalhados a seguir.

2.7.1 Critério 1: Espessura da casca solidificada na saída do molde (Brimacombe, 1984B; Santos, et al., 2003; Lait, et al., 1982)

A formação da casca solidificada no molde influencia diretamente na qualidade superficial do lingote, bem como na produtividade da máquina de lingotamento. O

crescimento da espessura solidificada depende da taxa de remoção de calor no molde, a qual ocorre de acordo os seguintes passos:

- Condução de calor pela casca do lingote;
- Condução pelo filme de pó fluxante (se aplicável);
- Condução e radiação pelo *gap* de ar entre o lingote e o molde;
- Convecção na interface molde/água de resfriamento;

Desses passos citados acima, a maior resistência ao fluxo de calor se dá na transferência de calor pelo *gap* de ar – aproximadamente 84% da resistência total (Watanabe, et al., 1972). A formação do *gap* de ar ocorre, por sua vez, pela interação complexa entre duas forças: a contração resultante do resfriamento da casca, que afasta o metal do molde; e a pressão ferrostática da poça líquida, que pressiona o metal no sentido contrário, aproximando-o do molde (Florio, et al., 2015). O tamanho do *gap* é, dessa forma, função do fluxo de calor, da posição no molde e da geometria do mesmo.

A espessura da casca solidificada na saída do molde (e) deve ser maior que um valor mínimo, geralmente definido como 10% da espessura do produto final ($e_{produto}$). Essa restrição implica em uma baixa probabilidade de ocorrência de *breakouts* causados pelas tensões de extração e a pressão ferrostática exercida pela poça líquida. Esse critério pode ser escrito conforme a Equação (1):

$$\text{na saída do molde, } e \geq 0,1 \cdot e_{produto} \quad (1)$$

2.7.2 Critério 2: Temperatura no ponto de desempenho (extração)

A temperatura na superfície (T_s) do lingote deve estar, no ponto de desempenho (ou extração, onde há um elevado nível de solicitação mecânica de deformação do tarugo), fora das regiões de baixa ductilidade observadas nos aços. São conhecidas três regiões ou zonas, conforme detalhamento a seguir.

A *Zona de Altas Temperaturas* (1200°C a temperatura *solidus*) compreende temperaturas logo abaixo da *solidus*, onde a deformação até a fratura é menor que 1%. Nessa região a ductilidade é reduzida pela microsegregação de S e P nos filmes líquidos interdendríticos, o que reduz a temperatura *solidus* localmente. A ductilidade permanece efetivamente zero até o filme líquido interdendrítico começar a solidificar. Fragilização severa ocorre em todas as temperaturas acima da “temperatura de zero ductilidade” (ou ZDT – *Zero Ductility Temperature*), a qual está a 30-70°C da temperatura *solidus*, conforme mostrado na

Figura 2.18. Qualquer deformação aplicada ao aço nessa região de temperatura irá propagar trincas a partir da frente de solidificação entre dendritas. A fratura resultante exibirá uma superfície lisa e arredondada, característica da presença de um filme líquido no momento da fratura (Figura 2.19)(Thomas, et al., 1986; Brimacombe, et al., 1977).

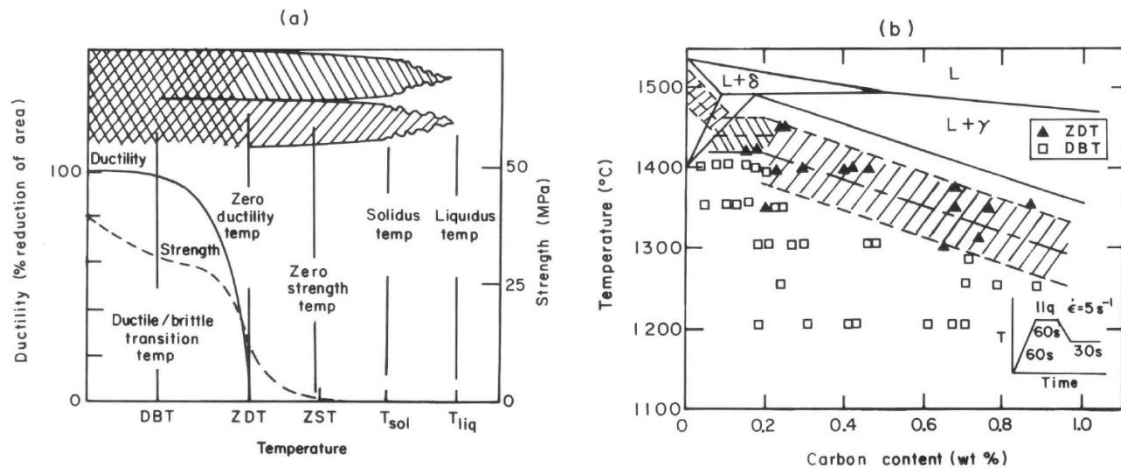


Figura 2.18. Relação entre propriedades mecânicas na zona de baixa ductilidade em elevadas temperaturas: a) representação esquemática da interface sólido/líquido na solidificação e b) valores de ZDT e DBT para vários teores de carbono (Thomas, et al., 1986).

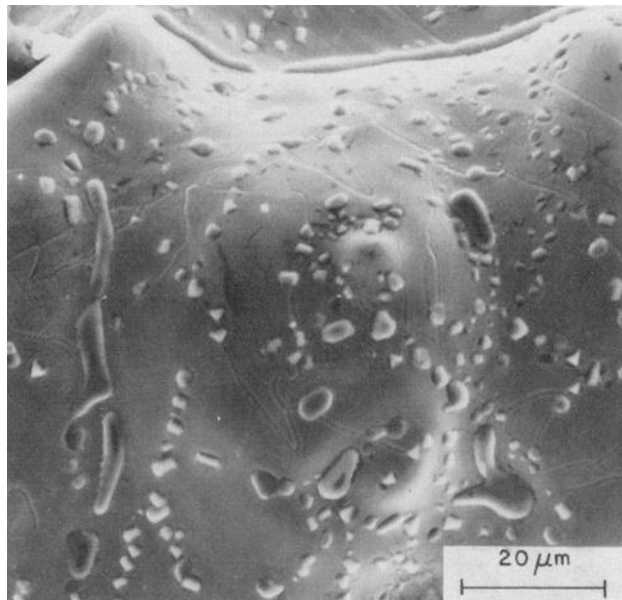


Figura 2.19. Micrografia obtida por microscopia eletrônica mostrando a superfície de uma trinca formada próximo à temperatura *solidus*. As inclusões são de sulfetos (Brimacombe, et al., 1977).

A transição entre os comportamentos dúctil e frágil (ou DBT – *Ductile/Brittle Transition Temperature*) ocorre em uma faixa bastante estreita no aquecimento. Entretanto, no resfriamento, a ductilidade pode não atingir 100% até temperaturas relativamente baixas.

De fato, a Figura 2.18 indica que alguma fragilidade pode ser encontrada até temperaturas da ordem de 1200°C. Adições dos elementos S, P, Sn, Cu e Si afetam negativamente a ductilidade. Já o Mn é benéfico, uma vez que se combina preferencialmente com o S formando precipitados de MnS, prevenindo a formação do filme líquido. Uma razão Mn/S maior que 20 minimiza a formação de trincas por elevar a DBT (Thomas, et al., 1986).

A *Zona de Temperaturas Intermediárias*, por sua vez, compreende a faixa entre 850 e 1200°C. Apesar dos inúmeros estudos realizados acerca da ductilidade da austenita abaixo de 1200°C, a elucidação acerca do mecanismo exato de redução de ductilidade predominante nessa região é incompleta devido a sua alta complexidade. Entretanto, há certa concordância que as falhas que ocorrem na zona de temperaturas intermediárias são altamente influenciadas pela ação de precipitados – principalmente nitretos e sulfetos – nos contornos de grão austeníticos (as teorias se diferem em como esses precipitados reduzem a ductilidade) (Thomas, et al., 1986).

Os nitretos são os principais responsáveis pela fragilização sob baixas taxas de deformação na zona de temperaturas intermediárias. Isso ocorre pois baixas taxas de deformação favorecem a precipitação de (Al, Nb, B)N (processo controlado por difusão) e a coalescência de vazios nos contornos de grão austeníticos. Baixos teores Al, Nb, B ou N desfavorecem a precipitação de nitretos, eliminando a redução da ductilidade por esse mecanismo (Thomas, et al., 1986).

Já para elevadas taxas de deformação, a redução da ductilidade envolve a formação de precipitados de (Fe, Mn)S. O enxofre segrega-se no contorno de grão austenítico formando filmes de sulfetos de baixa resistência que podem levar a falha do material de forma semelhante à observada na zona de altas temperaturas. Também como ocorre na zona de altas temperaturas, valores da relação Mn/S acima de 10 favorecem a formação de precipitados menos danosos à ductilidade do aço (Thomas, et al., 1986).

Dessa forma, aços com baixos teores de Al, Nb, B e N, e com relações Mn/S acima de 10 podem não apresentar queda considerável de ductilidade na zona de temperaturas intermediárias.

Por último, tem-se a Zona de Baixas Temperaturas, correspondendo à faixa de 700 a 850°C. Essa zona compreende a região abaixo da temperatura A3, de transformação $\gamma \rightarrow \alpha$ (austenita para ferrita) em aços médio carbono (Figura 2.20). As fraturas resultantes de testes realizados nessa região estão associadas à formação de trincas nos contornos de grão, podendo conter precipitados de AlN (ou outros nitretos, a depender da composição química do aço), sulfetos ou óxidos na superfície de fratura. Entretanto, o mecanismo mais aceito para

explicar a fragilização no aço na zona de baixas temperaturas atribui somente um papel secundário para a ação de precipitados. A fragilidade do contorno de grão é, como alternativa, atribuída principalmente à concentração de deformação na ferrita primária formada nos contornos de grão austeníticos. Isso ocorre devido ao fato de que a uma mesma temperatura, a ferrita (CCC) é mais dútil e possui menos resistência que a austenita (CFC), uma vez que a estrutura CFC possui mais sistemas deslizamento (48) que a CCC (12) (Thomas, et al., 1986; Ericson, 1977; Suzuki, et al., 1981).

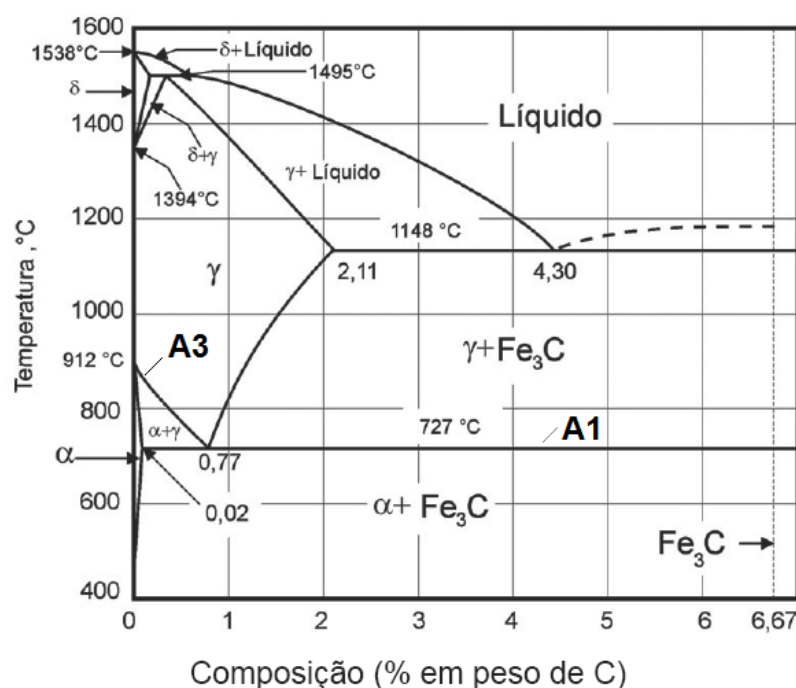


Figura 2.20. Diagrama Ferro Carbono.

Assim, o critério metalúrgico da temperatura da superfície (T_s) do tarugo no ponto de desempenho/extração será definido de modo evitar a zona de altas temperaturas (ou seja, evitar $T > 1200^\circ\text{C}$) e a zona de baixas temperaturas (evitar $T < 850^\circ\text{C}$). A zona de temperaturas intermediárias não será considerada uma vez que está associado a aços (composições químicas) que não serão estudados no presente trabalho. Dessa forma, pode-se escrever o Critério 2 conforme a Equação (2).

$$\text{no desempenho(extração), } 850^\circ\text{C} < T_s < 1200^\circ\text{C} \quad (2)$$

2.7.3 Critério 3: Reaquecimento entre zonas (Brimacombe, et al., 1977; Santos, 2001; Brimacombe, et al., 1984A)

O reaquecimento ocorre quando o lingote passa de uma zona de refrigeração com uma maior eficiência para outra com menor taxa de resfriamento. A formação das chamadas trincas a meio caminho está diretamente associada ao reaquecimento.

O reaquecimento leva ao desenvolvimento de tensões trativas (causadas pela expansão da superfície) na parte interior da casca sólida a qual, como visto anteriormente, é frágil a temperaturas acima de 1200°C (zona de baixa ductilidade de altas temperaturas). Vistas no plano transversal, essas tensões trativas atuam paralelas à superfície, e assim essas trincas se formam perpendicularmente à superfície. A Figura 2.21a destaca as trincas a meio caminho na macrografia de um tarugo de seções 10,2 x 15,2 cm. Elas aparecem predominantemente a meio caminho entre a superfície e o centro (daí o seu nome) e quando observadas em uma ampliação maior – em microscopia ótica, por exemplo – podem se apresentar abertas ou preenchidas com precipitados a base de enxofre, conforme exemplo da Figura 2.21b.

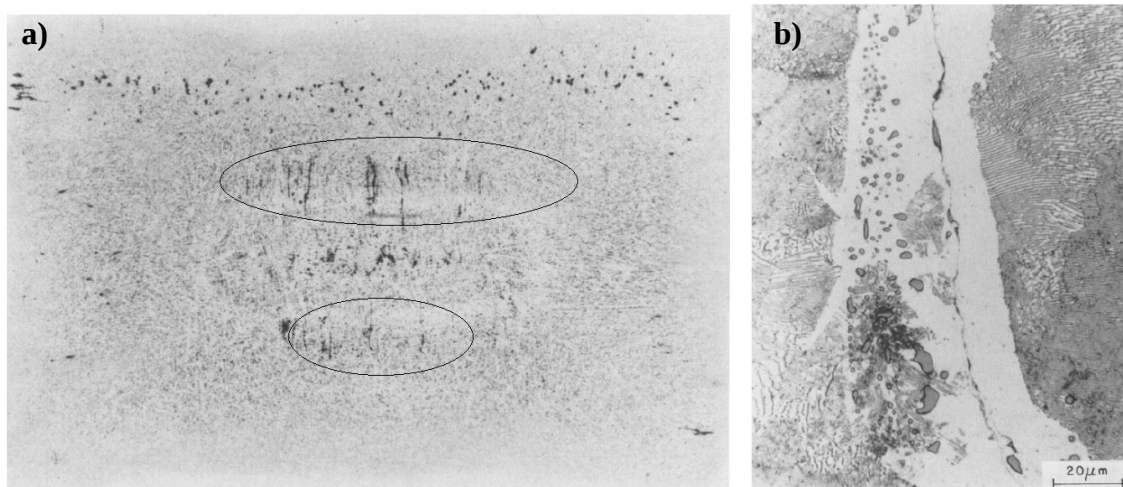


Figura 2.21. a) macrografia de um tarugo destacando as trincas a meio caminho (*midway cracks*) e b) imagem em microscopia ótica de uma trinca a meio caminho (Brimacombe, et al., 1977).

Assim, a forma mais eficiente de evitar a formação de trincas de reaquecimento é minimizar o reaquecimento durante o processo de lingotamento contínuo. Recomenda-se que o reaquecimento máximo ao longo do processo seja de 150°C. Dessa forma, pode-se escrever o Critério 3 de acordo com a Equação (3).

$$\text{em cada zona, } T_{S-\text{máx}} - T_{S-\text{mín}} \leq 150^{\circ}\text{C} \quad (3)$$

2.7.4 Critério 4: Comprimento metalúrgico (Kulkarni, et al., 2005; Spuy, et al., 1999; IRD, 2015)

A solidificação do lingote deve estar completa antes do ponto de corte do tarugo, de modo a evitar problemas de rechupe (Figura 2.22), e, em casos extremos, a projeção de aço líquido ou pastoso (do núcleo do tarugo) no momento do corte. Esse critério pode ser escrito conforme a Equação (4), onde e é a espessura do tarugo.

$$\text{no ponto de corte, } e = e_{PRODUTO} \quad (4)$$

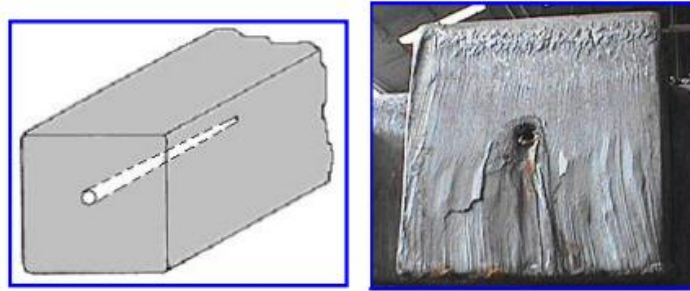


Figura 2.22. Rechupe em tarugos, resultante da presença de um núcleo líquido (ausência de solidificação total da seção) no momento do corte. (IRD, 2015)

3. METODOLOGIA

A visão geral da metodologia utilizada no presente trabalho pode ser observada na Figura 3.1. Nela são apresentadas as diversas etapas e as técnicas utilizadas para a validação do modelo matemático de solidificação, bem como da otimização do processo de lingotamento contínuo de tarugos.

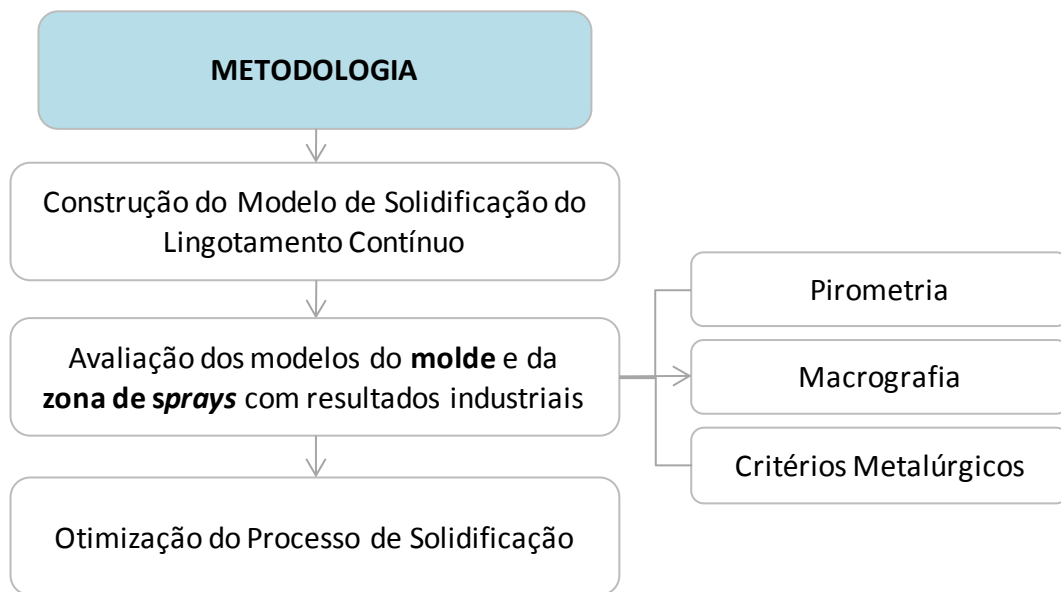


Figura 3.1. Visão geral da metodologia aplicada no presente trabalho, indicando resumidamente todos os ensaios e procedimentos realizados.

3.1 Construção do Modelo de Transferência de Calor no Lingotamento Contínuo

A formulação matemática da transferência de calor é baseada na Equação Geral da Condução de Calor:

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K(x) \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K(y) \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K(z) \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} \quad (5)$$

onde:

K = Condutividade térmica (W/mK);
 c = Calor específico (J/kgK);
 ρ = Densidade (kg/m³);
 $\dot{q}$ = Geração de calor (W/m³);
 T = Temperatura (K);
 t = Tempo (s);
 x, y, z = Coordenadas cartesianas (m).

As altas velocidades de lingotamento e as altas taxas de retirada de calor nas faces laterais do lingote (direções x e y) pelo molde, região de chuveiros (*sprays*), rolos refrigerados e região de radiação, permitem desprezar o fluxo de calor na direção de extração (eixo z), uma vez que o mesmo é pequeno em relação às direções x e y. O sistema tridimensional passa a ser bidimensional e a Equação (5) é reescrita como:

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K(x) \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K(y) \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{q} \quad (6)$$

A simetria do lingote permite que somente a quarta parte de sua face normal à direção de lingotamento (z) seja a área de controle, conforme ilustra a Figura 3.2, para o caso de lingotamento de tarugo. Fisicamente, interpreta-se o problema como se a área de controle transladasse na direção de lingotamento na mesma velocidade que a de produção e com as condições de fronteira se alterando por onde for passando (Cheung, 1999; Garcia, et al., 2006).

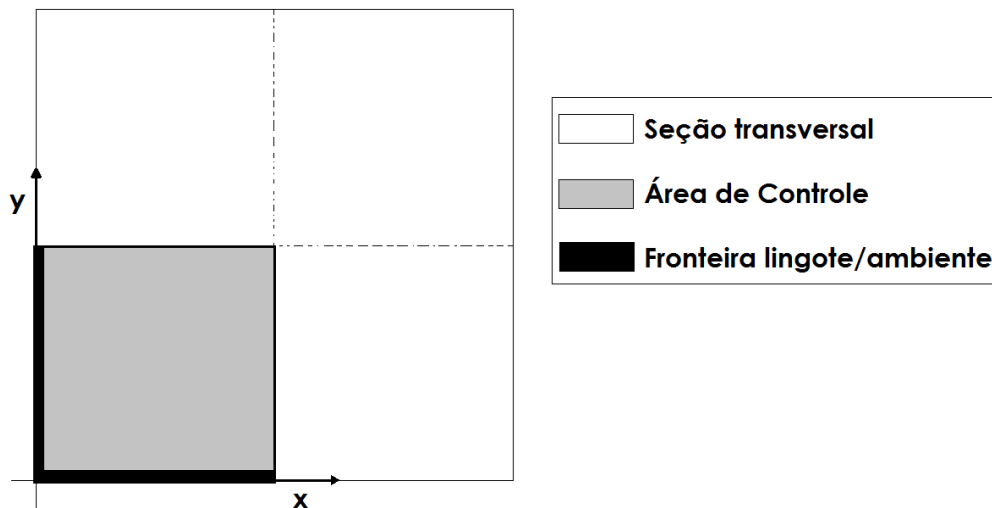


Figura 3.2. Seção transversal do lingote (tarugo) indicando a área modelada matematicamente (Cheung, 1999).

Existem duas formas de se considerar a liberação do calor latente: pela modificação do calor específico ou pela entalpia. O termo da geração de calor na mudança de fase (liberação de calor latente entre as temperaturas *liquidus* e *solidus*) $\dot{q}$ é dado por (Tieu, et al., 1997):

$$\dot{q} = -\delta H \cdot \frac{\partial f_s}{\partial t} \quad (7)$$

onde:

δH = variação de entalpia;

$\frac{\partial f_s}{\partial t}$ = variação da fração sólida (f_s) em função do tempo.

A fração sólida (f_s) é expressa por:

$$f_s = 1 - f_L \quad (8)$$

A derivada em relação ao tempo de f_s pode ser decomposta em:

$$\frac{\partial f_s}{\partial t} = \frac{\partial f_s}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (9)$$

Assumindo que os valores do calor específico nos estados sólido e líquido da liga são bastante próximos, pode-se ter a seguinte aproximação (Cheung, 1999):

$$\partial H \cong \rho \cdot L \quad (10)$$

onde:

L = calor latente de fusão (J/kg);

Aplicando as Equações (10) e (9) em (7), tem-se:

$$\dot{q} = \rho \cdot L \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (11)$$

Substituindo a Equação (11) em (6) (Hong, et al., 1984; Cheung, 1999):

$$\rho \cdot c' \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K(x) \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K(y) \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (12)$$

Onde o termo c' pode ser interpretado como um pseudo calor específico expresso por (Voller, et al., 1991; Cheung, 1999):

$$c' = c_p - L \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} \quad (13)$$

Sendo:

$$c_p = f_s \cdot c_s + (1 - f_s) \cdot c_L \quad (14)$$

Onde os subscritos p, S e L se referem às fases pastosa, sólida e líquida respectivamente.

3.1.1 Determinação da Fração Sólida, Condutividade Térmica e Densidade do Material (Cheung, 1999; Garcia, et al., 2006)

Com o resfriamento do aço líquido até o início da zona pastosa, inicia-se o crescimento dendrítico e a correspondente liberação de calor latente, que pode ser introduzida no modelo matemático através da evolução da fração sólida. A fração sólida pode ser expressa por parâmetros como concentração e temperatura da liga. Entretanto, como o modelo matemático resulta em um mapeamento térmico do lingote, é interessante que a fração sólida seja expressa em função da temperatura. Uma das formas de avaliação da evolução de f_s consiste na regra da alavanca, aplicável quando se considera o equilíbrio termodinâmico do sistema, ou seja, a composição química permanece uniforme dentro de cada fase onde há completa difusão de soluto tanto na fase sólida quanto na fase líquida. A fração sólida, segundo a regra da alavanca, é dado por (Garcia, 2001):

$$f_s = \left(\frac{1}{1 - k'} \right) \cdot \left(\frac{T_{liquidus} - T}{T_f - T} \right) \quad (15)$$

onde:

T_f = temperatura de fusão do solvente;

k' = coeficiente de partição do soluto, que possui valor de 0,2 para aços ao carbono.

A derivada da Equação (15) em relação à temperatura é:

$$\frac{\partial f_s}{\partial T} = \left(\frac{1}{1 - k'} \right) \cdot \left(\frac{T_{liquidus} - T}{(T_f - T)^2} - \frac{1}{T_f - T} \right) \quad (16)$$

A condutividade térmica (K) e a densidade do material (ρ) na zona pastosa foram avaliadas a partir da ponderação de cada propriedade nas fases sólida e líquida:

$$K_P = (1 - f_S) \cdot K_L + f_S \cdot K_S \quad (17)$$

$$\rho_P = (1 - f_S) \cdot \rho_L + f_S \cdot \rho_S \quad (18)$$

O efeito convectivo da poça líquida pode ser levado em consideração pela utilização da condutividade térmica efetiva (K_{ef}), cujo valor pode variar de 5 a 7 vezes em relação ao valor da condutividade térmica do líquido. Uma abordagem alternativa é a proposta por Davies e colaboradores, que define K_{ef} em função da fração líquida (Davies, et al., 1984):

$$K_{ef} = K_L \cdot (1 + 6 \cdot f_L^2) \quad (19)$$

3.1.2 Desenvolvimento dos Cálculos: M.D.F. através da conservação de energia por volumes finitos de controle

Devido à geometria regular do lingote, considera-se somente sua quarta parte, conforme mostra a Figura 3.3 com a malha de elementos acoplada. Os elementos nas bordas correspondem às condições de contorno e os demais, à equação de condução de calor obtida pelo balanço térmico.

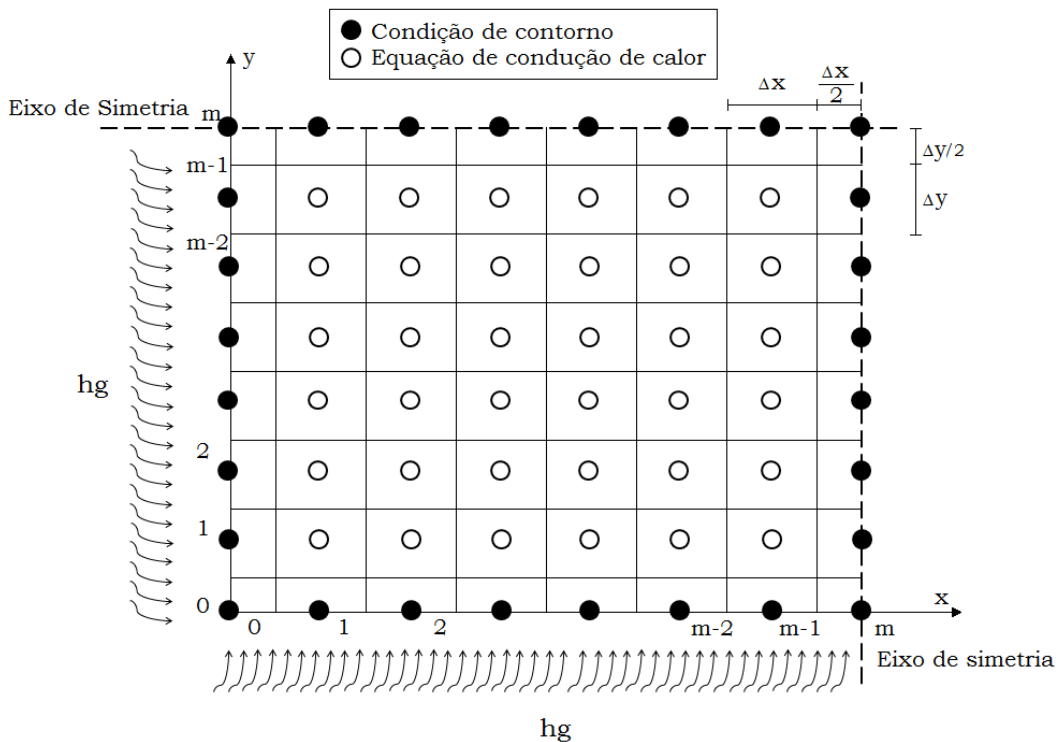


Figura 3.3. Malha superposta à quarta parte do lingote, mostrando as condições de contorno.

Nota-se que a malha possui nove regiões, conforme mostrado na Figura 3.4, as quais se distinguem pela forma com que a equação de conservação da energia deve ser escrita. Foram utilizados elementos de volumes, conforme mostrado na Figura 3.5, para um sistema bidimensional. O balanço de energia é realizado no volume finito elementar P de cada região. Os pontos – conhecidos como pontos nodais – representados pelas letras E, W, N e S representam os centros dos volumes vizinhos de P a leste, oeste, norte e sul respectivamente. Já as fronteiras entre os vizinhos e P são representadas pelas respectivas letras minúsculas e, w, n e s.

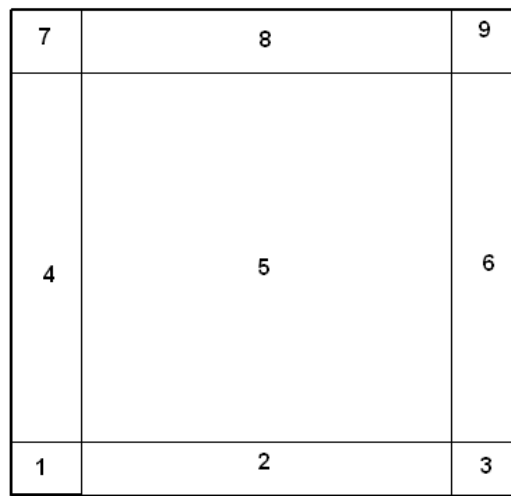


Figura 3.4. Nove regiões distintas da malha e a equação de conservação da energia (com forma distinta para cada região).

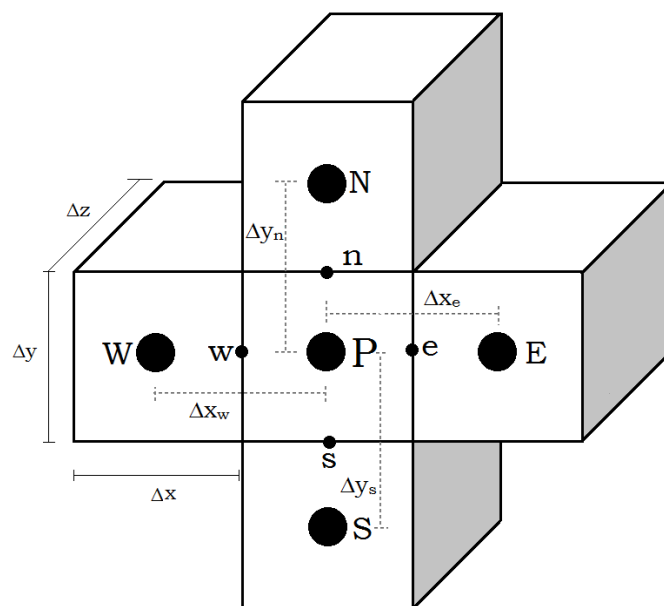


Figura 3.5. Representação dos elementos de um volume para um sistema bidimensional.

3.1.2.1 REGIÃO 5

Nesta região todos os volumes de controle possuem os quatro volumes vizinhos possíveis (volumes internos), ou seja, tem-se a atuação somente da equação de condução de calor (Figura 3.6).

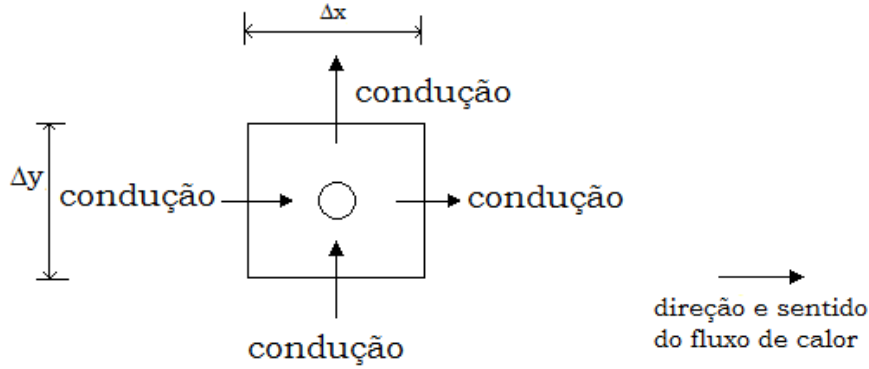


Figura 3.6. Representação do elemento de volume situado na Região 5.

Pela conservação de energia, a energia acumulada no elemento de volume é igual ao somatório dos fluxos de calor em sua direção mais a energia gerada por ele. Isto é:

$$\sum \text{fluxos} + \text{calor gerado} = \text{acúmulo de energia} \quad (20)$$

Sejam os quatro fluxos de calor mostrados na Figura 3.6 referentes à transferência de calor por condução (considerando o material isotrópico, $K(x) = K(y) = K$) e a energia gerada representada pela Equação (11) escrita no seguinte formato:

$$\dot{q} = \rho \cdot V \cdot L \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (21)$$

Obtém-se a seguinte expressão do balanço energético na Região 5.

$$K \cdot A_x \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_w + K \cdot A_x \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_e + K \cdot A_y \left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_s + K \cdot A_y \left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_n + \rho \cdot V \cdot L \cdot \frac{\partial f_s}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \rho \cdot V \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (22)$$

Reordenando:

$$\begin{aligned}
 K.A_x \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_w + K.A_x \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_e + K.A_y \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_s + K.A_y \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_n &= \rho.V. \frac{\partial T}{\partial t} \cdot \left(c - L. \frac{\partial f_s}{\partial T} \right) \\
 K.A_x \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_w + K.A_x \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_e + K.A_y \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_s + K.A_y \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_n &= \rho.c'.V. \frac{\partial T}{\partial t}
 \end{aligned} \tag{23}$$

onde:

$$A_x = \Delta y \cdot \Delta z \quad ; \quad A_y = \Delta x \cdot \Delta z \quad ; \quad V = \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z$$

Rearranjando a Equação (23), chega-se a:

$$\rho c' \Delta x \Delta y \frac{\partial T}{\partial t} = K \Delta y \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_w + K \Delta y \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_e + K \Delta x \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_s + K \Delta x \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_n \tag{24}$$

Aplicando diferença finita de avanço (ver Anexo A) para cada derivada e convencionando não usar sobrescrito para o nível $t + \Delta t$ e usar o sobrescrito “0” para o tempo anterior, tem-se:

$$\begin{aligned}
 \rho c' \Delta x \Delta y \left(\frac{T_P - T_P^0}{\Delta t} \right) &= \\
 &= K \Big|_w \Delta y \left(\frac{T_W^0 - T_P^0}{\Delta x_w} \right) + K \Big|_e \Delta y \left(\frac{T_E^0 - T_P^0}{\Delta x_e} \right) + K \Big|_s \Delta x \left(\frac{T_S^0 - T_P^0}{\Delta y_s} \right) + \\
 &\quad + K \Big|_n \Delta x \left(\frac{T_N^0 - T_P^0}{\Delta y_n} \right)
 \end{aligned} \tag{25}$$

Reorganizando a Equação (25), tem-se:

$$\begin{aligned}
 \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} T_P &= K \Big|_e \frac{T_E^0}{\Delta x_e} \Delta y + K \Big|_w \frac{T_W^0}{\Delta x_w} \Delta y + K \Big|_n \frac{T_N^0}{\Delta x_n} \Delta x + K \Big|_s \frac{T_S^0}{\Delta x_s} \Delta x \\
 &\quad + \left[\frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} - \frac{k}{\Delta x} \Big|_e \Delta y - \frac{k}{\Delta x} \Big|_w \Delta y - \frac{k}{\Delta y} \Big|_n \Delta x - \frac{k}{\Delta y} \Big|_s \Delta x \right] T_P^0
 \end{aligned} \tag{26}$$

Outra representação comum da Equação (26) é:

$$A_P T_P = A_E T_E^0 + A_W T_W^0 + A_N T_N^0 + A_S T_S^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (27)$$

Onde:

$$A_P = \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} ; A_E = \frac{k_{eqE} \Delta y}{\Delta x_E} ; A_W = \frac{k_{eqW} \Delta y}{\Delta x_W} ; A_N = \frac{k_{eqN} \Delta x}{\Delta y_N} ; A_S = \frac{k_{eqS} \Delta x}{\Delta y_S}$$

$$A_P^0 = A_P - A_E - A_W - A_N - A_S ; B = 0$$

A representação no modelo da Equação (27) é importante e foi usada neste trabalho para todas as regiões da malha. Os termos A 's são os coeficientes que acompanha suas respectivas temperaturas (Ex.: A_E é o coeficiente que acompanha a temperatura T_E^0) e o termo B é o coeficiente que acompanha a temperatura do fluido de refrigeração e este termo só é diferente de zero para volumes onde haja um fluxo convectivo do fluido de refrigeração (condições de contorno à esquerda e inferior na Figura 3.4). Os termo Keq representa a avaliação da condutividade térmica de cada vizinho no tempo anterior de acordo com a Equação (17). Já a densidade ρ e o (pseudo) calor específico c' devem ser avaliados na temperatura T_P^0 de acordo com as Equações (18) e (13), respectivamente.

3.1.2.2 REGIÃO 1

Nessa região, existirá apenas um volume de controle e este não possui volumes vizinhos na interface oeste (ou à esquerda) e interface sul (ou abaixo) conforme mostrado na Figura 3.7. Estas condições mostram que o calor que é extraído nessas interfaces é devido à convecção (fluxo de água no molde ou no zona de *sprays*).

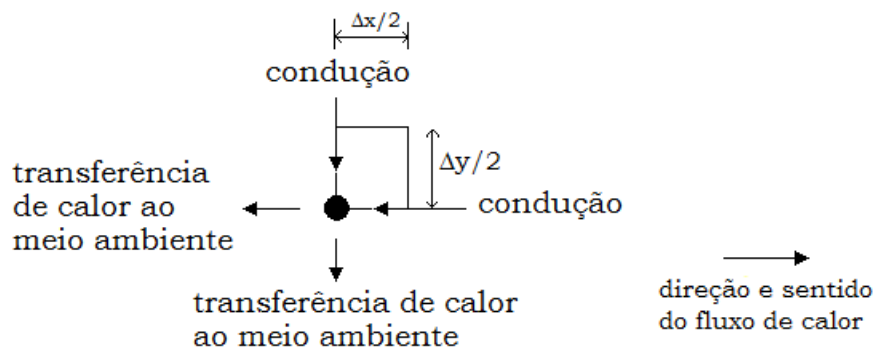


Figura 3.7. Representação do elemento de volume situado na Região 1. Nas interfaces leste e sul o fluxo é convectivo.

Quando ocorre a transferência de calor com o ambiente, consideram-se as seguintes condições de contorno, sendo $T_{\acute{a}gua}$ a temperatura do fluido de refrigeração:

$$-k \frac{\partial T}{\partial x} = h_g (T_P^0 - T_{\acute{a}gua}) \quad (28)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial y} = h_g (T_P^0 - T_{\acute{a}gua}) \quad (29)$$

Portanto aplicando-se diferenças finitas no balanço energético do elemento de volume, tem-se para a Região 1:

$$A_P T_P = A_E T_E^0 + A_N T_N^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (30)$$

Onde:

$$A_P = \frac{\rho c r \Delta x \Delta y}{\Delta t} ; A_E = \frac{2k_{eqE} \Delta y}{\Delta x_E} ; A_N = \frac{2k_{eqN} \Delta x}{\Delta y_N} ;$$

$$A_P^0 = A_P - A_E - A_N - 2h_g \Delta y - 2h_g \Delta x ; B = (2h_g \Delta y + 2h_g \Delta x) T_{\acute{a}gua}$$

3.1.2.3 REGIÃO 2

Os volumes que se encontram nessa região não possuem o vizinho sul, como mostra a Figura 3.8, mas sim fluxo convectivo.

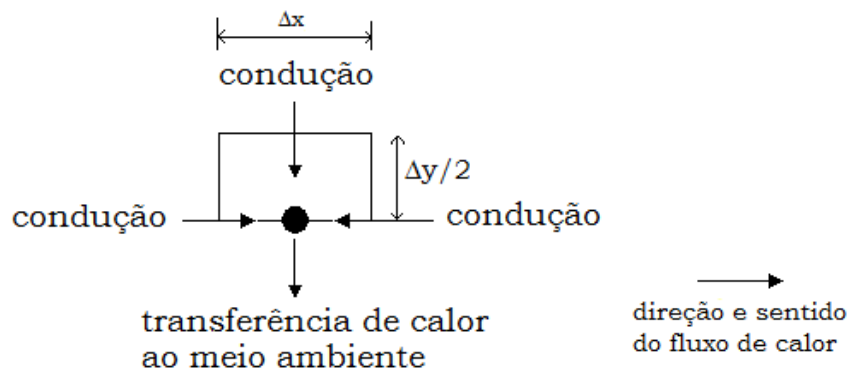


Figura 3.8. Representação dos elementos de volume situados na Região 2. Na interface sul o fluxo é convectivo.

Portanto aplicando-se diferenças finitas no balanço energético dos elementos de volume tem-se para a Região 2:

$$A_P T_P = A_E T_E^0 + A_W T_W^0 + A_N T_N^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (31)$$

Onde:

$$A_P = \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} ; A_E = \frac{k_{eqE} \Delta y}{\Delta x_E} ; A_W = \frac{k_{eqW} \Delta y}{\Delta x_W} ; A_N = \frac{2k_{eqN} \Delta x}{\Delta y_N}$$

$$A_P^0 = A_P - A_E - A_W - A_N - 2h_g \Delta x; \quad B = (2h_g \Delta x) T_{\hat{a}gua}$$

3.1.2.4 REGIÃO 3

Existe apenas um volume de controle nesta região (Figura 3.4) e este não possui o vizinho sul (abaixo). O vizinho leste encontra-se na região fora do eixo de simetria (Figura 3.9). Considera-se, como condição de contorno, um fluxo de calor simétrico nos planos centrais ($x = X/2$ e $y = Y/2$), o calor não flui através deles (adiabático). Assim, na interface leste o fluxo de calor é zero nessa região.

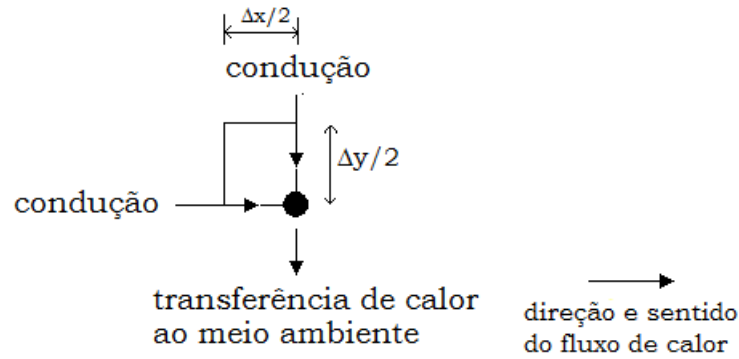


Figura 3.9. Representação do elemento de volume situado na Região 3. Na interface sul o fluxo é convectivo e na interface leste não há fluxo, uma vez que esta é um eixo de simetria (adiabático).

Portanto aplicando-se diferenças finitas no balanço energético do elemento de volume tem-se para a Região 3:

$$A_P T_P = A_W T_W^0 + A_N T_N^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (32)$$

Onde:

$$A_P = \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} ; \quad A_W = \frac{2k_{eqW} \Delta y}{\Delta x_W} ; \quad A_N = \frac{2k_{eqN} \Delta x}{\Delta y_N} ;$$

$$A_P^0 = A_P - A_W - A_N - 2h_g \Delta x ; \quad B = (2h_g \Delta x) T_{\text{água}}$$

3.1.2.5 REGIÃO 4

Os volumes de controle que se encontram nesta região não possuem o vizinho oeste, havendo ao contrário fluxo convectivo com o fluido de refrigeração (Figura 3.10). Aplicando novamente diferenças finitas no balanço energético dos elementos de volume tem-se a Equação (33) para a Região 4.

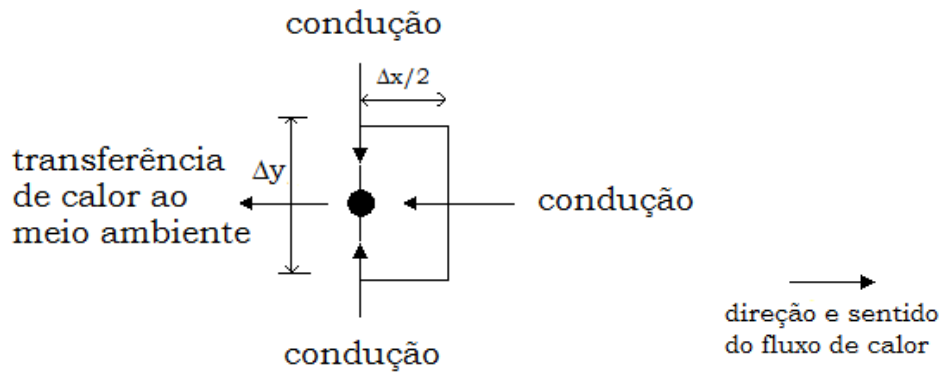


Figura 3.10. Representação dos elementos de volume situados na Região 4. Na interface oeste o fluxo é convectivo.

$$A_P T_P = A_E T_E^0 + A_N T_N^0 + A_S T_S^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (33)$$

Onde:

$$A_P = \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} ; \quad A_E = \frac{2k_{eqE} \Delta y}{\Delta x_E} ; \quad A_N = \frac{k_{eqN} \Delta x}{\Delta y_N} ; \quad A_S = \frac{k_{eqS} \Delta x}{\Delta y_S}$$

$$A_P^0 = A_P - A_E - A_N - A_S - 2h_g \Delta y ; \quad B = (2h_g \Delta y) T_{\text{água}}$$

3.1.2.6 REGIÃO 6

O vizinho leste dos volumes de controle desta região encontra-se fora do eixo de simetria, sendo assim a interface leste (e) uma superfície adiabática (fluxo de calor igual a zero). Observa-se também que não há fluxo convectivo nessa região (Figura 3.11). Aplicando

diferenças finitas no balanço energético dos elementos de volume tem-se a Equação (34) para a Região 6.

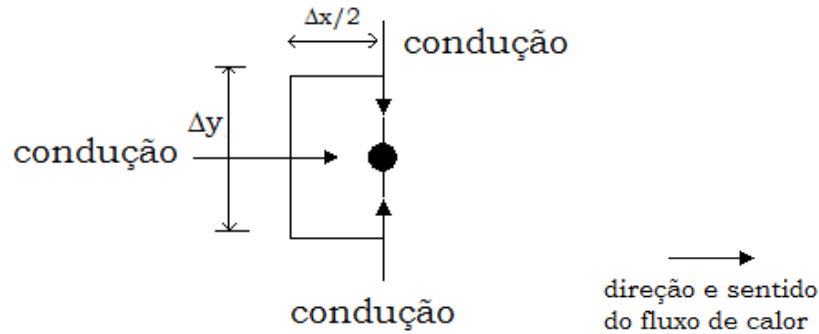


Figura 3.11. Representação dos elementos de volume situados na Região 6. Na interface leste não há fluxo, uma vez que esta é um eixo de simetria (adiabático).

$$A_P T_P = A_W T_W^0 + A_N T_N^0 + A_S T_S^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (34)$$

Onde:

$$A_P = \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} ; \quad A_W = \frac{2k_{eqW} \Delta y}{\Delta x_W} ; \quad A_N = \frac{k_{eqN} \Delta x}{\Delta y_N} ; \quad A_S = \frac{k_{eqS} \Delta x}{\Delta y_S}$$

$$A_P^0 = A_P - A_W - A_N - A_S ; \quad B = 0$$

3.1.2.7 REGIÃO 7

O volume que se encontra nesta região não possui o vizinho oeste, e o vizinho norte encontrasse na região acima do eixo de simetria tornando adiabática a interface norte como mostra a Figura 3.12. Aplicando diferenças finitas no balanço energético do elemento de volume tem-se a Equação (35) para a Região 7.

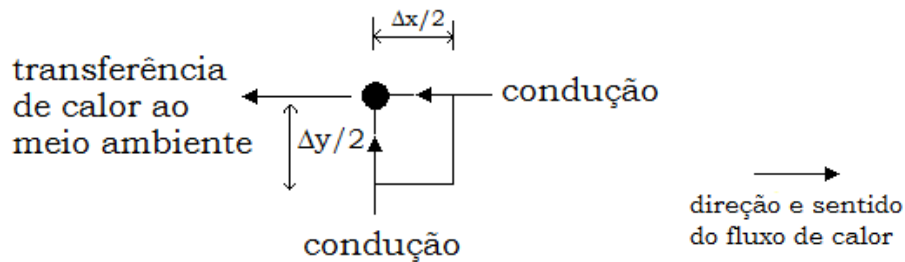


Figura 3.12. Representação do elemento de volume situado na Região 7. Na interface oeste o fluxo é convectivo e na interface norte não há fluxo.

$$A_P T_P = A_E T_E^0 + A_S T_S^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (35)$$

Onde:

$$A_P = \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} ; A_E = \frac{2k_{eqE} \Delta y}{\Delta x_E} ; A_S = \frac{2k_{eqS} \Delta x}{\Delta y_S}$$

$$A_P^0 = A_P - A_E - A_S - 2h_g \Delta y ; B = (2h_g \Delta y) T_{\text{água}}$$

3.1.2.8 REGIÃO 8

Os volumes que se encontram nesta região possuem a interface norte adiabática devido à simetria do lingote, tornando o fluxo de calor nesta interface nulo como mostrado na Figura 3.13. Portanto aplicando-se diferenças finitas no balanço energético dos elementos de volume tem-se a Equação (36) para a Região 8.

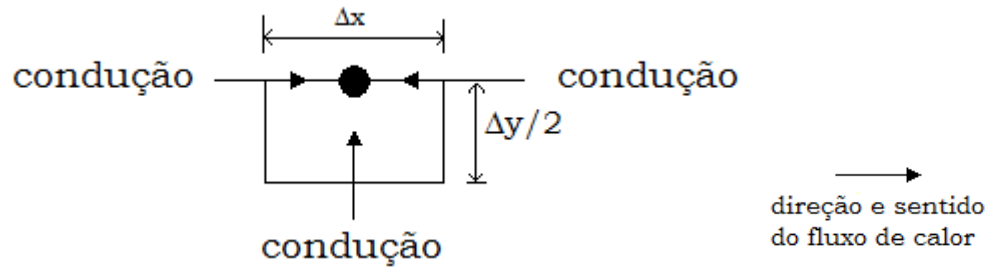


Figura 3.13. Representação dos elementos de volume situados na Região 8. Na interface norte não há fluxo de calor.

$$A_P T_P = A_E T_E^0 + A_W T_W^0 + A_N T_N^0 + A_S T_S^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (36)$$

Onde:

$$A_P = \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} ; A_E = \frac{k_{eqE} \Delta y}{\Delta x_E} ; A_W = \frac{k_{eqW} \Delta y}{\Delta x_W} ; A_S = \frac{2k_{eqS} \Delta x}{\Delta y_S}$$

$$A_P^0 = A_P - A_E - A_W - A_S ; B = 0$$

3.1.2.9 REGIÃO 9

O volume que se encontra nesta região possui as interfaces adiabáticas norte e leste. Isso ocorre devido à simetria do lingote, tornando o fluxo de calor nestas interfaces nulo como

mostra a Figura 3.14. Aplicando-se diferenças finitas no balanço energético do elemento de volume tem-se a Equação (37) para Região 9.

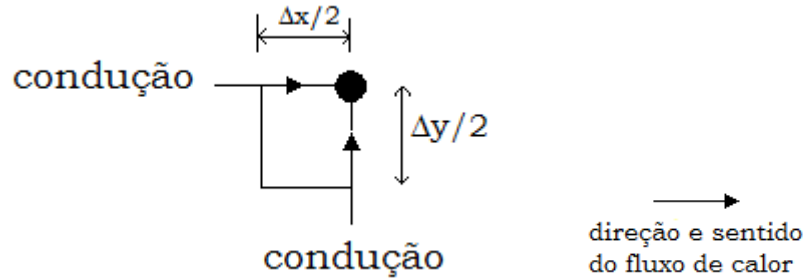


Figura 3.14. Representação do elemento de volume situado na Região 9. Nas interfaces norte e leste não há fluxo de calor.

$$A_P T_P = A_W T_W^0 + A_S T_S^0 + A_P^0 T_P^0 + B \quad (37)$$

Onde:

$$A_P = \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{\Delta t} ; \quad A_W = \frac{2k_{eqW} \Delta y}{\Delta x_W} ; \quad A_S = \frac{2k_{eqS} \Delta x}{\Delta y_S}$$

$$A_P^0 = A_P - A_W - A_S ; \quad B = 0$$

3.1.3 Cálculo do delta t (Δt)

Todas as equações utilizadas para o cálculo das temperaturas são explícitas porque as temperaturas nodais T_P são determinadas somente se os valores das temperaturas nodais anteriores T_P^0 são conhecidos. Neste sentido, a temperatura em cada nó deve ser conhecida em $t=0$ pelas condições iniciais, e os cálculos se iniciam em $t=\Delta t$. Determinadas as temperaturas em $t=\Delta t$, segue-se o cálculo em $t=2\Delta t$ para cada nó. Assim a distribuição da temperatura no regime transitório é obtida para cada intervalo Δt (Garcia, et al., 2006).

A formulação explícita possui uma limitação importante com relação ao tamanho do intervalo de tempo que pode ser adotado para adiantar a solução. O valor de Δt não deve ser escolhido arbitrariamente, pois é preciso verificar o critério de estabilidade, específico ao modo de trabalho explícito. O critério de estabilidade tem por objetivo manter o coeficiente de T_P^0 positivo ($A_P^0 \geq 0$). Desse modo esse critério é diferente para cada região da malha. Para a Região 5, por exemplo, o critério de estabilidade é:

$$\Delta t \leq \frac{\rho c' \Delta x \Delta y}{A_E + A_W + A_N + A_S} \quad (38)$$

Uma prática importante em esquemas explícitos, portanto, é manter A_p^0 sempre positivo. Consequentemente, o intervalo de tempo em formulações explícitas é limitado pela estabilidade, pois, sendo esse intervalo bastante restrito pela estabilidade, a precisão, em geral, fica satisfeita.

Uma informação importante quando se trabalha com a formulação explícita é que o passo de tempo, quando obedecendo à desigualdade da Equação (38), não altera a instabilidade e/ ou a precisão do modelo, ou seja, diminuir o intervalo de tempo não melhora em nada o modelo, apenas aumenta o tempo computacional (Maliska, 2004). Como os coeficientes A_p^0 são diferentes para cada volume (região) da malha (variando assim o Δt máximo), deve-se escolher o menor Δt da malha que obedeça a desigualdade, ou seja, calcular o Δt máximo para cada elemento e escolher o menor dentre eles.

3.1.4 Obtenção dos coeficientes de transferência de calor (h_g)

Para determinar ou estimar os coeficientes de transferência de calor (h_g) metal/molde e *sprays* existem diversas formulações, como as apresentadas na Tabela 3.1 para o molde e na Tabela 3.2 para os *sprays*. Há outras formulações que podem ser encontradas na literatura (Brimacombe, et al., 1984A; Samarasekera, et al., 1988; Hills, 1969; Brimacombe, et al., 1980). Entretanto, as equações mostradas na Tabela 3.1 e na Tabela 3.2 foram já pré-selecionadas para o presente estudo uma vez que são indicadas para modelar o lingotamento de tarugos.

Tabela 3.1. Algumas formulações pra o coeficiente de transferência de calor no molde.

Referência/Uso	Formulação	Comentário
(Toledo, et al., 1993)/ Tarugos e Placas	$h_g = (0,071 \cdot e^{-tempo} + 2,328 \cdot e^{-tempo/9,5} + 0,698) \cdot 1000$ [W/m ² K]	• Valor variável ao longo do molde • Obtido experimentalmente onde $tempo = L_z / V_{ling}$
(Lait, et al., 1974)/ Tarugos e Placas	$\bar{h}_g = (1,696 - 0,0162 \cdot t_{molde}) \cdot 1000$ [W/m ² K]	• Valor médio e constante • Obtido experimentalmente
(Silva, 1996)/ Tarugos e Placas	$\bar{h}_g = 1004,6 \cdot \exp(-0,02 \cdot t_{molde})$ [W/m ² K]	• Valor médio e constante • Obtido experimentalmente

onde:

t_{molde} = tempo de lingotamento;

$t_{molde} = L_M / V_{ling}$, tempo de residência do lingote no molde;

L_M = comprimento do molde;

V_{ling} = velocidade de lingotamento;

L_z = distância percorrida em z.

Tabela 3.2. Algumas formulações pra o coeficiente de transferência de calor nos *sprays*.

Referência/Uso	Formulação	Procedimento Experimental
(Mizikar, 1970)/ Tarugos e Placas	$h_g = [0,0776 \cdot \dot{m}] \cdot 1000$ [W/m²K]	• Placa inox 304 vertical • $T_{inicial} = 930^\circ\text{C}$ • Pressão=60-620 MPa • Distância bicos/lingote=102mm
(Nozaki, 1978)/ Tarugos e Placas	$h_g = [0,3925 \cdot \dot{m}^{0,55} \cdot (1 - 0,0075 \cdot T_{\acute{a}gua})] \cdot 1000$ [W/m²K]	• Placa aço carbono horizontal • $T_{inicial} = 930^\circ\text{C}$ • Ajuste empírico
(Bolle, et al., 1979)/ Tarugos e Placas	$h_g = [0,36 \cdot \dot{m}^{0,556}] \cdot 1000$ [W/m²K]	• Placa inox 309 horizontal • $T_{inicial} = 600-1100^\circ\text{C}$

onde:

$\dot{m}$ = vazão de água [l/s];

$T_{\acute{a}gua}$ = temperatura da água dos *sprays* [K];

Quanto ao resfriamento terciário, ou região de radiação livre, a transferência de calor ocorre basicamente por radiação e convecção livres. Entretanto, diversos autores modelam essa região utilizando somente o coeficiente de calor por radiação, desprezando o efeito da convecção térmica, bem como a condução devido ao contato com roletes extratores (Garcia, 1981; Liu, et al., 2008; Chaudhuri, et al., 2010; Feng, et al., 2014; Yang, et al., 2014). Esse coeficiente é calculado utilizando a Equação (39):

$$h_{rad} = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_s + T_{amb})(T_s^2 + T_{amb}^2) \quad (39)$$

onde:

σ =constante de Stefan-Boltzman ($5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$);

ε =emissividade da superfície, 0,80 para o aço (Cheung, 1999; Spuy, et al., 1999; Wang, et al., 2008; Garcia, 1981; Feng, et al., 2014; Klimes, et al., 2015);

T_s =temperatura da superfície do tarugo;

T_{amb} =temperatura do ambiente.

3.1.5 Algoritmo de transferência de calor no Lingotamento Contínuo

A Figura 3.15 mostra um fluxograma da estrutura (simplificada) do modelo de transferência de calor construído no presente trabalho

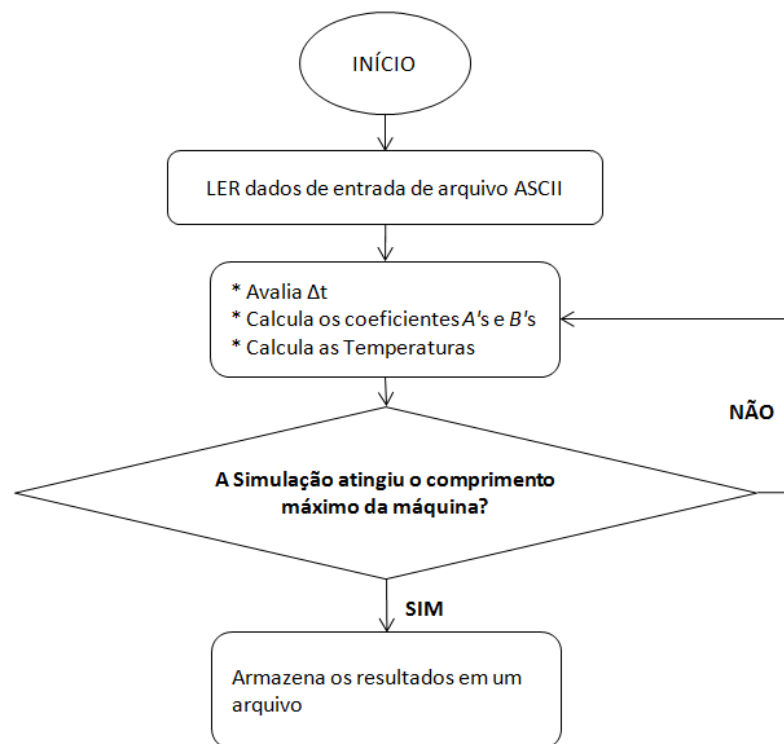


Figura 3.15. Fluxograma simplificado do algoritmo.

O primeiro passo do modelo é a leitura dos dados de um arquivo que contém informações sobre as propriedades do aço a ser lingotado bem como os parâmetros operacionais e construtivos da máquina de lingotamento contínuo.

No corpo do código computacional encontram-se varias funções necessárias para realização da simulação sendo as principais as que avaliam o passo de tempo e os coeficientes

(A e B) e temperaturas de todas as regiões (1 a 9) – de acordo com a posição do elemento na malha. O algoritmo finaliza os cálculos quando o plano do lingote simulado atingir o comprimento máximo da máquina de lingotamento contínuo. Portanto a cada cálculo haverá um incremento no tempo e o procedimento se repete até atingir a condição imposta.

Depois de chegar ao comprimento máximo, o código tem o seu finaliza criando arquivos com dados do campo de temperatura, temperatura superficial e do centro do lingote, e espessura solidificada.

3.1.6 Teste de Malha

Para realizar o teste de malha, foram realizadas simulações com as condições de processo mostrados na Tabela 3.3. Os parâmetros operacionais e construtivos da máquina de lingotamento para essas simulações são mostrados na Tabela 3.5 (página 50, seção 3.2 Validação do Modelo Matemático de Solidificação do Lingotamento Contínuo). Foram utilizados, somente para teste da malha, os modelos de Lait (1974) na Tabela 3.1 para o molde e Nozaki (1978) na Tabela 3.2 para os *sprays*.

Tabela 3.3. Parâmetros utilizados no teste de malha.

Corrida	Temperatura de Lingotamento (°C)	Velocidade de lingotamento (m/min)	Refrigeração Secundária	
			Vazão Z1 (l/min)	Vazão Z2 (l/min)
Teste Malha	1556	2,9	134	313

Para avaliar a diferença de resultados em função do tamanho da malha será utilizada a função erro conforme mostrado na Equação (40), onde T representa a temperatura:

$$e (\%) = \left(\frac{T_2 - T_1}{T_1} \right) \cdot 100 \quad (40)$$

Os tamanhos de malha testados, os valores de temperatura da superfície em $x=7,8m$ (posição da extratora), as diferenças entre os valores de cada malha e o valor do erro encontram-se na Tabela 3.4. Observa-se que o erro cai à medida que o tamanho da malha é incrementado. Assim, de modo a empregar um tamanho de malha que resulte em valores confiáveis e não demande muito tempo de computação, foram utilizadas nas simulações do

presente trabalho malhas 75x75. De fato, a diferença entre os perfis de temperatura da superfície a partir do tamanho de malha 75x75 é praticamente imperceptível, conforme mostrado na Figura 3.16.

Tabela 3.4. Parâmetros utilizados no teste de malha. Comparação entre resultados de temperatura da superfície (T_s).

malha	T_s em $x=7,8m$	(T_2-T_1)	e (%)
10x10	1115,6 °C	-	-
20x20	1103,3 °C	12,3 °C	1,10%
30x30	1096,3 °C	7,0 °C	0,63%
50x50	1087,9 °C	8,4 °C	0,77%
75x75	1082,8 °C	5,1 °C	0,47%
100x100	1082,0 °C	0,8 °C	0,07%

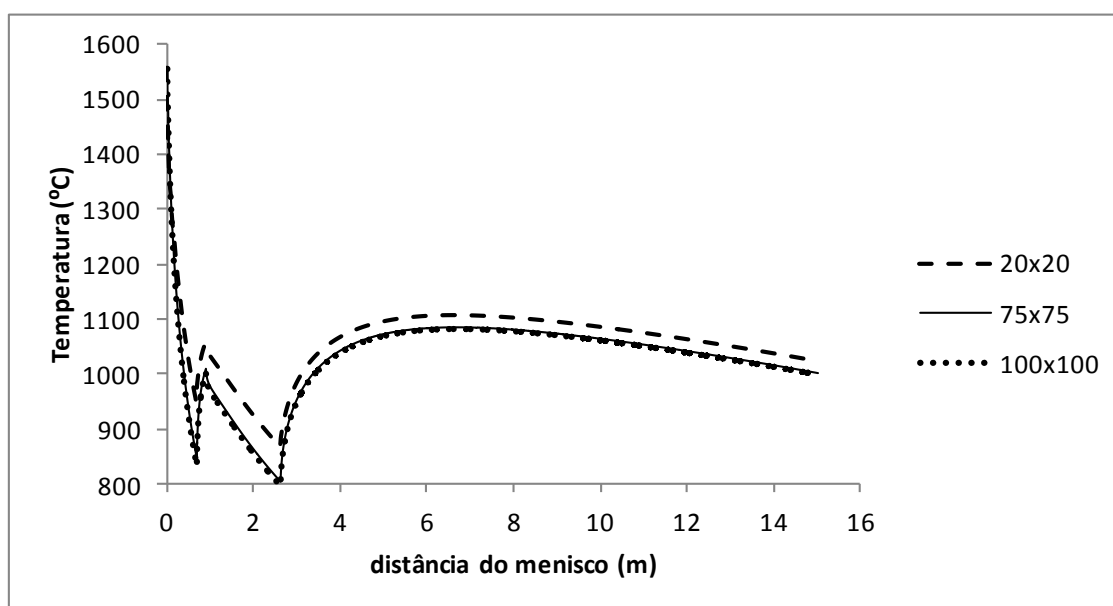


Figura 3.16. Diferença de perfis da temperatura da superfície com diferentes tamanhos de malha.

3.2 Validação do Modelo Matemático de Solidificação do Lingotamento Contínuo

A máquina de lingotamento contínuo modelada possui dois veios e os seus parâmetros construtivos são mostrados na Tabela 3.5. A obtenção do coeficiente de transferência de calor na região de radiação livre foi realizada através da inserção de temperaturas medidas nessa zona na Equação (39). Termografias realizadas imediatamente após o rolo extrator, mostram a temperatura ambiente na vizinhança do tarugo da ordem de 100°C e temperaturas da

superfície do tarugo da ordem de 1070°C – um exemplo dessas termografias é mostrado na Figura 3.17. Isso resulta, utilizando emissividade $\varepsilon = 0,80$, em valores de h_{rad} de $150 \text{ W/m}^2\text{K}$, o qual foi utilizado no modelo matemático do presente trabalho. Valor semelhante já foi reportado na literatura (Cheung, 1999). Para a termografia foi utilizada uma câmera termográfica modelo FLIR® T360 (exatidão de $\pm 2\%$ do valor medido, que não causa variação significativa no valor calculado de h_{rad}).

Tabela 3.5. Dados construtivos da máquina de lingotamento de tarugos modelada no presente estudo

Molde		
Dimensões	0,12 x 0,12	m
Comprimento	0,78	m
Altura do Menisco	0,10	m
Vazão da Água de Refrigeração	1900	l/min
Temperatura da Água de Refrigeração	35	$^{\circ}\text{C}$
Sprays		
Comprimento da Zona 1	0,21	m
Comprimento da Zona 2	1,72	m
Radiação Livre		
Distância do Menisco à Extratora	7,8	m
Distância do Menisco ao Oxicorte	14,4	m
Temperatura ambiente	100	$^{\circ}\text{C}$
Coeficiente de Transferência de Calor (h_{rad})	150	$\text{W/m}^2\text{K}$



Figura 3.17. Exemplo de termografia realizada na região de radiação livre (imediatamente após o rolo extrator).

O aço utilizado nas simulações e corridas industriais foi o AISI 1025, cujas propriedades termofísicas são mostradas na Tabela 3.6 (Cheung, 1999; Toloukian, 1970; Bejan, 1993).

Tabela 3.6. Propriedades termofísicas do aço AISI 1025.

Dados Termofísicos AISI 1025					
k_L	29	W/m.K	ρ_S	7850	kg/m ³
k_S	30	W/m.K	ρ_L	7000	kg/m ³
c_S	642	J/kg.K	T_f	1538	°C
c_L	600	J/kg.K	T_l	1509	°C
L	277000	J/kg	T_s	1475	°C

onde:

k_L	condutividade térmica do líquido	ρ_S	densidade do sólido
k_S	condutividade térmica do sólido	ρ_L	densidade do líquido
c_S	calor específico do sólido	T_f	temperatura de fusão
c_L	calor específico do líquido	T_l	temperatura <i>liquidus</i>
L	calor latente de fusão	T_s	temperatura <i>solidus</i>

Para a construção e validação do modelo, foram realizadas medições de temperatura em diversos pontos do processo de lingotamento contínuo. As temperaturas no distribuidor (temperatura de lingotamento) foram obtidas através de medição manual com pirômetro do tipo ECIL[®] MELT-THERM CE (exatidão de $\pm 10^\circ\text{C}$), conforme exemplo mostrado na Figura 3.18. Conforme já citado, foi instalado um pirômetro ótico modelo RAYTEK[®] RAYMR1SASF (exatidão de $\pm 7^\circ\text{C}$) na zona de radiação livre, após o rolo extrator, a uma distância de 10,7 m do menisco – mostrado na Figura 3.19. Foram também realizadas medições eventuais de temperatura com pirômetro ótico modelo RAYTEK[®] RAYNGER 3I (exatidão de $\pm 10^\circ\text{C}$).



Figura 3.18. Medição manual da temperatura de lingotamento.



Figura 3.19. Pirômetro ótico posicionado após o rolo extrator.

A Figura 3.20 mostra um resumo das localizações onde foram realizadas as medições na máquina de lingotamento contínuo.

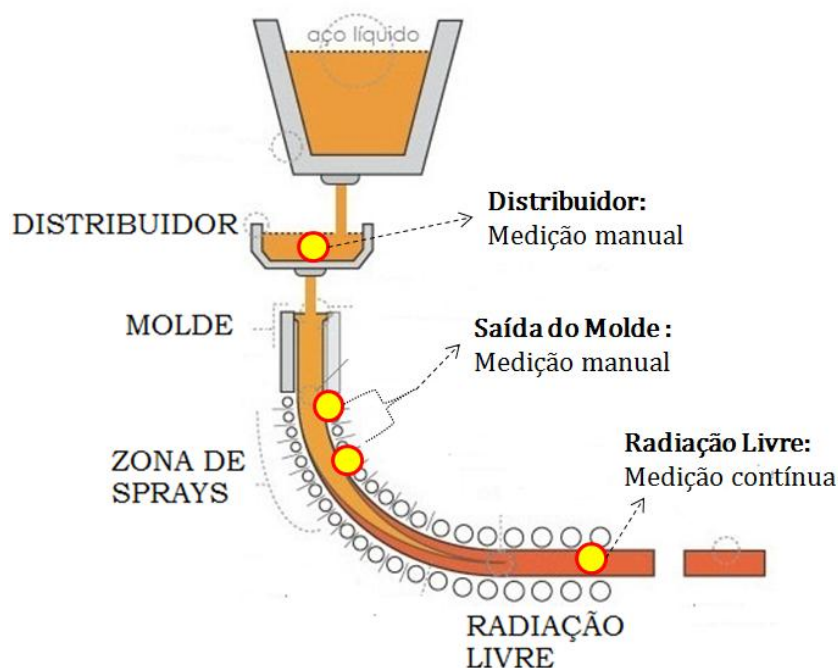


Figura 3.20. Posições de medição da temperatura com pirômetros.

Outra técnica utilizada para validação das simulações foi a macrografia de amostras das seções transversais dos tarugos. Foi realizado o lixamento com granulometrias 60 e 80, seguido por ataque químico com solução aquosa de HCl a 20% , de modo a revelar a estrutura bruta de solidificação das amostras.

Uma vez que há diversas equações para estimar o coeficiente de transferência de calor no molde (três modelos na Tabela 3.1) e na zona de *sprays* (três modelos na Tabela 3.2), fez-se necessário definir quais modelos melhor se ajustam ao processo de lingotamento modelado. Assim, a validação do modelo de solidificação com os dados industriais foi realizada sempre comparando as simulações obtidas das nove combinações possíveis entre modelos do molde e da zona de *sprays* com os resultados reais de processo.

3.3 Otimização do Processo de Solidificação

Diversos estudiosos tem mostrado grande interesse na aplicação de técnicas avançadas de otimização da refrigeração do lingotamento contínuo, uma vez que a mesma está diretamente relacionada à qualidade dos produtos, à estabilidade e produtividade do processo.

Santos e colaboradores otimizaram a qualidade de tarugos produzidos em lingotamento contínuo usando algoritmos genéticos e uma base de conhecimento para encontrar a condição ótima de refrigeração secundária (Santos, et al., 2003). Já Wang e

colaboradores usaram uma equação de regressão da distribuição ótima de água na zona de *sprays* para investigar o desempenho de um processo de lingotamento contínuo de tarugos. Os resultados mostraram uma redução significativa do número de defeitos nos tarugos (Wang, et al., 2008). Jin otimizou a refrigeração secundária usando um algoritmo genético adaptativo, estabilizando a taxa de resfriamento de tarugos (Jin, 2009; Feng, et al., 2014). Chen e colaboradores, por sua vez, construíram um modelo térmico e de tensões de solidificação e otimizaram os parâmetros de refrigeração no lingotamento de tarugos e vigas (*beam blanks*). Os resultados mostraram uma redução significativa no número de trincas nos produtos lingotados (Chen, et al., 2009; Chen, et al., 2010). Esses exemplos – bem como alguns dos já citados na seção 2.4, página 13 – demonstram o grande potencial da aplicação de técnicas de otimização no processo de refrigeração secundária do lingotamento contínuo.

No presente trabalho, a otimização foi realizada através da utilização da metodologia proposta por Spuy e colaboradores (Spuy, et al., 1999), a qual consiste na aplicação do método Nelder-Mead para encontrar os parâmetros de refrigeração que minimizam uma Função Custo que sumariza o desvio total das condições desejadas ao longo da zona de *sprays*. A forma matemática dessa Função Custo é expressa na forma da integral da Equação (41).

$$J = \int_{Saída\ do\ molde}^{Comprimento\ Metalúrgico} \left(p_1 [T(x) - T_{méd}]^2 + p_2 \{máx[0, T(x) - T_{máx}]\}^2 + p_3 \{mín[0, T(x) - T_{mín}]\}^2 + (p_4 + p_5 x) \left\{ máx[0, T(x) - T_{mín-zona}(x)] \cdot \left[p_6 + \frac{p_7}{(x - x_{mín-zona})} \right] \right\}^2 + p_8 \{máx[0, x - Comp. Máx]\}^2 \right) dx \quad (41)$$

Dessa forma, a função custo J soma a importância dos desvios das condições requeridas atribuindo um peso – p_1 a p_8 na Equação (41) – para cada desvio. Os requisitos considerados aqui são, respectivamente, manter uma temperatura constante na zona de refrigeração secundária, manter a temperatura abaixo de um valor máximo, manter a temperatura acima de um valor mínimo, evitar reaquecimento e manter o comprimento metalúrgico abaixo de um dado comprimento máximo. A temperatura considerada é a da superfície do tarugo. Como mostra a Equação (41), a função é somada em todo o comprimento da zona de *sprays* podendo ir até parte da zona de radiação livre, uma vez que

tem início na saída do molde e vai até o comprimento metalúrgico (fechamento da espessura solidificada). Nessa equação, x é simplesmente a distância a partir do menisco.

A base lógica da escolha dos termos na função custo J é explicada a seguir. Na Equação (41), a temperatura constante desejada é T_{med} , e aos desvios desse valor (positivos ou negativos) é atribuído o peso p_1 . De forma similar, $T_{máx}$ e $T_{mín}$ são, respectivamente, as temperaturas máxima e mínima requeridas. Os pesos p_2 e p_3 são então assinalados para penalizar temperaturas acima de $T_{máx}$ e abaixo de $T_{mín}$ respectivamente.

O próximo termo (contendo os pesos p_4 a p_7) trata do reaquecimento. Nesse termo, $T_{mín-zona}$ se refere à temperatura mínima encontrada a uma distância x na zona de *sprays* corrente. Se há reaquecimento em determinada zona de *sprays*, é bastante provável a $T_{mín-zona}$ seja encontrada no início na zona – e a diferença $T(x) - T_{mín-zona}(x)$ fornece o valor do reaquecimento. O fator $(p_4 + p_5x)$ é introduzido na equação uma vez que aparentemente algum reaquecimento é inevitável durante o processo, dadas as baixas temperaturas na saída do molde. Logo abaixo do molde a camada solidificada ainda é bastante fina e pouco rígida, dessa forma, as tensões térmicas impostas pelo reaquecimento na frente de solidificação é menor das que as que ocorrem em cascas mais grossa. O fator p_5x é então inserido para penalizar reaquecimentos a distâncias maiores na máquina de lingotamento (onde a casca solidificada é mais grossa), uma vez que são considerados mais críticos. O último fator no termo de reaquecimento reflete a ideia de que, juntamente com o valor e a posição do reaquecimento, a taxa de reaquecimento também é importante. Se a taxa de reaquecimento é baixa, a deformação da casca por fluência manterá a tensão térmica baixa, resultando em uma menor probabilidade de ocorrência de trincas a meio caminho. Dividindo a diferença de temperatura $T(x) - T_{mín-zona}(x)$ pela distância $x - x_{mín-zona}$ tem-se a inclinação média da temperatura (em relação à distância na máquina), entre a posição corrente x e a posição da mínima temperatura naquela zona de *sprays* $x_{mín-zona}$.

O termo final na função custo J assinala o peso p_8 à situação onde o comprimento metalúrgico excede um valor máximo definido ($Comp.Máx$). A razão para a inclusão desse termo é penalizar soluções da equação que resultem em um núcleo líquido na posição de corte.

Assim, definir a configuração recomendada para a zona de *sprays* envolve inicialmente a escolha dos parâmetros da função custo J – os oito pesos, as três temperaturas e o comprimento máximo mostrados na Equação (41) – e depois a aplicação de um método de otimização para encontrar as vazões de água por zona que resultam em um valor mínimo da função custo. No presente trabalho, o método de otimização utilizado foi o de Nelder-Mead.

O algoritmo de Nelder-Mead (Nelder, et al., 1965) é um método de busca direta – ou seja, apenas usa informação da função objetivo (não usa derivadas nem as estima) – e destina-se a problemas de otimização multidimensional (Vaz, 2007). Nele, é empregado um simplex do $\mathbf{R}^n$, isto é, um conjunto com $n+1$ pontos do $\mathbf{R}^n$. A ideia do método é substituir, a cada iteração, o vértice com o maior valor de função objetivo e atualizar o simplex adequadamente, refletindo-o, expandindo-o, contraindo-o ou ainda encolhendo o simplex. Em três dimensões ($\mathbf{R}^3$), por exemplo, um simplex é um tetraedro e as representações geométricas das operações executadas pelo método de Nelder-Mead são mostradas na Figura 3.21 (Cervelin, et al., 2012). O simplex no início da iteração, no caso da Figura 3.21 um tetraedro, é mostrado no topo da imagem. O simplex ao fim da iteração pode ser um refletido para longe do ponto de valor mais alto da função objetivo (Figura 3.21a), um refletido e expandido para longe do ponto de valor mais alto da função objetivo (Figura 3.21b), uma contração em uma dimensão a partir do ponto de valor mais alto (Figura 3.21c) ou uma contração em todas as dimensões em direção ao ponto de menor valor da função objetivo (Figura 3.21d). Uma sequência apropriada desses passos irá sempre convergir para o mínimo da função

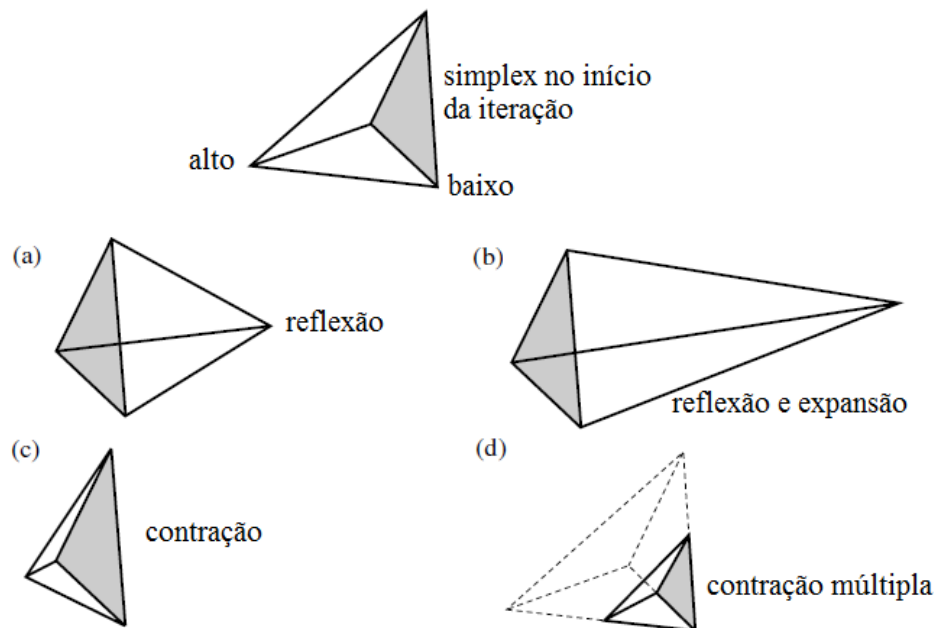


Figura 3.21. Possíveis operações para uma iteração do método de Nelder-Mead: (a) reflexão, (b) reflexão e expansão, (c) contração e (d) contração múltipla (Press, et al., 2007).

O método analisa a função objetivo em um padrão de pontos, para então decidir qual a nova aproximação para o minimizador. Este método consiste em, a partir de um ponto $y^k \in \mathbf{R}^n$, avaliar a função objetivo nos pontos $y^k \in \{y^k + \alpha_k d \mid d \in D\}$, onde α_k é um escalar

positivo e D é uma base geradora positiva para o $\mathbf{R}^n$, ou seja, todo elemento de $\mathbf{R}^n$ pode ser escrito como combinação linear positiva dos elementos de D , e assim tentar encontrar y^{k+1} tal que $f(y^{k+1}) < f(y^k)$. Se não for possível encontrar tal ponto é declarado fracasso, o tamanho do passo α_k é diminuído e um novo padrão de pontos analisado. Caso contrário, é declarado sucesso, y^{k+1} aceito e o tamanho do passo α_k pode aumentar ou ser mantido. A escolha mais intuitiva para D é definida pelas coordenadas cartesianas, positivas e negativas (Cervelin, et al., 2012).

No presente trabalho, o cálculo da integral da função J – Equação (41) – e o método de Nelder-Mead foram integrados ao modelo de solidificação no lingotamento contínuo, de modo a encontrar as vazões de água nas zonas de *sprays* que minimizam J . O fluxograma do código final de otimização construído em C++ é mostrado na Figura 3.22.

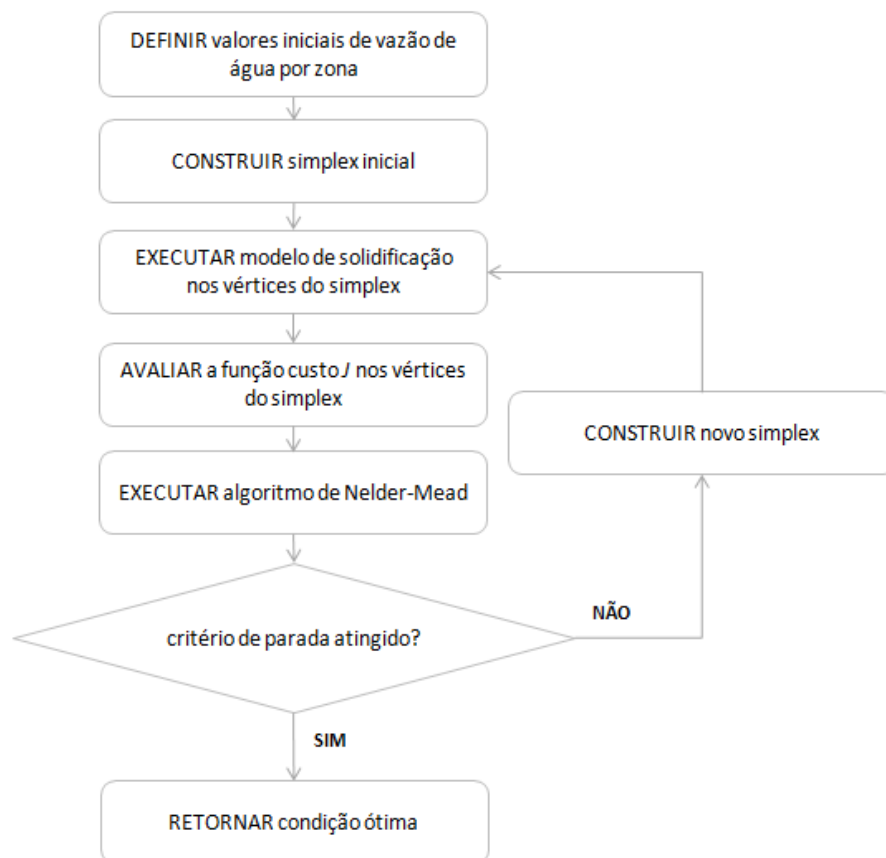


Figura 3.22. Fluxograma da lógica de integração entre o modelo de transferência de calor e o otimizador.

Deve-se fornecer uma condição inicial de vazão por zona para o otimizador. O algoritmo irá então construir o Simplex inicial com a condição inicial mais 3 pontos, formando um tetraedro (Simplex do $\mathbf{R}^3$). A seguir, o modelo de transferência de calor é

executado com as quatro condições que representam os vértices do tetraedro, resultando em um perfil de temperatura da superfície para cada condição. A função custo J é então calculada para os quatro perfis de temperatura. O algoritmo de Nelder-Mead é executado, realizando as até que o melhor valor de J varie menos de 0,01 (critério de parada) entre iterações: se o critério não for atingido, um novo simplex é construído a partir das operações mostradas na Figura 3.21 e o processo é reiniciado; já se o critério de parada for atingido, o otimizador retorna as vazões por zona que resultaram no menor valor de J (perfil de temperatura da superfície otimizado), finalizando o processo.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Avaliação dos Modelos do Molde e da Zona de Sprays com resultados industriais

4.1.1 Seleção das Corridas Industriais

Para a realização das avaliações dos modelos de transferência de calor no molde e zona de *sprays*, foram escolhidas 10 corridas industriais. O critério para a escolha das corridas avaliadas foi basicamente abranger uma variada combinação de parâmetros de processo relacionados à transferência de calor, como temperatura e velocidade de lingotamento e quantidade de água na refrigeração secundária – medida pela relação l/kg (razão entre a quantidade de água total da zona de *sprays* e a massa de tarugo produzida). A Tabela 4.1 apresenta esses parâmetros, bem como a média e o desvio padrão da temperatura medida no pirômetro instalado após o rolo extrator.

Tabela 4.1. Parâmetros de processo das corridas industriais escolhidas para avaliação dos modelos. T_L e v_L são a temperatura e a velocidade de lingotamento respectivamente. A média e desvio padrão de cada temperatura foram calculados com base em aproximadamente 600 medidas por corrida.

Corrida	T_L (°C)	v_L (m/min)	Refrigeração Secundária		Relação l/kg	Temperatura no Pirômetro (°C)	
			Vazão Z1 (l/min)	Vazão Z2 (l/min)		Média	Desvio Padrão
C1	1557	2,3	118	276	1,5	1017	10
C2	1538	2,6	112	207	1,1	1022	11
C3	1544	2,7	161	299	1,5	1022	13
C4	1556	2,9	134	313	1,4	1040	17
C5	1547	2,9	184	343	1,6	1042	13
C6	1578	2,5	101	237	1,2	1048	19
C7	1551	2,4	96	224	1,2	1051	15
C8	1553	2,9	147	341	1,5	1059	9
C9	1540	2,6	108	256	1,3	1072	11
C10	1525	2,9	100	239	1,1	1085	6
Desvio padrão médio						(°C)	12

Pode-se observar que as corridas escolhidas possuem níveis de sobreaquecimento – diferença entre a temperatura de lingotamento e a temperatura *liquidus* do aço, 1509°C – que variam de 16°C (C10) a 69°C (C6). Além disso, têm-se condições de resfriamento na refrigeração secundária que variam de 1,1 a 1,6 l/kg. Essa variedade de parâmetros e combinações permitiu avaliar a sensibilidade do modelo a diversos cenários reais de processo,

bem como definir qual a melhor formulação de transferência de calor no molde e zona de *sprays* que modela a máquina de lingotamento estudada. Outro fato que pode ser mencionado é que as corridas escolhidas apresentam um desvio padrão de temperatura no pirômetro relativamente baixo (a maior variação foi observada em C6, com 1,8% de desvio padrão relativo). O Anexo B mostra os histogramas dos dados de temperaturas de todas as corridas. Dessa forma, têm-se valores de temperaturas medidas confiáveis para comparação com os resultados do modelo. Não houve ocorrências de breakout ou de projeção de aço e rechupe na região de oxicorte nas corridas avaliadas.

4.1.2 Pirometria na zona de radiação livre (10,7 m do menisco)

A primeira avaliação realizada foi a comparação dos resultados de temperatura da superfície fornecida pelas nove combinações de equações de transferência de calor no molde (três modelos, conforme Tabela 3.1) e na zona de *sprays* (três modelos, conforme Tabela 3.2) a uma distância de 10,7 m do menisco, ponto no qual foram medidas as temperaturas das corridas industriais com pirômetro mostradas na Tabela 4.1.

A Figura 4.1 mostra os resultados das simulações das 10 corridas industriais utilizando o modelo de Toledo (1993) para a transferência de calor no molde combinado com os três modelos de transferência de calor na zona de *sprays*. Observa-se que, em geral, o modelo de Toledo (1993) atribui uma grande extração de calor ao molde, reduzindo a temperatura do aço para aproximadamente 800°C em todas as condições avaliadas. Quanto à refrigeração secundária, há uma clara diferença entre os três modelos avaliados. O modelo de Bolle (1979) atribui a maior retirada de calor pelos *sprays* dentre os modelos estudados, uma vez que foram encontradas as menores temperaturas após o reaquecimento na Zona 1 – da ordem de 900°C – e as menores temperaturas após a elevada extração de calor na Zona 2 – entre 650-750°C. Já Nozaki (1978) modela a um nível intermediário a capacidade de retirada de calor da refrigeração secundária, com temperaturas na ordem de 950°C após o reaquecimento na Zona 1 e entre 780-850°C ao final da Zona 2. O modelo de Mizikar (1970) por sua vez, atribuiu a menor extração de calor à zona de *sprays* dentre os modelos avaliados, resultando em temperaturas da ordem de 1000°C ao final da Zona 1 e entre 950-1080°C após a refrigeração na Zona 2.

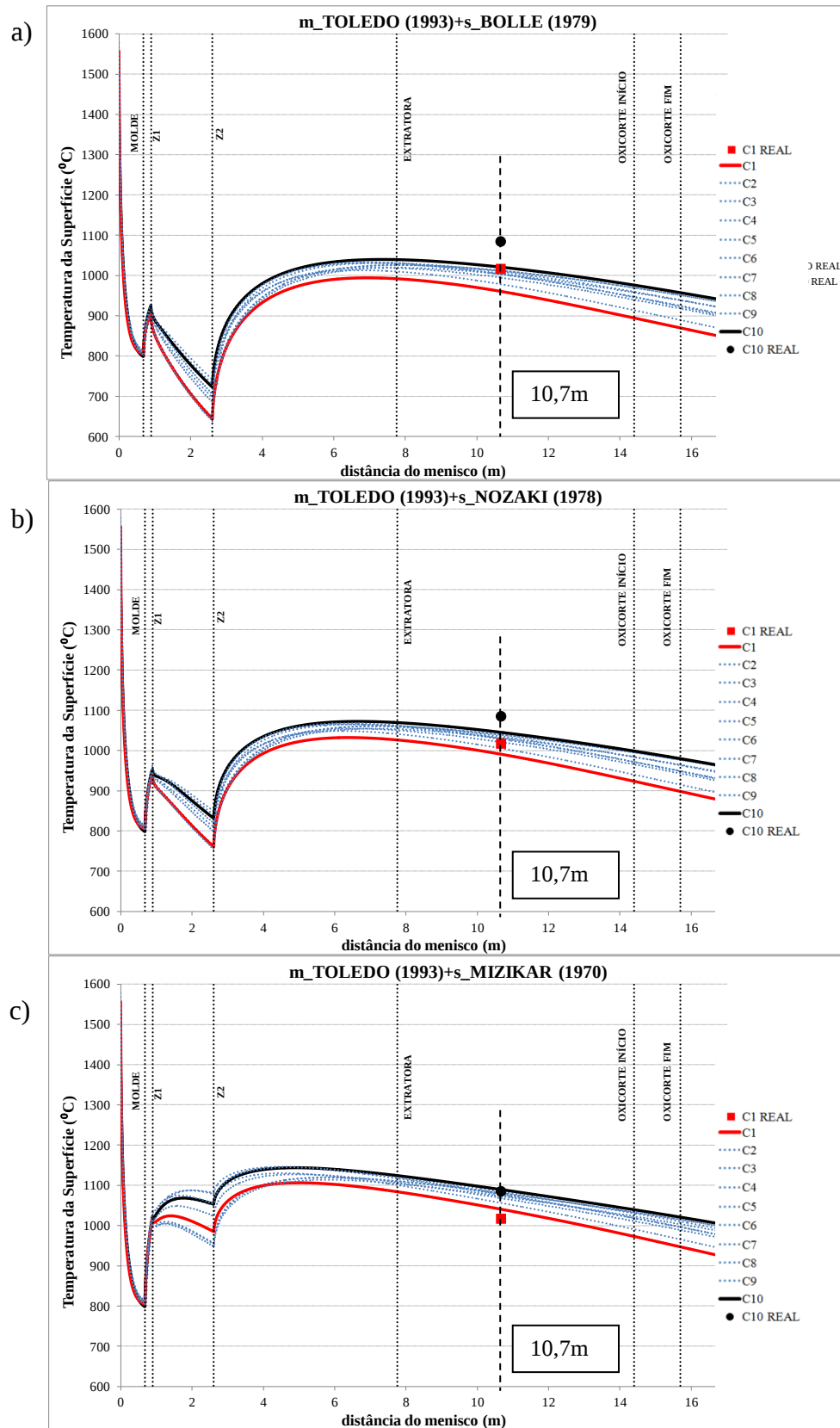


Figura 4.1. Temperatura da superfície modelada utilizando a equação de transferência de calor no molde de Toledo (1993) e zona de sprays de a) Bolle (1979); b) Nozaki (1978) e c) Mizikar (1970).

Quanto à capacidade de previsão da temperatura no ponto de medição do pirômetro, conclui-se que todas as combinações de modelos apresentaram sensibilidade satisfatória, uma vez que foram capazes de detectar qual condição resultava em uma menor temperatura (1017°C) – nas simulações de C1, mostradas nas curvas vermelhas da Figura 4.1 – e na que resultava em uma maior temperatura (1085°C) – nas simulações de C10, mostradas nas curvas pretas da Figura 4.1. As medições de temperatura médias reais dessas condições extremas mínimas e máximas reais são mostradas nos gráficos da Figura 4.1, nos pontos em vermelho (quadrado) e preto (círculo) respectivamente.

Para avaliar a acurácia das combinações utilizando Toledo (1993) para modelar o molde, foi construído o gráfico mostrado na Figura 4.2. Nele correlacionam-se as temperaturas reais e das simulações de cada uma das 10 condições. As linhas retas limitam uma faixa de $\pm 24^{\circ}\text{C}$ de desvio em relação à temperatura real. Como foi mostrado na Tabela 4.1, o desvio padrão médio encontrado foi de 12°C . Assim, simulações que apresentem desvios de magnitude de 24°C , ou seja, de dois desvios padrão em relação à média da medição real serão consideradas satisfatórias. A faixa de $\pm 24^{\circ}\text{C}$ também visa incorporar o erro de medição (exatidão) do pirômetro. Dessa forma, conclui-se que a melhor combinação com o modelo de Toledo (1993) foi obtida com Nozaki (1978), uma vez que a mesma possui um maior número de pontos dentro do limite estabelecido de $\pm 24^{\circ}\text{C}$, 6 pontos.

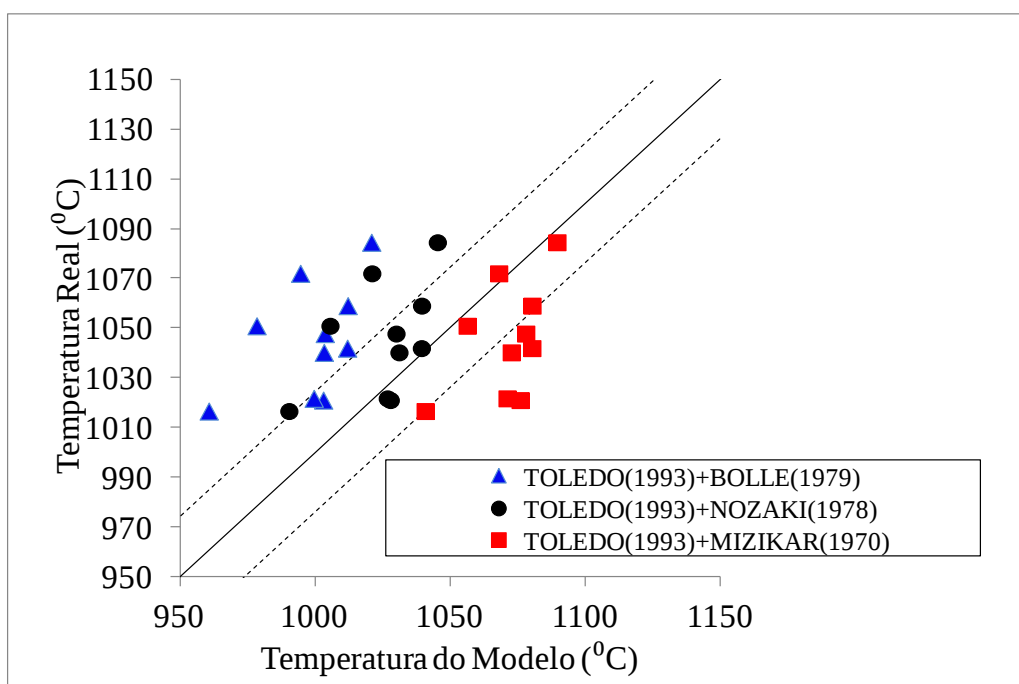


Figura 4.2. Avaliação da acurácia do modelo com as combinações usando Toledo (1993).

Na Figura 4.3 são mostrados os gráficos de temperatura da superfície das simulações das 10 corridas industriais utilizando o modelo de Lait (1974) para a transferência de calor no molde combinado com os três modelos de transferência de calor na zona de *sprays*. Em comparação com o modelo de Toledo (1993), Lait (1974) atribui, em geral, uma menor extração de calor no molde, uma vez que as temperaturas encontradas na saída da refrigeração primária são superiores a 800°C, levemente maiores que as encontradas utilizando o modelo de Toledo (1993). Em relação à refrigeração secundária, observam-se as mesmas diferenças entre os três modelos discutidas anteriormente. O modelo de Bolle (1979) atribui a maior retirada de calor pelos *sprays* dentre os modelos estudados, apresentando as menores temperaturas após o reaquecimento na Zona 1 – entre 950-990°C – e as menores temperaturas após a elevada extração de calor na Zona 2 – entre 650-750°C. Já Nozaki (1978) apresenta temperaturas entre aproximadamente 970-1010°C após o reaquecimento na Zona 1 e entre 790-890°C ao final da Zona 2, indicando um nível intermediário de capacidade de retirada de calor da refrigeração secundária, quando comparado com os outros modelos avaliados. O modelo de Mizikar (1970) mais uma vez atribuiu a menor extração de calor à zona de *sprays* dentre os modelos avaliados, resultando em temperaturas entre 1050-1100°C ao final da Zona 1 e entre 990-1110°C após a refrigeração na Zona 2.

Novamente os modelos apresentaram boa sensibilidade na previsão das condições extremas C1 e C10, que correspondem as de menor e maior temperatura, respectivamente, medidas nas corridas industriais. Isso porque a menor e a maior temperatura encontrada a 10,7m do menisco (posição de instalação do pirômetro) nas simulações com os três modelos foram das condições C1 e C10 respectivamente.

A correlação entre a temperatura real e a temperatura da simulação para todas as condições estudadas é mostrada na Figura 4.4. Utilizando novamente o critério de mais pontos dentro da faixa de $\pm 24^\circ\text{C}$, conclui-se que a melhor combinação com o modelo de Lait (1974) é com Nozaki (1978), com 8 pontos.

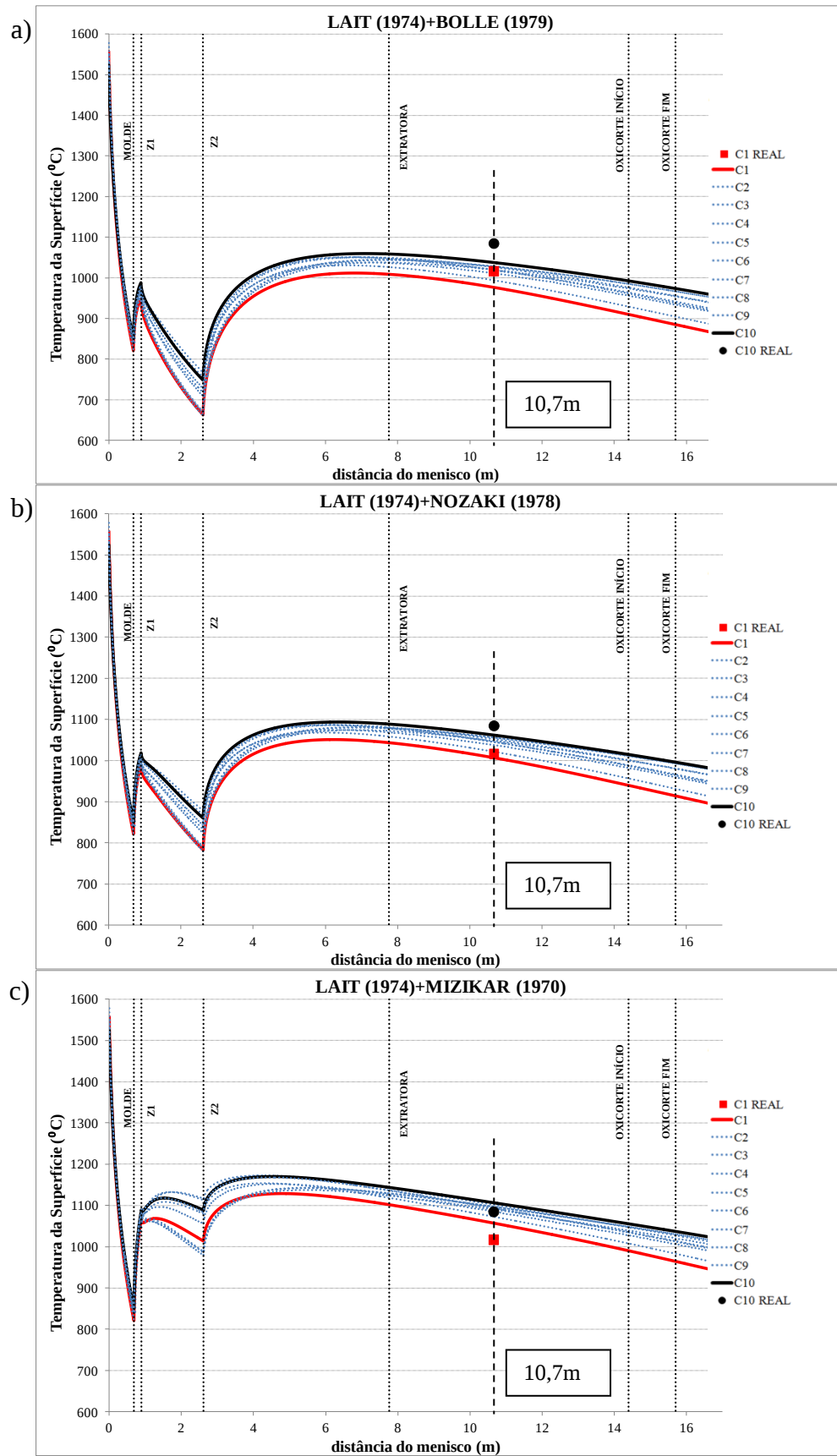


Figura 4.3. Temperatura da superfície modelada utilizando a equação de transferência de calor no molde de Lait (1974) e zona de *sprays* de a) Bolle (1979); b) Nozaki (1978) e c) Mizikar (1970).

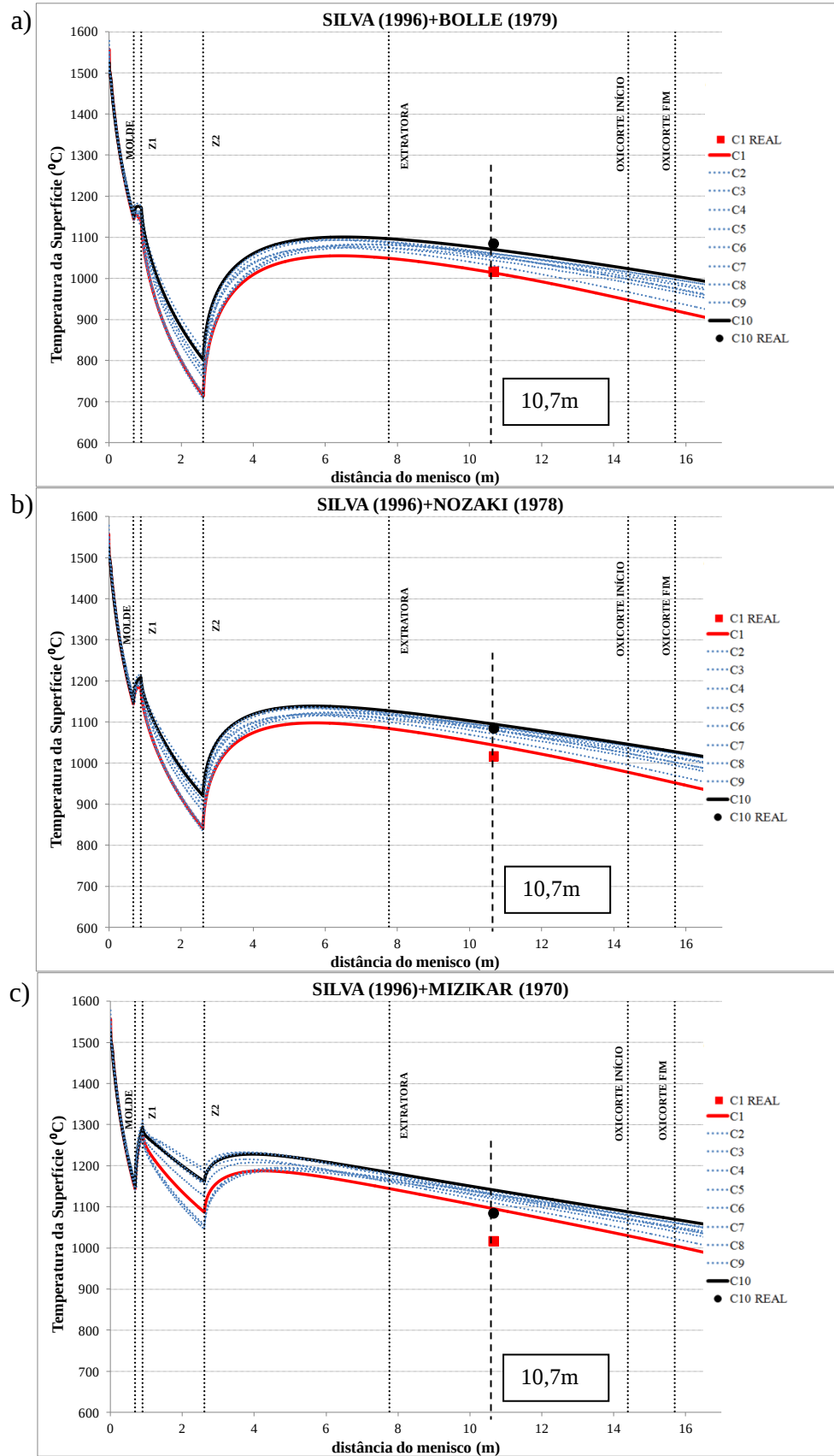


Figura 4.5. Temperatura da superfície modelada utilizando a equação de transferência de calor no molde de Silva (1996) e zona de sprays de a) Bolle (1979); b) Nozaki (1978) e c) Mizikar (1970).

Correlacionando a temperatura real e a temperatura da simulação para todas as condições estudadas, tem-se o gráfico mostrado na Figura 4.6. Dessa vez, o modelo de transferência de calor na refrigeração secundária que apresentou maior assertividade da temperatura a 10,7m do menisco foi Bolle (1979), uma vez que apresentou mais pontos dentro do limite de $\pm 24^{\circ}\text{C}$. Assim, conclui-se que a melhor combinação com o modelo de Silva (1996) é com Bolle (1979), com 7 pontos dentro dos limites.

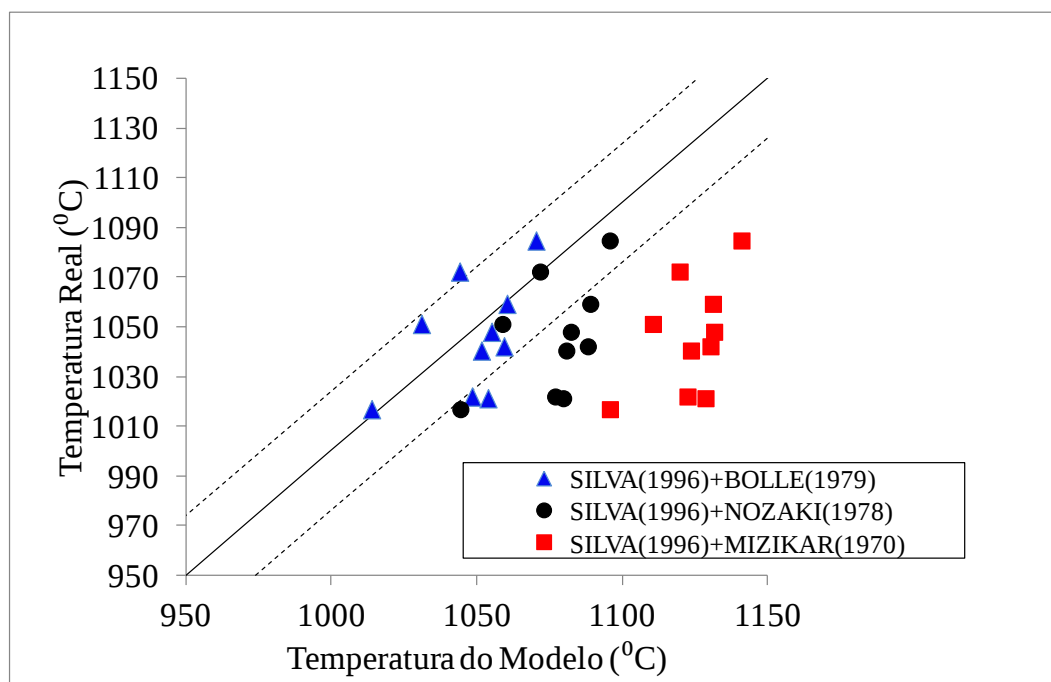


Figura 4.6. Avaliação da acurácia do modelo com as combinações usando Silva (1996).

No gráfico da Figura 4.7 são mostradas as correlações entre temperatura real e temperatura da simulação das melhores combinações de modelos analisadas até aqui. Observa-se que a combinação com Lait (1974)+Nozaki (1978) apresenta mais pontos dentro do limite de $\pm 24^{\circ}\text{C}$, 8 pontos. A Tabela 4.2 mostra todas as temperaturas da superfície obtidas das simulações. Estão sombreados em azul os casos em que a temperatura simulada foi $\pm 24^{\circ}\text{C}$ da temperatura real. A última coluna da Tabela 4.2 faz então a contagem desses pontos.

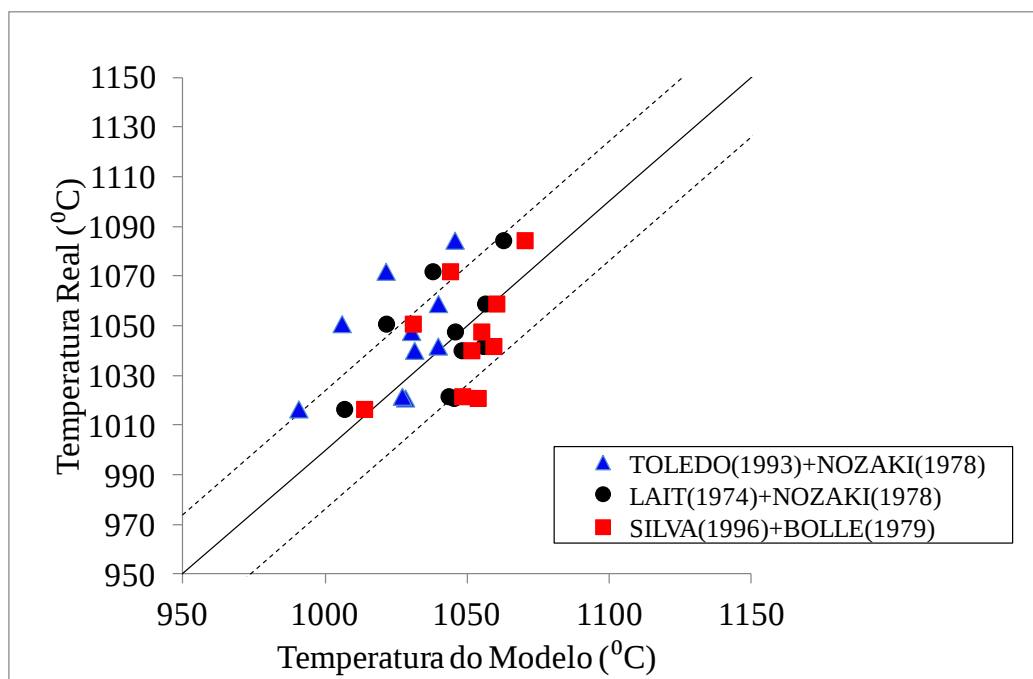


Figura 4.7. Comparativo entre as melhores combinações de modelos quanto a assertividade da temperatura a 10,7m do menisco.

Tabela 4.2. Todas as temperaturas da superfície das simulações. Células sombreadas indicam resultados considerados aceitáveis. Valores em °C.

CORRIDA	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9	C10	ENTRE
TEMPERATURA REAL MÉDIA	1017	1021	1022	1040	1042	1048	1051	1059	1072	1085	±24
Toledo (1993)+Bolle (1979)	961	1003	1000	1004	1012	1004	979	1012	995	1021	2
Toledo (1993)+Nozaki (1978)	991	1028	1027	1031	1040	1030	1006	1040	1021	1046	6
Toledo (1993)+Mizikar (1970)	1041	1076	1071	1073	1081	1078	1057	1081	1068	1090	4
Lait (1974)+Bolle (1979)	977	1020	1016	1020	1028	1019	994	1029	1011	1038	4
Lait (1974)+Nozaki (1978)	1007	1045	1043	1048	1056	1046	1021	1056	1038	1063	8
Lait (1974)+Mizikar (1970)	1057	1093	1088	1090	1097	1094	1072	1097	1085	1107	3
Silva (1996)+Bolle (1979)	1014	1054	1048	1051	1059	1055	1031	1060	1044	1070	7
Silva (1996)+Nozaki (1978)	1044	1080	1077	1081	1088	1082	1059	1089	1072	1096	3
Silva (1996)+Mizikar (1970)	1096	1128	1122	1123	1130	1131	1110	1131	1120	1141	0

4.1.3 Pirometria na saída do molde

A análise das curvas de temperaturas da superfície mostradas na Figura 4.1, Figura 4.3 e Figura 4.5 que os três modelos de h_g do molde resultam em temperaturas na saída do molde bastante distintas. Isso permite validar qual equação de h_g melhor modela o molde da máquina de lingotamento contínuo estudada, através da medição de temperaturas nesse ponto.

Desse modo, foram realizadas medições isoladas de temperatura (com pirômetro ótico manual) em dois pontos próximos à saída do molde. Como a presença de água (e vapor d'água) nas zonas de *spray* pode levar a medições não confiáveis de temperatura, a alimentação de água da refrigeração secundária foi interrompida por alguns segundos, de modo a possibilitar a obtenção da temperatura em dois pontos após o molde. Os pontos escolhidos para realização das medições foram a 0,78 m e a 1,70 m do menisco (o fim do molde está localizado a 0,68 m do menisco). Os parâmetros da corrida, bem como as temperaturas reais e simuladas de cada modelo são mostradas na Tabela 4.3.

Tabela 4.3. Parâmetros da corrida de validação da temperatura na saída do molde, bem como os resultados obtidos com cada modelo de transferência de calor no molde.

Temperatura de Lingotamento, °C	1571	
Velocidade de Lingotamento, m/min	2,4	
Vazão de Água Zona de Sprays 1, l/min	0	
Vazão de Água Zona de Sprays 2, l/min	0	
Ponto de medição de temperatura, m*	0,78	1,70 *em relação ao menisco
Temperatura Média, °C	972	1313
Toledo (1993), °C	944	1309
Lait (1974), °C	993	1359
Silva (1996), °C	1268	1471

A Figura 4.8 mostra graficamente os resultados da simulação dessa corrida com os três modelos de transferência de calor no molde. Os quadrados mostram a média dos valores de temperatura medidos nos dois pontos avaliados, enquanto que as barras indicam o intervalo de confiança de 95% para a média. Observa-se um claro distanciamento dos resultados obtidos com Silva (1996) e os dados reais medidos, sendo um indicativo forte de que esse modelo (que atribui uma baixa transferência de calor no molde em comparação aos demais) não é adequado à máquina de lingotamento contínuo estudada. Os modelos de Toledo (1993) e Lait (1974) apresentaram resultados parecidos e bastante assertivos em relação às temperaturas medidas. Dessa forma, essa análise fornece indicativos que esses dois modelos mais se ajustam ao processo em estudo.

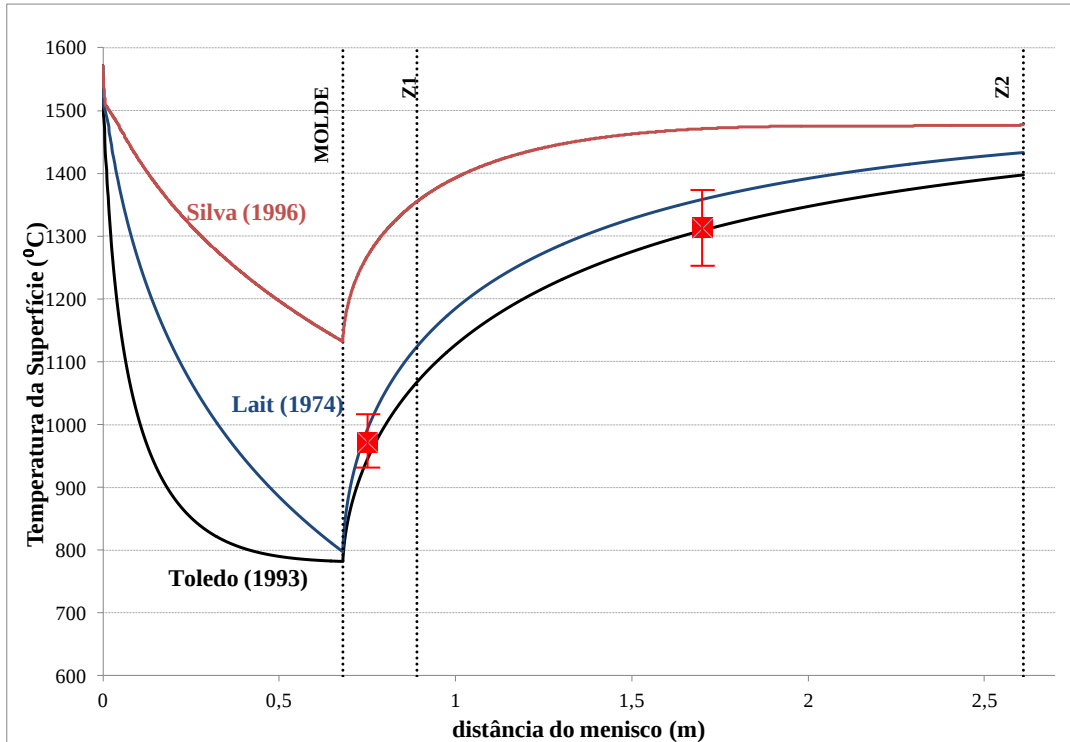


Figura 4.8. Resultado das simulações da temperatura da superfície para os três modelos de h_g do molde da corrida de validação da temperatura na saída do molde.

4.1.4 Critérios Metalúrgicos

4.1.4.1 Critério 1: Espessura da casca solidificada na saída do molde

O modelamento da espessura solidificada permite a avaliação das corridas industriais com base no Critério 1. Esse critério ajudará a decidir o modelo de h_g do molde que melhor se ajusta à máquina de lingotamento contínuo em estudo, uma vez que a espessura solidificada na saída do molde depende unicamente da transferência de calor na refrigeração primária.

A Tabela 4.4 mostra os resultados obtidos das simulações das corridas industriais da espessura solidificada na saída do molde. Foram sombreadas em vermelho as situações em que o Critério 1 não foi atendido, ou seja, a espessura da casca solidificada na saída do molde foi menor que 12,0 mm – 10% da espessura final do tarugo, ver Equação (1).

Como discutido anteriormente, o não atendimento ao Critério 1 indica a probabilidade de ocorrência de *breakout*. Uma vez que não houve ocorrência de *breakout* em nenhuma dessas corridas industriais, conclui-se que o modelo de Silva (1996) é bastante conservador nesse critério, indicando a probabilidade de *breakout* em todas as condições avaliadas. Esse resultado era de certa forma esperado, pois as análises das simulações da temperatura da

superfície desse modelo – realizadas na seção anterior – indicavam sempre uma baixa transferência de calor no molde, resultando em temperaturas bastante elevadas na saída no molde.

Lait (1974) por sua vez, apresentou três resultados que não atenderam ao Critério 1, nas corridas C4, C5 e C8. Entretanto, nesses três casos, o Critério 1 não foi atendido somente por 0,2mm. Por isso, não se pode afirmar que o modelo errou na previsão de ocorrência de *breakout* nas corridas C4, C5 e C8, mas sim que o mesmo indicou que essas condições possuíam elevado risco de um *breakout*, que não se concretizou. Esse risco está associado à relação entre as velocidades (altas) e superaquecimentos empregados nessas corridas.

Já as simulações com o modelo de Toledo (1993) não apresentaram nenhuma condição de alerta quanto à ocorrência de *breakout*. Como visto nas análises anteriores das simulações de temperatura da superfície com esse modelo, as temperaturas na saída do molde eram sempre relativamente baixas, já indicando que o mesmo atribui uma elevada transferência de calor no molde. A consequência disso é sempre uma casca solidificada espessa ao final da refrigeração primária. Dessa forma, a utilização de Toledo (1993) para modelar a máquina de lingotamento contínuo estudada pode representar o risco de negligenciar condições de elevado potencial de *breakout*, uma vez que mesmo condições aparentemente críticas (pois foram sinalizadas em outros modelos) atendem ao Critério 1.

Tabela 4.4. Resultados de espessura solidificada na saída no molde obtidos das simulações das corridas industriais com os três modelos estudados. Valores da tabela em mm.

	Toledo (1993)	Lait (1974)	Silva (1996)
C1	15,5	13,5	9,6
C2	14,9	12,8	9,4
C3	14,2	12,5	9,0
C4	14,0	11,8	8,8
C5	13,7	11,8	8,4
C6	14,4	12,7	8,9
C7	15,4	13,3	9,6
C8	13,8	11,8	8,5
C9	14,8	12,8	9,3
C10	14,1	12,1	9,0

A título de exemplo, são mostrados na Figura 4.9 os resultados de espessura da casca solidificada das simulações da corrida C5. Na Figura 4.9a são mostrados os perfis de espessura completos enquanto que na Figura 4.9b tem-se o destaque da região do molde e início da zona de *sprays*. A área sombreada na Figura 4.9b indica a região crítica para ocorrência de *breakout*, ou seja, região após o molde com espessura abaixo de 12,0mm.

Conforme já expresso na Tabela 4.4, somente o resultado de Toledo (1993) fica fora do limite dessa região crítica. A curva de Lait (1974) intercepta a região crítica no seu limite enquanto Silva (1996) resulta em uma espessura bem abaixo do valor limite de 12,0mm.

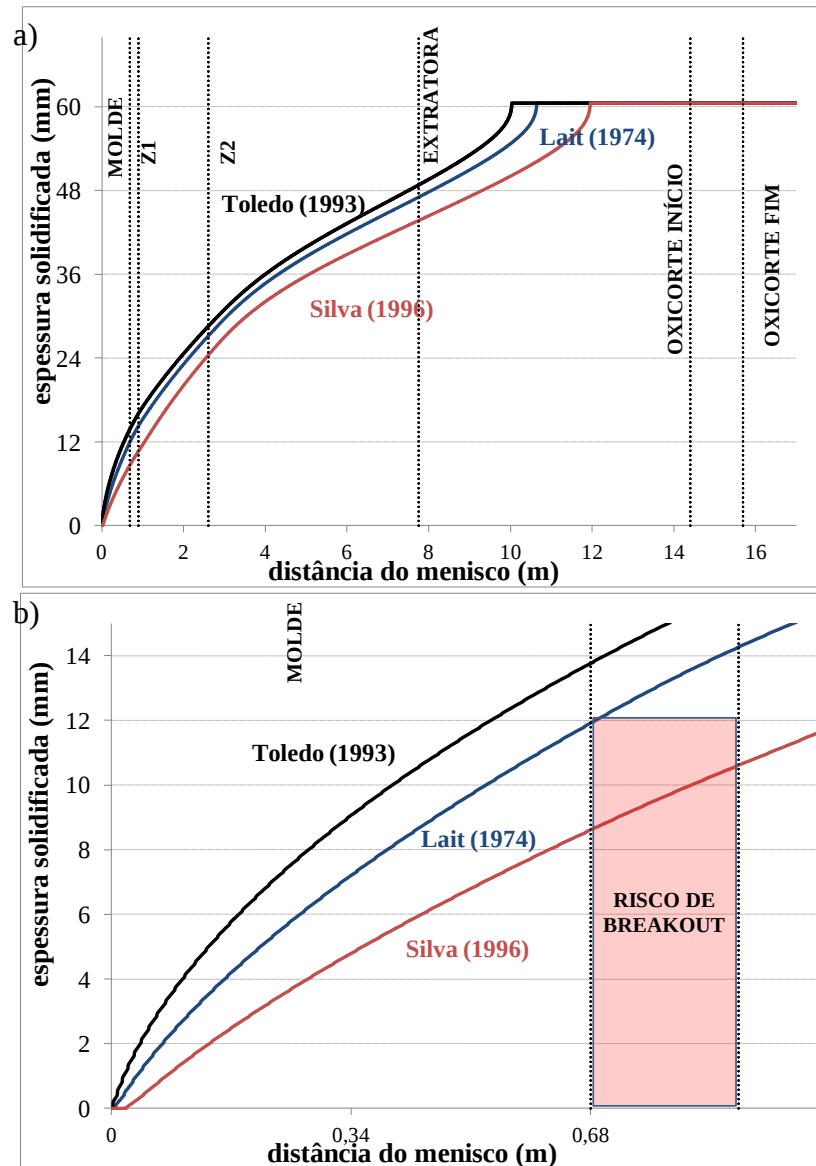


Figura 4.9. Espessura da casca solidificada da corrida C5, sendo a) o perfil completo e b) um detalhe na região do molde e início da zona de *sprays*.

De modo a realizar uma melhor avaliação acerca dos modelos estudados e a capacidade de previsão de *breakouts*, foi analisada uma corrida industrial na qual houve a ocorrência de um *breakout* por motivo de superaquecimento elevado associado a uma alta velocidade de lingotamento. A Tabela 4.5 mostra os parâmetros dessa corrida, bem como os resultados de espessura da casca solidificada das simulações com os três modelos. A Figura 4.10, por sua vez, mostra o produto do *breakout*, o qual consiste somente na casca solidificada

até o ponto onde aço líquido a rompe, resultando em uma macrotrinca (Figura 4.10a). Já a seção quadrada do produto de breakout é mostrada na Figura 4.10b.

Tabela 4.5. Parâmetros da corrida de validação da temperatura na saída do molde, bem como os resultados obtidos com cada modelo de transferência de calor no molde.

Temperatura de Lingotamento, °C	1580
Velocidade de Lingotamento, m/min	2,8
Toledo (1993), mm	13,6
Lait (1974), mm	11,7
Silva (1996), mm	8,3



Figura 4.10. Produto do *breakout* da corrida analisada a) imagem lateral e b) seção quadrada.

A Figura 4.11 mostra as curvas de espessura da casca solidificada das simulações da corrida que houve *breakout*, mostrando somente o detalhe da região do molde e início da zona de *sprays*. São mostrados também o ponto (quadrado preto) da medição da espessura do produto do *breakout* e a região crítica, na qual a espessura da casca é menor que 12,0mm após a saída do molde. Observa-se que novamente Toledo (1993) não acusou a probabilidade de ocorrência de *breakout*, corroborando a tese de que esse modelo não reflete a transferência de calor do molde da máquina de lingotamento contínuo estudada, uma vez que atribui excessiva extração de calor na refrigeração primária. Já Lait (1974) e Silva (1996) foram capazes de indicar a possibilidade de ocorrência de *breakout* nessa condição.

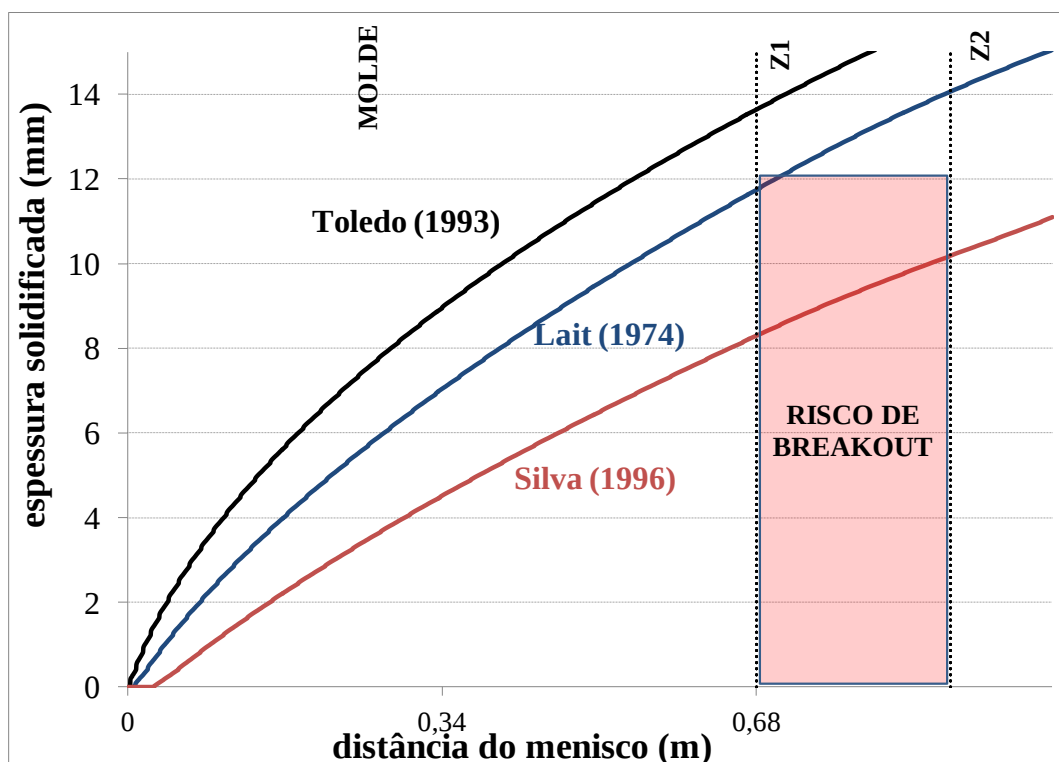


Figura 4.11. Espessura da casca solidificada da corrida em que houve perfuração, detalhando somente a região do molde e início da zona de *sprays*.

Dessa forma, a partir das análises realizadas, conclui-se que o modelo de Lait (1974) apresentou melhores resultados no modelamento da máquina de lingotamento contínuo em estudo quanto ao Critério 1, uma vez que: indicou a lingotabilidade sem *breakout* das corridas industriais C1, C2, C3, C6, C7, C9 e C10; sinalizou corretamente condições de elevado risco de *breakout* devido ao emprego de altas velocidades de lingotamento a certos níveis de superaquecimento nas corridas C4, C5 e C8; e acusou a ocorrência de *breakout* em uma corrida na qual realmente aconteceu um.

4.1.4.2 Critério 2: Temperatura no ponto de desempenho (extração)

O modelamento da temperatura da superfície do tarugo permite também a avaliação das corridas industriais com base no Critério 2. Esse critério permitirá concluir acerca de ambos os modelos do molde e zona de *sprays*, uma vez que a temperatura da superfície do tarugo na posição da extratora depende da transferência de calor nessas duas regiões.

Em todas as corridas industriais avaliadas não foram observadas macrotrincas ou outros defeitos superficiais associados às zonas de baixa ductilidade dos aços a altas

temperaturas. Isso significa que todas as corridas atendiam ao Critério 2, ou seja, apresentaram temperatura da superfície entre 850 e 1200°C na posição da extratora – Equação (2).

A Tabela 4.6 mostra as temperaturas da superfície no ponto de extração obtidas das simulações das corridas industriais. Observa-se que o mínimo encontrado foi de 992°C, enquanto o máximo foi 1183°C. Dessa forma, todas as combinações de modelos acusaram corretamente o atendimento ao Critério 2 por todas as condições simuladas. A título de exemplo, a Figura 4.12 mostra os gráficos da temperatura da superfície do tarugo para as simulações com Lait (1974)+Nozaki (1978). Nela, é destacada a área de atendimento ao Critério 2, sendo possível observar que todas as curvas resultam em pontos dentro dessa região sombreada na posição da extratora, indicando corretamente o atendimento de todas as corridas a esse critério. O mesmo acontece para todas as outras combinações de modelos.

Tabela 4.6. Temperaturas da superfície do tarugo no ponto de extração: 7,76 m do menisco. A temperatura mínima encontrada das simulações foi 992°C, enquanto a máxima foi 1183°C. O atendimento ao Critério 2 foi sinalizado por todas as combinações de modelos.

CORRIDA	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9	C10
TOLEDO(1993)+BOLLE(1979)	992	1029	1019	1019	1026	1031	1010	1026	1019	1040
TOLEDO(1993)+NOZAKI(1978)	1026	1059	1052	1053	1060	1062	1041	1060	1050	1070
TOLEDO(1993)+MIZIKAR(1970)	1084	1117	1106	1104	1110	1119	1101	1110	1107	1124
LAIT(1974)+BOLLE(1979)	1009	1048	1037	1038	1044	1048	1027	1045	1036	1059
LAIT(1974)+NOZAKI(1978)	1043	1078	1070	1072	1078	1079	1058	1079	1069	1089
LAIT(1974)+MIZIKAR(1970)	1102	1136	1124	1124	1129	1137	1118	1130	1125	1144
SILVA(1996)+BOLLE(1979)	1049	1086	1074	1074	1080	1088	1067	1082	1074	1096
SILVA(1996)+NOZAKI(1978)	1085	1117	1109	1110	1116	1121	1100	1117	1107	1128
SILVA(1996)+MIZIKAR(1970)	1145	1176	1164	1163	1168	1179	1160	1169	1165	1183

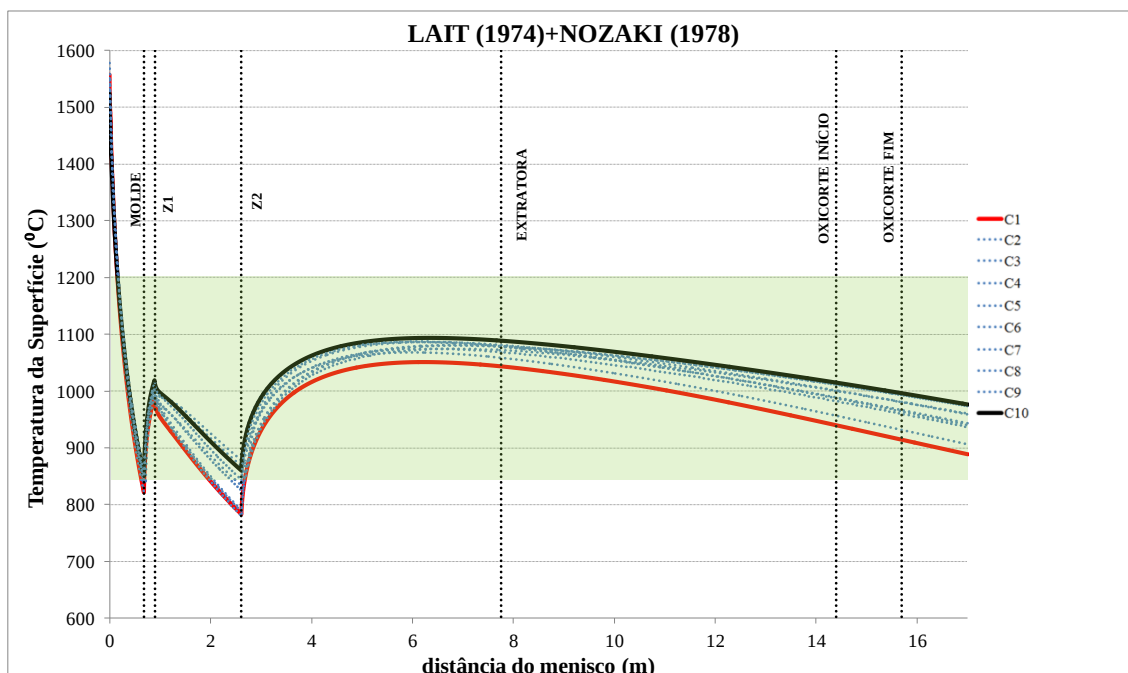


Figura 4.12. Simulações da temperatura da superfície do tarugo de todas as corridas industriais, sobreando a região de atendimento ao Critério 2.

4.1.4.3 Critério 3: Reaquecimento entre zonas

Para o estudo do Critério 3 foram utilizadas as simulações da temperatura da superfície, da temperatura do centro e da espessura solidificada. Foram utilizadas também macrografias da seção transversal de amostras de tarugos das corridas C7, C9 e C10, de modo a avaliar a ocorrência de trincas associadas ao reaquecimento.

As macrografias da seção transversal de amostras de tarugos das corridas C7 e C9 são mostradas na Figura 4.13 e na Figura 4.14, respectivamente. Observa-se a presença de três trincas na amostra de C7 e uma de C9, as quais são numeradas na imagem. As trincas de números 1 e 2 na amostra de C7 e a de número 1 na amostra de C9 são do tipo trincas a meio caminho (*midway cracks*), enquanto que a trinca de número 3 pode ser caracterizada como trinca na linha central. Conforme discutido anteriormente, trincas a meio caminho possuem origem tipicamente térmica, sendo associadas a reaquecimentos da temperatura da superfície do tarugo acima de 150°C – Equação (3). Dessa forma, pode-se analisar quais combinações de modelos de transferência de calor no molde e zona de *sprays* foram capazes de prever a ocorrência dessas trincas.

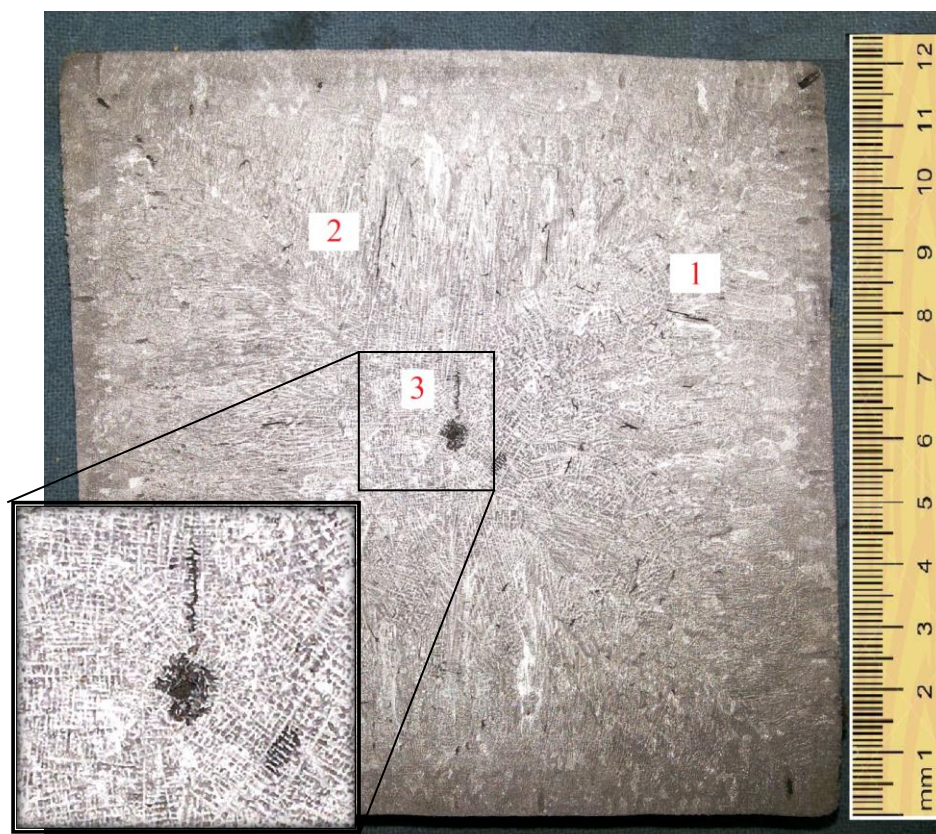


Figura 4.13. Macrografia de amostra da seção transversal de um tarugo da corrida C7. Três trincas são observadas, trincas a meio caminho (*midway cracks*) 1 e 2 e na linha central 3.



Figura 4.14. Macrografia de amostra da seção transversal de um tarugo da corrida C9. Trinca a meio caminho marcada como 1.

Primeiramente, faz-se necessário identificar o posicionamento dessas trincas na seção transversal do tarugo. Observa-se que as trincas 1 e 2 da amostra de C7 (Figura 4.13) estão a uma distância de 26 mm e 36 mm da superfície do tarugo respectivamente. Já a trinca 1 na amostra de C9 (Figura 4.14) encontra-se a uma distância de 28mm da superfície do tarugo. A análise de todas as simulações (em qualquer combinação de modelos) mostra que essa faixa de espessura do tarugo solidifica na região de radiação livre, justamente onde algumas combinações de modelos indicam a ocorrência de um reaquecimento, conforme exemplificado no gráfico da Figura 4.15. Essa imagem mostra as simulações da temperatura da superfície (curva T_s), temperatura do centro (curva T_c) e espessura solidificada (curva e) da corrida C7 utilizando Toledo (1993) + Bolle (1979). Observa-se que, nesse exemplo, há um reaquecimento de 316°C na região de radiação livre. Nesse exemplo, as trincas a meio caminho encontradas na macrografia foram previstas com sucesso, uma vez que o reaquecimento nessa posição foi acima de 150°C. Análise similar foi feita para todas as combinações de modelos, originando os dados da Tabela 4.7.

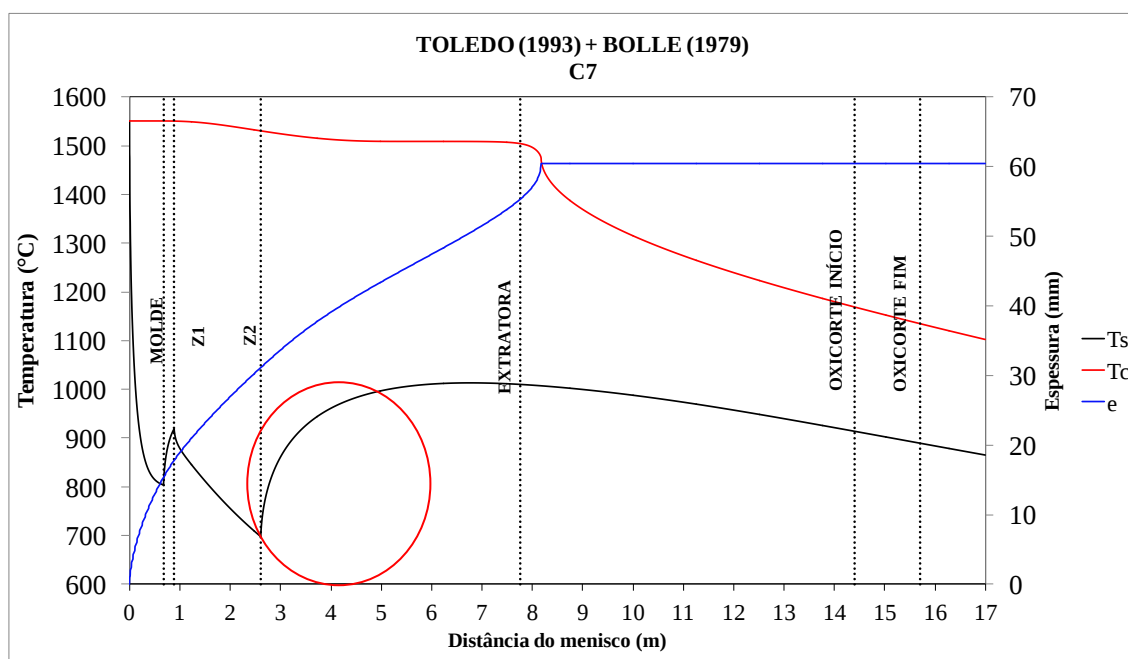


Figura 4.15. Simulações da temperatura da superfície (curva T_s), temperatura do centro (curva T_c) e espessura solidificada (curva e) da corrida C7 utilizando Toledo (1993) + Bolle (1979). Destaca-se o reaquecimento na região de radiação livre.

A Tabela 4.7 mostra os valores de reaquecimento encontrados na zona de radiação livre das simulações das corridas C7 e C9. Valores acima de 150°C são sombreados em vermelho, indicando que a combinação foi capaz de prever a ocorrência das trincas a meio

caminho observadas nas macrografias. Nota-se que todas as combinações com Mizikar (1970) apresentaram reaquecimentos inferiores a 150°C, indicando que esse modelo não foi capaz de prever a ocorrência de trincas nas condições de processo das corridas C7 e C9. A título de exemplo, tem-se a Figura 4.16, a qual mostra os gráficos da simulação da corrida C9 utilizando Silva(1996) + Mizikar(1970). A curva da temperatura da superfície, nesse caso, mostra um reaquecimento de 82°C.

Tabela 4.7. Análise dos reaquecimentos na zona de radiação livre das simulações das corridas C7 e C9. Somente as simulações com Mizikar (1970) não previram as trincas a meio caminho observadas na macrografia.

Combinação de Modelos	C7	C9
	ΔT (°C)	ΔT (°C)
TOLEDO(1993)+BOLLE(1979)	316	334
TOLEDO(1993)+NOZAKI(1978)	239	256
TOLEDO(1993)+MIZIKAR(1970)	81	104
LAIT(1974)+BOLLE(1979)	313	330
LAIT(1974)+NOZAKI(1978)	235	250
LAIT(1974)+MIZIKAR(1970)	74	96
SILVA(1996)+BOLLE(1979)	303	320
SILVA(1996)+NOZAKI(1978)	221	237
SILVA(1996)+MIZIKAR(1970)	61	82

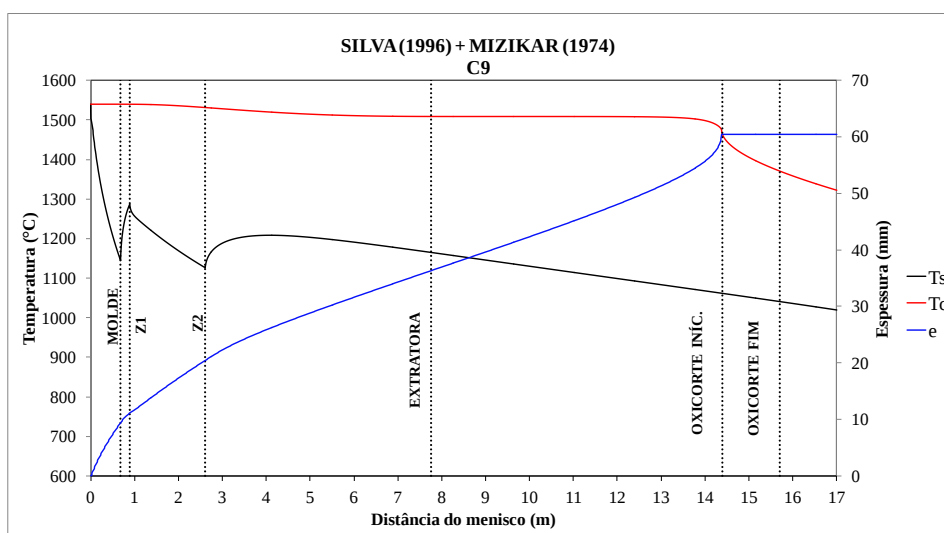


Figura 4.16. Curvas da corrida C9 com Silva(1996)+Mizikar(1974), demonstrando que não há reaquecimento acima de 150°C na região de radiação livre.

Pode-se realizar análise semelhante para a corrida C10, cuja macrografia é mostrada na Figura 4.17. Nela, tem-se a presença de três trincas a meio caminho, numeradas de 1 a 3.

As trincas 1 e 2 estão a 12 mm da superfície, enquanto a trinca 3 está a 36 mm. Nesse caso, tem-se duas trincas a meio caminho formadas durante a solidificação na Zona 1 (trincas 1 e 2) e uma trinca formada na região de radiação livre (trinca 3). Assim, foram analisados os resultados das simulações da temperatura da superfície de todas as combinações de modelos e computados os reaquescimentos na Zona 1 e radiação livre, originando a Tabela 4.8.

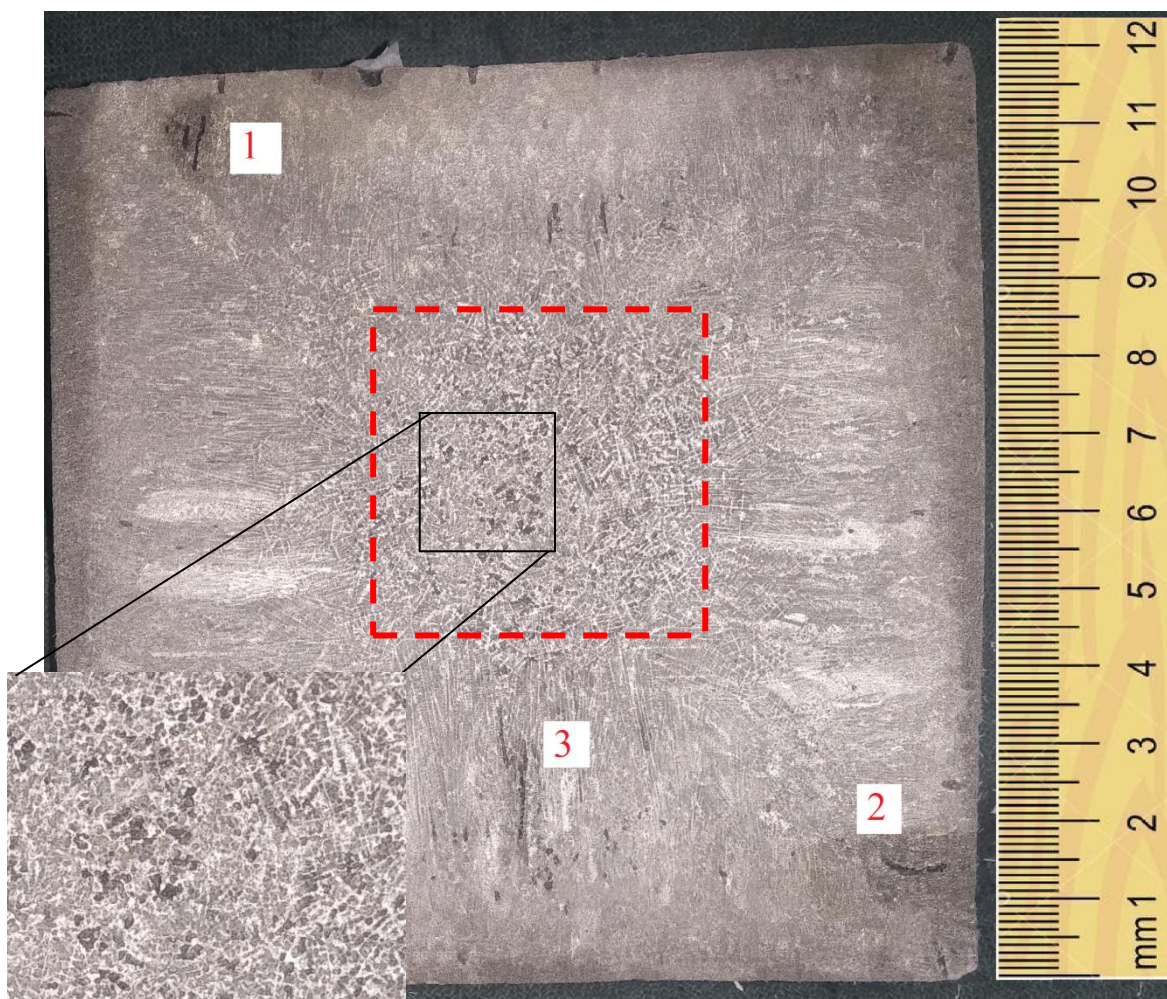


Figura 4.17. Macrografia de amostra da seção transversal de um tarugo da corrida C10. Trincas a meio caminho marcadas como 1, 2 e 3.

Na Tabela 4.8 são mostrados os valores de reaquescimentos na Zona 1 e radiação livre em todas as combinações de modelos. São sombreados em vermelho os reaquescimentos acima de 150°C, ou seja, que indicam a alta probabilidade de ocorrência de trincas a meio caminho. Observa-se que somente as combinações Toledo (1993)+Nozaki (1978) e Lait (1974)+Nozaki (1978) foram capazes de sinalizar a presença de trincas nas duas regiões observadas na macrografia. As demais combinações apresentaram reaquescimentos acima de 150°C ou em somente uma das regiões ou em nenhuma delas. Como exemplo, tem-se a Figura 4.18, que

mostra a corrida C10 simulada com Lait (1974)+Nozaki (1978), no qual observa-se dois reaquecimentos acima de 150°C: um na Zona 1 (169°C), que prever corretamente a ocorrência das trincas 1 e 2 da macrografia da Figura 4.17; e outro na região de radiação livre (233°C), que origina a trinca 3 vista na macrografia.

Tabela 4.8. Análise dos reaquecimentos na Zona 1 e radiação livre das simulações das corridas C10.

	C10	
	Zona 1 ΔT (°C)	Radiação Livre ΔT (°C)
TOLEDO(1993)+BOLLE(1979)	126	318
TOLEDO(1993)+NOZAKI(1978)	154	241
TOLEDO(1993)+MIZIKAR(1970)	222	90
LAIT(1974)+BOLLE(1979)	137	312
LAIT(1974)+NOZAKI(1978)	169	233
LAIT(1974)+MIZIKAR(1970)	240	81
SILVA(1996)+BOLLE(1979)	25	300
SILVA(1996)+NOZAKI(1978)	59	219
SILVA(1996)+MIZIKAR(1970)	144	67

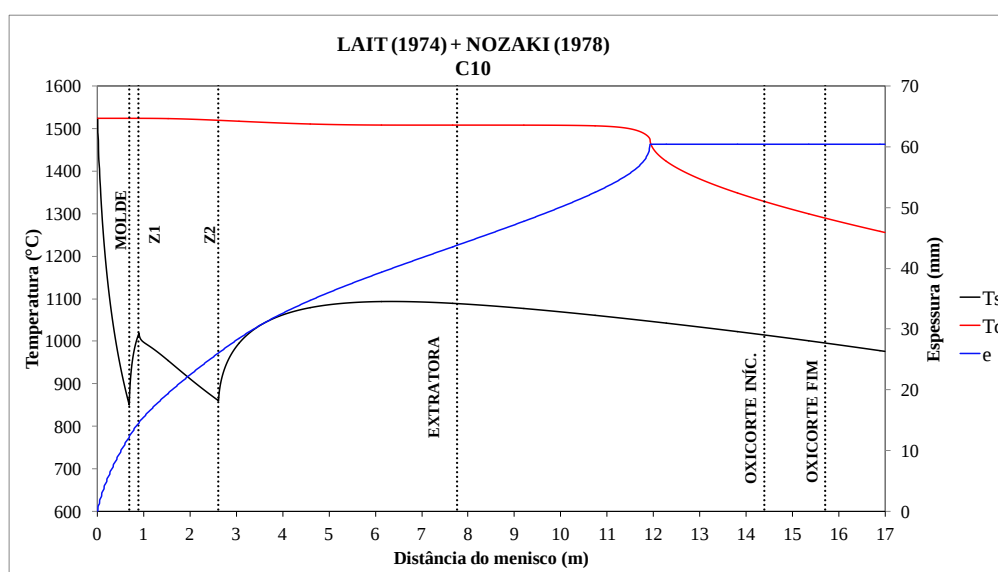


Figura 4.18. Curvas da corrida C10 com Silva(1974)+Nozaki(1978), demonstrando dois reaquecimentos acima de 150°C.

Outro ponto que deve ser destacado é a análise das macroestruturas de solidificação das corridas C7 (Figura 4.13), C9 (Figura 4.14) e C10 (Figura 4.17). Nas corridas C7 e C9, observa-se uma zona coquilhada que estende até aproximadamente 3mm da superfície, seguida por uma zona colunar que, por sua vez, se estende até o centro do tarugo. Dessa forma, não se observa a presença de uma zona equiaxial na região central do tarugo, mas sim

uma estrutura dendrítica com porosidades, como pode ser claramente visto nas ampliações mostradas na Figura 4.13 e na Figura 4.14. Já a macrografia da amostra de C10 apresenta também uma zona coquilhada até aproximadamente 4mm da superfície, seguida de uma zona colunar e, no centro, uma zona equiaxial bem definida, conforme pode ser visto na ampliação mostrada na Figura 4.17.

A análise das condições de processo e das simulações dessas três corridas explica a diferença de estrutura entre elas. A Figura 4.19 apresenta as curvas de temperatura do centro do tarugo para as três corridas analisadas. Observa-se que C7 possui a maior temperatura de lingotamento (1551°C), seguida por C9 (1540°C) e depois por C10 (1525°C). Sabe-se que quanto maior o superaquecimento, menor a proporção de zona equiaxial na macroestrutura de solidificação. De fato, os resultados encontrados nas macroestruturas analisadas estão em perfeito acordo com as referências de proporção de zona equiaxial versus temperatura de lingotamento. A Figura 4.20 mostra os resultados de percentual de zona equiaxial encontrados nas macrografias de C7, C9 e C10 incluídos no gráfico de Lait e colaboradores de 1982 (Lait, et al., 1982). O percentual de zona equiaxial em C10 foi calculado de forma aproximada, considerando a área delimitada pelo quadrado tracejado na Figura 4.17 sobre a área total da seção, resultando em aproximadamente 8%. Sabe-se também que elevados superaquecimentos aumentam a probabilidade de ocorrência das pontes dendríticas, favorecendo a ocorrência de porosidades centrais (Garcia, et al., 2006).

Da Figura 4.19, nota-se ainda que as condições de processo (quantidade de água e principalmente velocidade de lingotamento) de C7 e C9 propiciaram taxas de resfriamento mais elevadas que a de C10 (maior velocidade), uma vez que as temperaturas do centro de C7 e C9 iniciam mais elevadas que C10 (pela diferença de temperatura de lingotamento) mas cruzam a temperatura *solidus* antes. Outro fator que evidencia uma taxa de resfriamento maior em C7 e C9 é o fato do comprimento metalúrgico de C10 ser maior (11,9m) que os de C7 (9,5m) e C9 (10,4m), mesmo C10 iniciando com uma temperatura mais baixa que as demais. Dessa forma, tem-se mais um fator crítico de redução da proporção de zona equiaxial atuando em C7 e C9 conjuntamente com o superaquecimento: a taxa de resfriamento elevada.

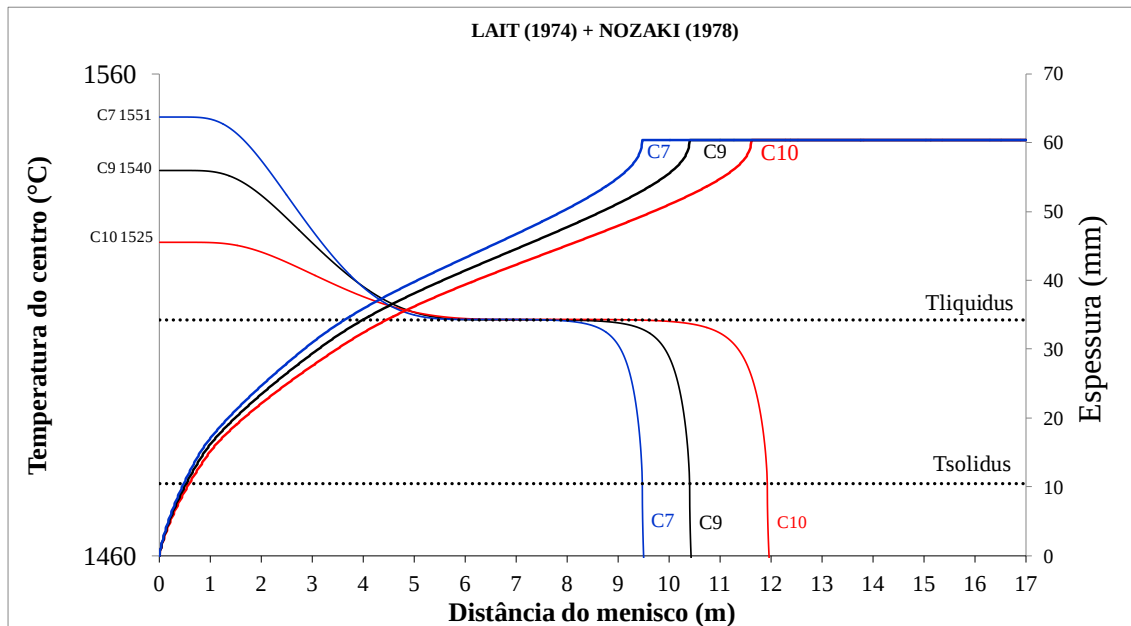


Figura 4.19. Comparação dos perfis de temperatura do centro e espessura solidificada das corridas C7, C9 e C10. Temperatura inicial e condições de resfriamento explicam as diferenças encontradas na macroestrutura de solidificação.

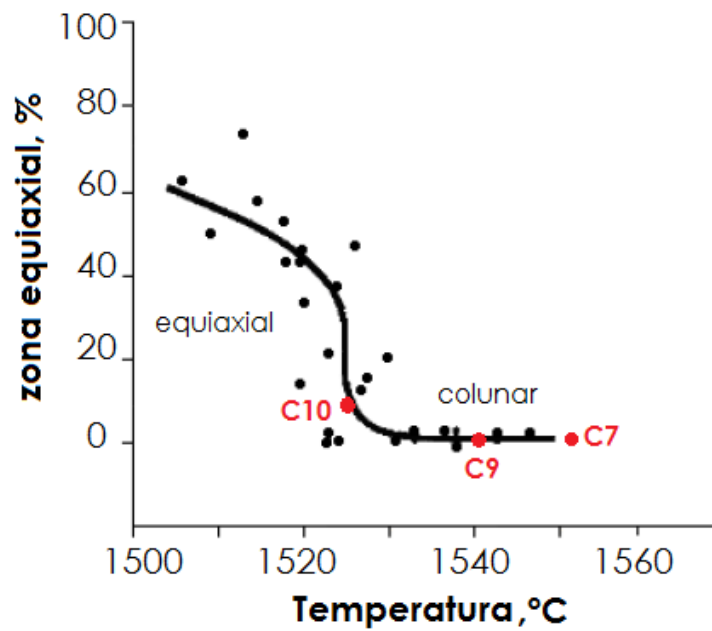


Figura 4.20. Valores de percentual de zona equiaxial encontrados nas macrografias de C7, C9 e C10 inseridos na referência de Lait e colaboradores (Lait, et al., 1982).

Analisando os perfis da poça líquida e pastosa das três condições avaliadas (Figura 4.21), observa-se que o tamanho da poça aumenta com o aumento da velocidade de lingotamento. Dessa forma, a condição de maior poça em C10 aumentaria a probabilidade de ocorrência de pontes dendríticas (e consequentemente porosidades centrais) nessa condição

(Moore, et al., 1983; Lait, et al., 1982), o que não foi observado na macrografia da Figura 4.17. Um provável mecanismo para explicar esse fato é que o baixo superaquecimento acarretou na formação de cristais equiaxiais no centro do tarugo logo no início do processo, barrando a progressão da zona colunar e consequentemente a formação de pontes dendríticas, conforme descrito por Gosh (Gosh, 2001).

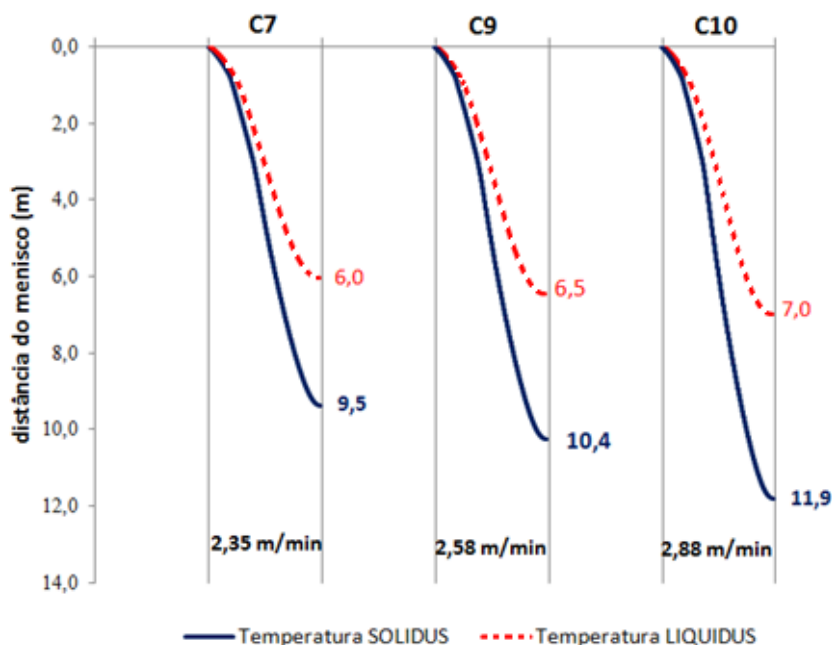


Figura 4.21. Perfil da poça nas três condições avaliadas. Incremento na velocidade de lingotamento acarreta em poças maiores.

Assim, a ação conjunta do superaquecimento e da maior taxa de resfriamento acarretou na total eliminação da zona equiaxial nas corridas C7 e C9. A estrutura colunar resultante, formada no centro do tarugo, além de ser mais susceptível a trincas, aumenta a severidade de porosidades na região central (Lait, et al., 1982; Cheung, 1999). Isso foi constatado nas três macrografias estudadas. Em C7 (Figura 4.13), que apresentou a condição de maior superaquecimento e maior taxa de resfriamento, observa-se, além de uma porosidade central severa, a formação de uma trinca central, a trinca número 3. Em C9 (Figura 4.14), o superaquecimento e a taxa de resfriamento propiciaram, como em C7, uma estrutura completamente colunar no centro, acarretando em uma porosidade central severa. Já em C10 (Figura 4.17), a condição de baixo superaquecimento e baixa taxa de resfriamento propiciou a formação de uma região central completamente equiaxial, evitando a ocorrência tanto de porosidade central como de trincas nessa região.

4.1.4.4 Critério 4: Comprimento metalúrgico

Em nenhuma das corridas estudadas foi observada a presença de rechupe severo, que caracterizaria um fechamento da espessura após o ponto de corte do tarugo. Esse ponto de corte na máquina em estudo se encontra a 14,4 m do menisco. Dessa forma, a avaliação dos modelos de transferência de calor no molde e zona de *sprays* foi realizada da seguinte forma: os comprimentos metalúrgicos previstos por cada combinação de modelos foram computados e comparados com 14,4m.

A Tabela 4.9 mostra os comprimentos metalúrgicos de cada combinação de modelos. Os comprimentos maiores ou iguais a 14,4m foram sombreados em vermelho. Conclui-se que somente a combinação Silva (1996) + Mizikar (1970) não previu corretamente o fechamento da espessura solidificada antes do ponto de corte do tarugo.

Tabela 4.9. Comprimentos metalúrgicos de cada combinação de modelos. Células em vermelho mostram condições que indicaram ocorrência de rechupe severo.

CORRIDA	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9	C10
TOLEDO(1993)+BOLLE(1979)	7,7	9,1	9,3	9,7	10,2	9,2	8,2	10,2	8,9	10,3
TOLEDO(1993)+NOZAKI(1978)	8,4	9,9	10,2	10,6	11,1	10,0	8,9	11,1	9,7	11,1
TOLEDO(1993)+MIZIKAR(1970)	10,1	11,9	12,0	12,3	12,8	12,0	10,7	12,8	11,6	13,1
LAIT(1974)+BOLLE(1979)	8,1	9,7	9,9	10,3	10,8	9,7	8,6	10,8	9,5	10,9
LAIT(1974)+NOZAKI(1978)	8,9	10,7	10,9	11,3	11,8	10,7	9,5	11,8	10,4	11,9
LAIT(1974)+MIZIKAR(1970)	10,8	12,8	12,9	13,2	13,8	12,9	11,5	13,8	12,4	14,1
SILVA(1996)+BOLLE(1979)	9,3	11,1	11,2	11,5	12,1	11,2	9,9	12,1	10,8	12,4
SILVA(1996)+NOZAKI(1978)	10,4	12,3	12,4	12,8	13,4	12,4	11,0	13,4	11,9	13,6
SILVA(1996)+MIZIKAR(1970)	12,7	14,8	14,8	15,1	15,7	15,0	13,5	15,8	14,3	16,2

O fato de todas as combinações de modelos indicarem o fechamento da espessura solidificada antes do oxicorte nas corridas C7 e C9 reforça a hipótese de que as porosidades encontradas nas macrografias dessas condições (Figura 4.13e Figura 4.14, respectivamente) estão associadas à contração de fase líquida aprisionada por pontes dendríticas e não pela presença de um núcleo não solidificado no momento do corte do tarugo.

4.1.4.5 Resumo da Avaliação dos Modelos

Após todas as avaliações dos modelos, pode-se construir o resumo mostrado na Tabela 4.10. As células sombreadas mostram os critérios atendidos de forma satisfatória pela combinação de modelos em questão.

Conclui-se assim, que a máquina de lingotamento contínuo estudada é melhor modelada utilizando o modelo de Lait (1974) para o cálculo do h_g do molde e o de Nozaki (1978) para o cálculo do h_g da zona de *sprays*.

Tabela 4.10. Resumo das avaliações dos modelos.

	Pirometria na zona de rad. livre	Pirometria na saída do molde	Critério Metal. 1: espessura molde	Critério Metal. 2: temperatura no desempenho	Critério Metal. 3: reaquecimento entre zonas C7 e C9	Critério Metal. 3: reaquecimento entre zonas C10	Critério Metal. 4: comprimento metalúrgico	Número de análises atendidas
TOLEDO(1993)+BOLLE(1979)								4
TOLEDO(1993)+NOZAKI(1978)								6
TOLEDO(1993)+MIZIKAR(1970)								3
LAIT(1974)+BOLLE(1979)								5
LAIT(1974)+NOZAKI(1978)								7
LAIT(1974)+MIZIKAR(1970)								4
SILVA(1996)+BOLLE(1979)								4
SILVA(1996)+NOZAKI(1978)								3
SILVA(1996)+MIZIKAR(1970)								2

4.2 Otimização do Processo de Solidificação

Das análises realizadas para a avaliação dos modelos, pode-se observar que o processo de lingotamento contínuo estudado apresenta oportunidades de melhoria. Os diversos perfis de temperatura (superfície e centro) e espessura solidificada bem como as macrografias analisadas indicam dois pontos principais que merecem atenção: a ocorrência de trincas a meio caminho por reaquecimento e a estrutura colunar no centro do tarugo. Nos itens a seguir, serão analisadas propostas de otimização para o processo estudado, focando nesses dois pontos.

Antes, no entanto, faz-se necessário estabelecer algumas restrições para as ações de otimização, relativas às temperaturas e às velocidades de lingotamento praticadas no processo

em estudo, mostradas na Tabela 4.11. A classificação das temperaturas indicam ações que devem ser tomadas:

- Interromper Processo: o sobreaquecimento é insuficiente para garantir a estabilidade do processo. Há risco *elevado* de obstrução da válvula de alimentação do aço no distribuidor pela solidificação do metal no seu interior. O processo deve ser interrompido de imediato;
- Atenção (baixa temperatura): há risco *moderado* de obstrução da válvula de alimentação do aço no distribuidor pela solidificação do metal no seu interior. Maiores velocidades devem ser empregadas para garantir o lingotamento da corrida;
- Lingotável: faixa de trabalho. O alvo de temperatura é 1550°C;
- Atenção (alta temperatura): há risco *moderado* de *breakout*. Deve-se reduzir a velocidade para garantir o lingotamento da corrida.
- Risco de Breakout: há risco *elevado* de *breakout*. Deve-se reduzir ao máximo a velocidade para garantir o lingotamento da corrida.

Tabela 4.11. Faixas de trabalho de temperatura e velocidade de lingotamento do processo estudado.

Temperatura de Lingotamento		Superaquecimento	Velocidade de Lingotamento	
1580°C	Risco de Breakout	71°C	2,1-2,5 m/min	*alvo
1571°C		62°C		
1570°C	Atenção (alta temperatura)	61°C	2,2-2,6 m/min	
1565°C		56°C		
1564°C	LINGOTÁVEL	55°C	2,3-2,7 m/min	
1555°C		46°C		
1550°C*		41°C*	2,3-2,8 m/min*	
1545°C		36°C		
1540°C	Atenção (baixa temperatura)	31°C	2,3-2,9 m/min	
1531°C		22°C		
1530°C		21°C		
1525°C		16°C		
1524°C	Interromper o processo	15°C	2,7-3,0 m/min	
1515°C		6°C		
1509°C	Tliquidus	0		

Já as faixas de velocidade indicam: um valor máximo para a respectiva condição de superaquecimento, objetivando evitar a ocorrência de *breakout*; e um valor mínimo, para atender a requisitos de ritmo da Aciaria. A velocidade nominal de lingotamento da máquina em questão é de 2,70 m/min.

Uma última restrição importante que deve ser levada em consideração é acerca do comprimento metalúrgico máximo. O início do oxicorte do tarugo está localizado a 14,4m do menisco, e deve-se considerar uma margem de segurança de 1,5m antes, ou seja, 12,9m, para o comprimento metalúrgico máximo. Essa restrição visa definir um valor máximo de comprimento metalúrgico que acomode as variações do processo e tem origem na experiência operacional.

Todas as simulações das análises de otimização serão realizadas com Lait (1974) + Nozaki (1978), uma vez que esses modelos foram os que melhor se ajustaram ao processo em estudo.

4.2.1 Redução de reaquescimentos

A Figura 4.22 apresenta as curvas das temperaturas da superfície e centro, e da espessura solidificada simuladas a partir de parâmetros que melhor refletem a condição atual do processo, os quais são mostrados na Tabela 4.12.

Tabela 4.12. Parâmetros da condição típica do processo atual.

	ATUAL
Seção quadrada (mm)	120
Temperatura de lingotamento (°C)	1550
Velocidade de lingotamento (m/min)	2,70
Razão l/kg	1,3

Essa condição resulta em uma espessura solidificada na saída do molde de 12,4mm, suficiente para evitar ocorrência de *breakout*, segundo o Critério 1. A temperatura da superfície do tarugo no ponto de desempeno (extratora) é de 1078°C, estando fora das regiões de baixa ductilidade a altas temperaturas de acordo com o Critério 2. O comprimento metalúrgico é de 11,1m, evitando a ocorrência de rechupe ou projeção de aço pela presença de fase líquida/pastosa do início do oxicorte e atendendo ao Critério 4.

No entanto, a curva de temperatura da superfície mostra dois reaquescimentos acima de 150°C – o primeiro na saída do molde (161°C) e o segundo no início da região de radiação livre (260°C) – os quais, de acordo com o Critério 3, resultam na formação de trincas a meio

caminho, conforme já observado nas macrografias de C7, C9 e C10. O reaquecimento logo após a saída do molde (dentro da zona de *sprays* 1) é menos crítico, uma vez que a casca solidificada é pouco espessa e menos rígida nesse ponto, resultando em menores tensões térmicas impostas à frente de solidificação pelo reaquecimento em comparação com locais onde a casca sólida é mais espessa (Spuy, et al., 1999). Já o segundo reaquecimento, na zona de radiação livre, corresponde justamente à condição mais crítica para ocorrência de trincas a meio caminho, uma vez que possui um módulo mais elevado e ocorre em um local que há uma substancial casca sólida formada (em torno de 50% da casca total). Dessa forma, deve-se objetivar eliminação dessa condição, uma vez que ela acarreta perda de qualidade do produto lingotado.

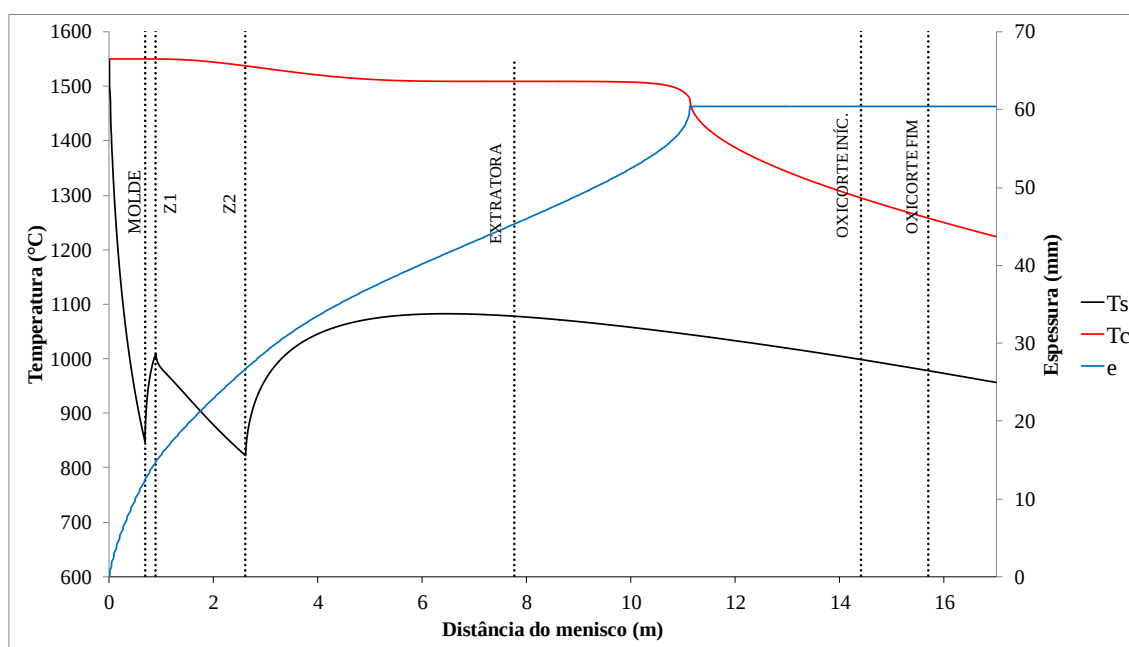


Figura 4.22. Gráficos de temperatura da superfície (T_s), temperatura do centro (T_c) e espessura (e) solidificada do processo atual, refletindo condições típicas de processo.

O motivo do elevado reaquecimento da superfície após a zona de *sprays* no processo de lingotamento analisado é a diferença entre a temperatura da superfície e do núcleo do tarugo. No final da Zona 2 a superfície encontra-se a 821°C, enquanto o centro está a 1537°C, havendo 26,6mm de casca solidificada. De fato, neste ponto ainda há uma presença considerável de fase líquida, a qual se pode quantificar a partir da análise do perfil da poça mostrado na Figura 4.23a. Realizando um corte na seção do lingote no ponto em que ele deixa a Zona 2 (e entra na região de radiação livre) tem-se o esquema mostrado da Figura 4.23b, onde a espessura da fase sólida é de 26,6mm, a da fase pastosa é de 30,3-26,6=3,7mm, e o

campo líquido possui seção de $2 \times (60,0 - 30,3) = 2 \times (29,7 \text{ mm}) = 59,4 \text{ mm}$. Esses valores resultam em uma área líquida que representa 24% da superfície total da seção. Assim, a grande diferença de temperaturas entre o centro líquido e a superfície na entrada da zona de radiação livre (onde não há mais controle de refrigeração) acarreta no elevado reaquecimento da superfície, ocasionando trincas.

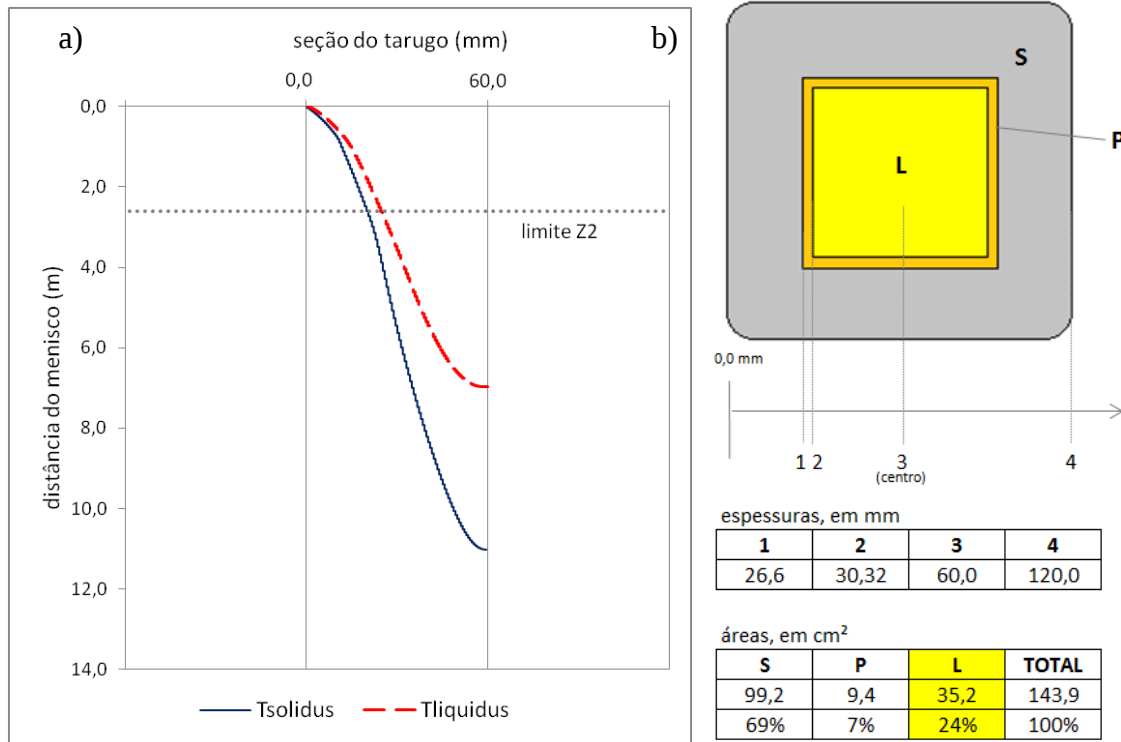


Figura 4.23. a) Perfil da poça e b) corte da seção transversal do tarugo na saída da Zona 2 (entrada da região de radiação livre) mostrando a presença considerável de fase líquida: 24% da área da seção.

Uma forma possível de reduzir esse reaquecimento é diminuindo a quantidade de água na refrigeração secundária – visando obter uma maior temperatura da superfície na entrada da zona de radiação livre e assim reduzir a diferença em relação a temperatura do centro. Realizando uma simulação empregando uma quantidade de água bastante reduzida de 0,4 l/kg no resfriamento secundário – chamado processo *soft cooling* (Spuy, et al., 1999; Chaudhuri, et al., 2010; Liu, et al., 2008) – observa-se uma redução significativa do reaquecimento no início da região de radiação livre (102°C) quando comparado com o processo atual (260°C), conforme pode ser observado na Figura 4.24. Entretanto há um incremento bastante significativo no reaquecimento na Zona 1 – de 161°C no processo atual para 248°C no processo *soft cooling*. Apesar de reaquecimentos nesse ponto serem menos críticos, conforme discutido anteriormente, existe risco de ocorrência de trinca de reaquecimento nesses casos, conforme inclusive foi observado na macrografia da amostra C10 (Figura 4.17). Além disso,

essa condição de 0,4 l/kg resulta em um comprimento metalúrgico de 13,3m, ou seja, acima da restrição de comprimento metalúrgico máximo de 12,9m.

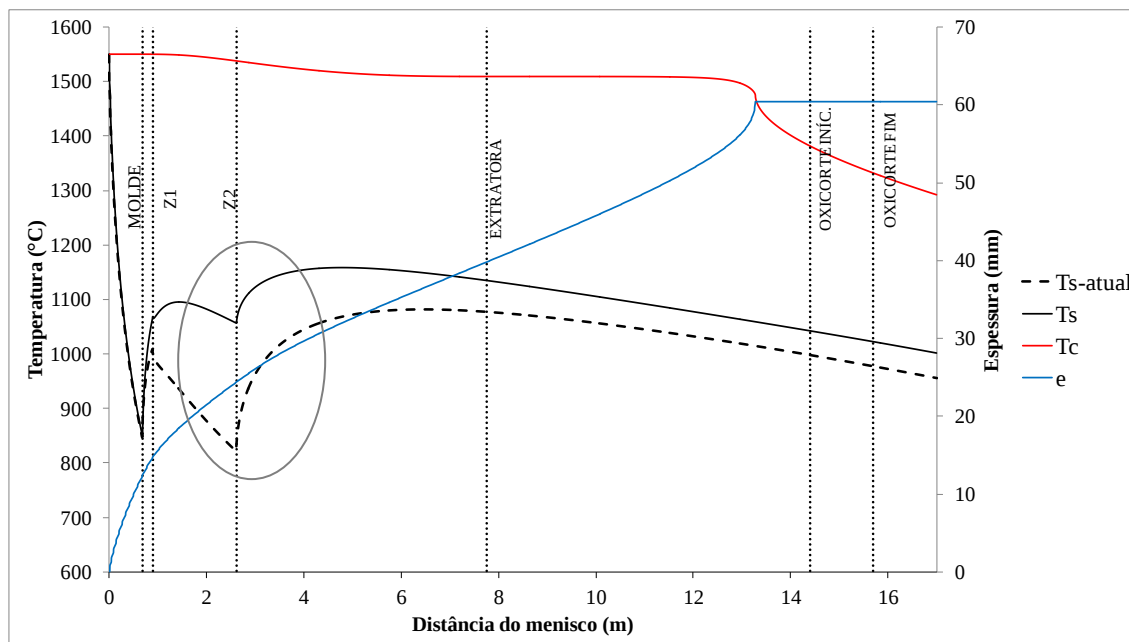


Figura 4.24. Curvas da temperatura da superfície (Ts), temperatura do centro (Tc) e espessura solidificada utilizando 0,4 l/kg (*soft cooling*) e as demais condições típicas do processo atual.

Uma forma bastante eficiente para reduzir reaquecimentos é a melhor distribuição de água da refrigeração secundária ao longo do lingotamento do tarugo. A condição atual do processo em estudo, com somente duas zonas de *sprays*, acarreta na necessidade de emprego de muita água em um reduzido intervalo de distância (de modo a garantir a solidificação do tarugo antes do corte) o que ocasiona temperaturas da superfície baixas na entrada da zona de radiação livre e consequentemente os reaquecimento elevado nessa região. Uma forma de melhor equilibrar a distribuição de água na refrigeração secundária visando reduzir reaquecimentos é inserir uma terceira zona de *sprays*. A inclusão de zonas de refrigeração secundária adicionais tem sido aplicada com sucesso na literatura para redução de reaquecimentos (Zhang, et al., 2015; Chaudhuri, et al., 2010; Cheung, 1999).

Assim, os novos comprimentos propostos para as zonas de *sprays*, incluindo a terceira zona são mostrados na Tabela 4.13. Esses comprimentos foram escolhidos com base nas distâncias disponíveis na câmara de *sprays*, minimizando a necessidade de grandes modificações estruturais.

Tabela 4.13. Novos comprimentos das zonas de *sprays*.

Comprimento da Zona 1	0,21 m
Comprimento da Zona 2	1,72 m
Comprimento da Zona 3	2,00 m
Fim da Zona de Sprays (início da zona de radiação livre)	4,61 m do menisto

Para definir a vazão de água por zona nessa nova configuração, será utilizada a ferramenta de otimização desenvolvida com base no algoritmo de Nelder-Mead. O processo de otimização inicia pela definição das constantes $T_{méd}$, $T_{máx}$ e $T_{mín}$ e $Comp.Máx$. função custo J , Equação (41).

Primeiramente, reconhece-se que especificar uma temperatura média juntamente com valores mínimo e máximo constitui um excesso de especificação (Spuy, et al., 1999). O valor específico de temperatura da superfície, nesse caso, não é de fundamental importância, mas sim, o fato de que essa temperatura permaneça dentro de limites que evitem as zonas críticas de baixa ductilidade definidas pelo Critério 2, ou seja, entre 850°C e 1200°C. Outro ponto importante é que, devido ao efeito do núcleo líquido, é importante que a faixa de temperatura da superfície seja de valores relativamente altos, de modo a evitar reaquecimentos pela diferença de temperatura entre superfície e centro. Essas informações são transcritas para os valores das constantes de temperatura mostrados na Tabela 4.14. As temperaturas mínima e máxima definidas foram 1000°C e 1150°C respectivamente. O valor de $Comp.Máx$. escolhido, referente ao comprimento metalúrgico máximo, foi de 12,9 m, o que representa uma distância de segurança de 1,5 m do ponto de início do corte (14,4m). O próximo passo do processo de otimização é a definição dos pesos p_1 a p_8 . A ordem de grandeza e os valores dos pesos serão definidos com base no trabalho de Spuy e colaboradores (Spuy, et al., 1999), que variaram os pesos visando diferentes estratégias de otimização.

Os valores de p_1 , p_2 e p_3 quantificam os desvios em relação a $T_{méd}$, $T_{máx}$ e $T_{mín}$, respectivamente. Como não foi definido valor para $T_{méd}$, o valor de p_1 é zero. O valor de p_3 foi incrementado para penalizar condições que resultem em temperaturas baixas na saída da última zona de *sprays*.

Os valores de p_4 a p_7 , por sua vez, se referem ao termo de reaquecimento da função custo J . Uma vez que as temperaturas na saída do molde são da ordem de 850°C, algum reaquecimento é necessário para atingir temperaturas acima do $T_{mín}$ de 1000°C. O termo p_4 foi mantido, dessa forma, igual à unidade, pois, como já foi comentado, é preferível que esse

reaquecimento aconteça no início do processo, onde a casca solidificada ainda não é muito espessa, o que reduz a possibilidade de trincas pelas tensões térmicas. O termo $p_5 = 0,2$ é utilizado para penalizar reaquecimentos ao final do processo – isso significa que um reaquecimento na zona de radiação livre (onde $x \approx 5\text{m}$) terá peso $(p_4 + 0,2 \cdot 5) = 2$. Os termos p_6 e p_7 se referem à taxa de reaquecimento. Foram definidos $p_6 = 3$ e $p_7 = 1$, sendo o efeito disso atribuir um maior peso ao valor absoluto do reaquecimento do que à taxa em si. Para finalizar, define-se $p_8 = 10^4$, o qual é muito alto de modo a evitar qualquer possibilidade de comprimentos metalúrgicos acima do máximo especificado.

Tabela 4.14. Parâmetros da função custo J para a estratégia de otimização Qualidade.

	OTIMIZAÇÃO
$T_{méd}$	-
$T_{máx}$	1150°C
$T_{mín}$	1000°C
$Comp.Máx$	12,9 m
p_1	0
p_2	1
p_3	2
p_4	1
p_5	0,2
p_6	3
p_7	1
p_8	10^4

A ferramenta de otimização retornou os valores de vazão por zona conforme mostrado na Tabela 4.15.

Tabela 4.15. Resultado da otimização.

	ATUAL (2 zonas)	OTIMIZAÇÃO 120 (3 zonas)
Seção Quadrada (mm)	120	120
Temperatura de lingotamento (°C)	1550	1550
Velocidade de lingotamento (m/min)	2,70	2,70
Vazão Zona 1 (l/min)	118	172
Vazão Zona 2 (l/min)	175	68
Vazão Zona 3 (l/min)	-	45
Razão l/kg	1,3	1,0

A ferramenta de otimização retornou uma condição reduzindo a quantidade total de água no processo, de 1,3 para 1,0 l/kg, e redistribuiu a vazão por zona, aumentando a vazão da Zona 1. O resultado do perfil da temperatura da superfície é mostrado na Figura 4.25. Observa-se uma evidente redução dos reaquecimentos quando comparado o perfil otimizado (linha cheia) com o atual (linha pontilhada). A redução da quantidade de água aumentou a temperatura média do processo, equilibrando o reaquecimento entre zonas e praticamente eliminando o reaquecimento da zona de radiação livre, que no processo atual é de 260°C e na otimização foi de 42°C, segmentos AB e A'B' respectivamente na Figura 4.25.

A forma proposta pelo modelo de otimização para atingir temperaturas de trabalho mais elevadas foi promover reaquecimentos sucessivos no início do processo onde, como já foi discutido, é menos crítico para a formação de trincas a meio caminho. Na curva de otimização da Figura 4.25, o reaquecimento na Zona 1 foi de 128°C, na Zona 2 de 106°C e na Zona 3 de 10°C; ou seja, todos abaixo do limite de 150°C por zona estabelecido pelo Critério 3, Equação (41). No processo atual, também há um reaquecimento na Zona 1, mas este é de 161°C, ferindo o Critério 3.

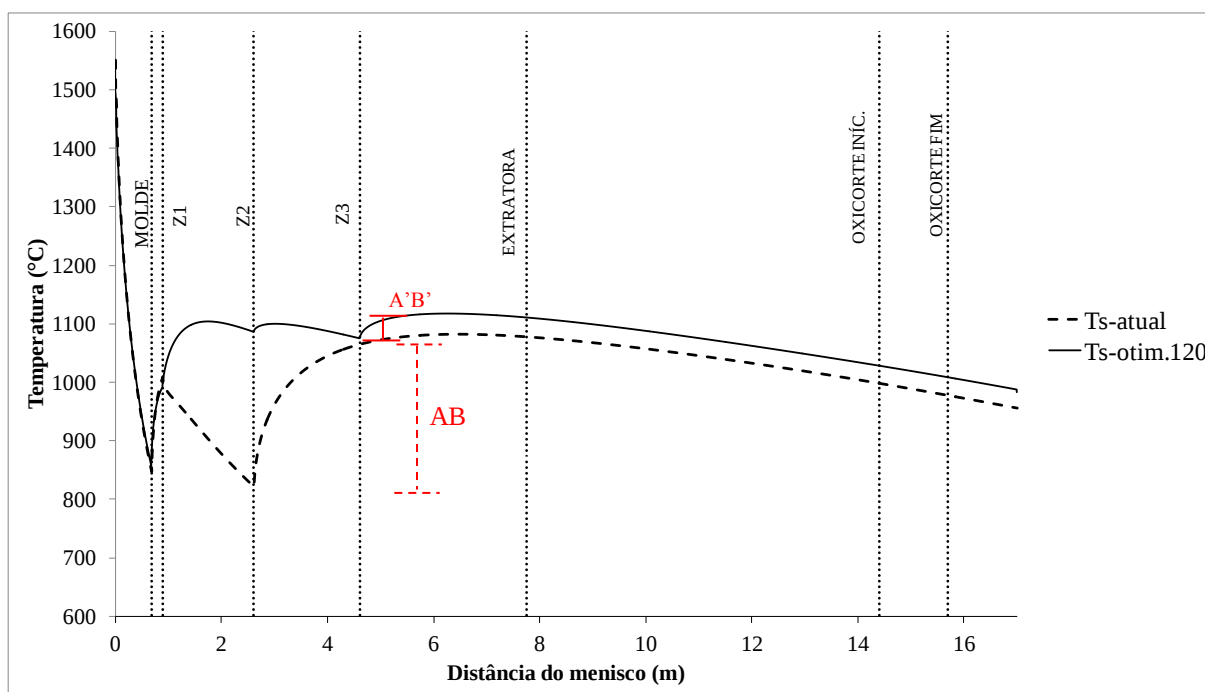


Figura 4.25. Curvas de temperatura da superfície da otimização e da condição atual, podendo-se observar uma clara redução dos reaquecimentos, principalmente o na entrada na zona de radiação livre (segmentos AB e A'B')

Quanto à temperatura do centro e à espessura solidificada, tem-se as curvas do processo atual e do otimizado na Figura 4.26. O comprimento metalúrgico do processo otimizado, 12,5m, foi maior do que o do processo atual (11,1m), mas menor que o valor máximo definido de 12,9m. Esse aumento do comprimento metalúrgico é decorrente da menor quantidade de água empregada no processo otimizado, visando reduzir reaquecimentos. Essa menor quantidade de água também reduziu a taxa de resfriamento do centro do tarugo no processo otimizado, uma vez que nesta condição o centro cruza $T_{solidus}$ 1,4m depois em comparação com a curva do centro atual. Essa menor taxa de resfriamento do processo otimizado já pode ser considerada também uma ação objetivando aumentar o percentual de zona equiaxial no centro, que será tema do item 4.2.2 Estrutura equiaxial no centro do tarugo (página 96).

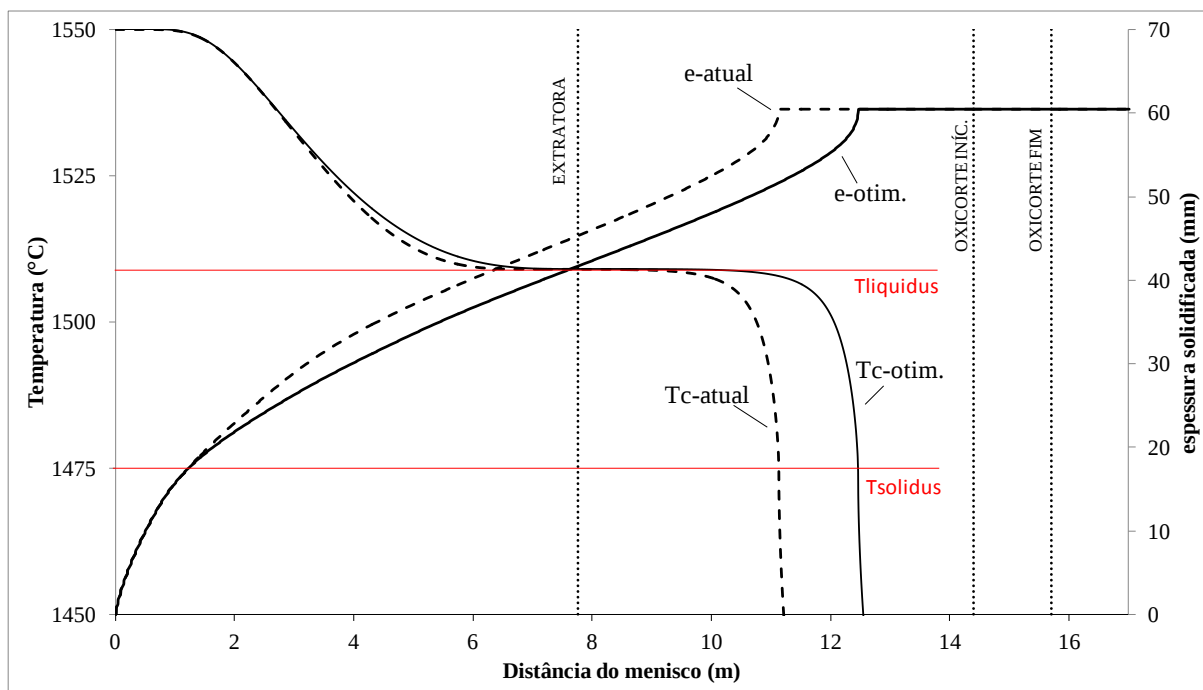


Figura 4.26. Curvas de temperatura do centro e espessura da superfície do processo atual (pontilhada) e da otimização (cheia).

Dessa forma, a instalação de uma terceira zona, juntamente com uma nova configuração de parâmetros de vazão por zona (Tabela 4.15) representa uma estratégia segura de redução de reaquecimentos, diminuindo bastante a probabilidade de ocorrência de trincas a meio caminho oriundas de tensões térmicas.

4.2.2 Estrutura equiaxial no centro do tarugo

Conforme já discutido anteriormente, um processo ótimo de solidificação no lingotamento contínuo deve resultar em uma estrutura equiaxial no centro do tarugo. Isso ocorre pois grãos equiaxiais são menos susceptíveis a trincas e reduzem (ou até eliminam) a severidade de segregação e porosidade central (Lait, et al., 1982; Garcia, 2001; Ohno, 1976; Gosh, 2001). Nas análises das macroestruturas das corridas C7, C9 e C10 observou-se a estrutura equiaxial somente em C10. A análise comparativa dessas três condições mostrou que C10 possuiu uma combinação favorável de baixa temperatura de lingotamento com baixa taxa de resfriamento.

Entretanto, a temperatura de lingotamento de C10, 1525°C, representou uma condição limite de processo. Não é possível padronizar a operação do processo de lingotamento em estudo nesse baixo nível de superaquecimento, uma vez que essa condição representa risco moderado de interrupção do processo pela solidificação do aço no interior da válvula de alimentação, conforme mostrado na Tabela 4.11. Dessa forma, faz-se necessário definir outras medidas que favoreçam a formação da estrutura equiaxial, utilizando 1550°C (alvo para estabilidade do processo) como temperatura de lingotamento.

Um fator importante que dificulta a formação da zona equiaxial nesses níveis de superaquecimento é a pequena seção do tarugo. Como já comentado, para um dado superaquecimento, o tamanho da zona equiaxial cresce com o aumento da seção do lingote pois, com o tempo de solidificação mais longo associado a lingotes mais espessos, o resfriamento do líquido à frente da interface sólido/líquido produz condições favoráveis ao crescimento de cristais equiaxiais no interior da poça. Dessa forma, um incremento da seção de 120x120mm para 130x130mm é uma ação bastante favorável à formação de estrutura equiaxial no centro do tarugo. Incrementos maiores na seção acarretariam necessidade de grandes modificações estruturais na máquina, como alteração do seu raio, deslocamento da estrutura de oxicorte, e ampliação do sistema de fornecimento de água (principalmente modificação de bombas). A mudança para 130x130mm por sua vez implica somente na alteração do sistema de refrigeração primária e alteração nos parâmetros de processo.

A velocidade de lingotamento com a seção 130x130mm deve ser de 2,30 m/min, de modo a manter a mesma produtividade do 120x120mm a 2,70 m/min. Dessa forma, tem-se mais uma medida para otimizar a estrutura do centro do tarugo, uma vez que, conforme já comentado, velocidades menores reduzem a probabilidade de formação de pontes dendríticas, por acarretarem poças líquidas menos profundas. Isso pode ser observado na Figura 4.27, que

mostra o fechamento da poça no processo do 130x130mm a 11,6m, 0,8m a menos que o do processo do 120x120mm otimizado, 12,4m.

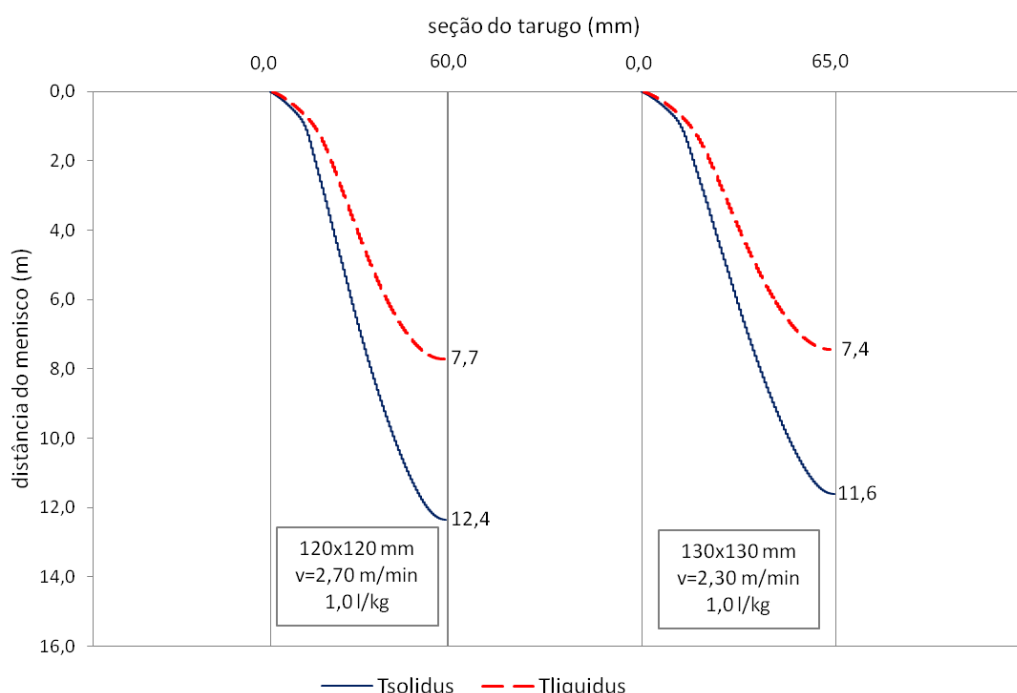


Figura 4.27. Perfil da poça para as seções 120x120 mm (à esquerda) e o 130x130 mm (à direita).

Utilizando novamente a ferramenta de otimização para obter os parâmetros ótimos de processo para a seção 130x130mm, têm-se os resultados mostrados na Tabela 4.16. Foram utilizados os mesmos pesos e constantes da função custo da otimização da seção 120x120mm (mostrados na Tabela 4.14), uma vez que se mantém o objetivo de minimizar reaquecimentos.

Tabela 4.16. Resultado da otimização, incluindo coluna da seção 130x130mm.

	ATUAL (2 zonas)	OTIMIZAÇÃO 120 (3 zonas)	OTIMIZAÇÃO 130 (3 zonas)
Seção Quadrada (mm)	120	120	130
Temperatura de lingotamento (°C)	1550	1550	1550
Velocidade de lingotamento (m/min)	2,70	2,70	2,30
Vazão Zona 1 (l/min)	118	172	180
Vazão Zona 2 (l/min)	175	68	74
Vazão Zona 3 (l/min)	-	45	47
Razão l/kg	1,3	1,0	1,0

A ferramenta de otimização novamente retornou uma condição de reduzida quantidade total de água no processo, 1,0 l/kg, o que foi mais uma vez eficiente na redução dos reaquecimentos da temperatura da superfície, conforme mostrado na Figura 4.28. Os reaquecimentos na otimização foram: 139°C na Zona 1, 106°C na Zona 2, 10°C na Zona 3 e 50°C na zona de radiação livre; todos atendendo ao Critério 3.

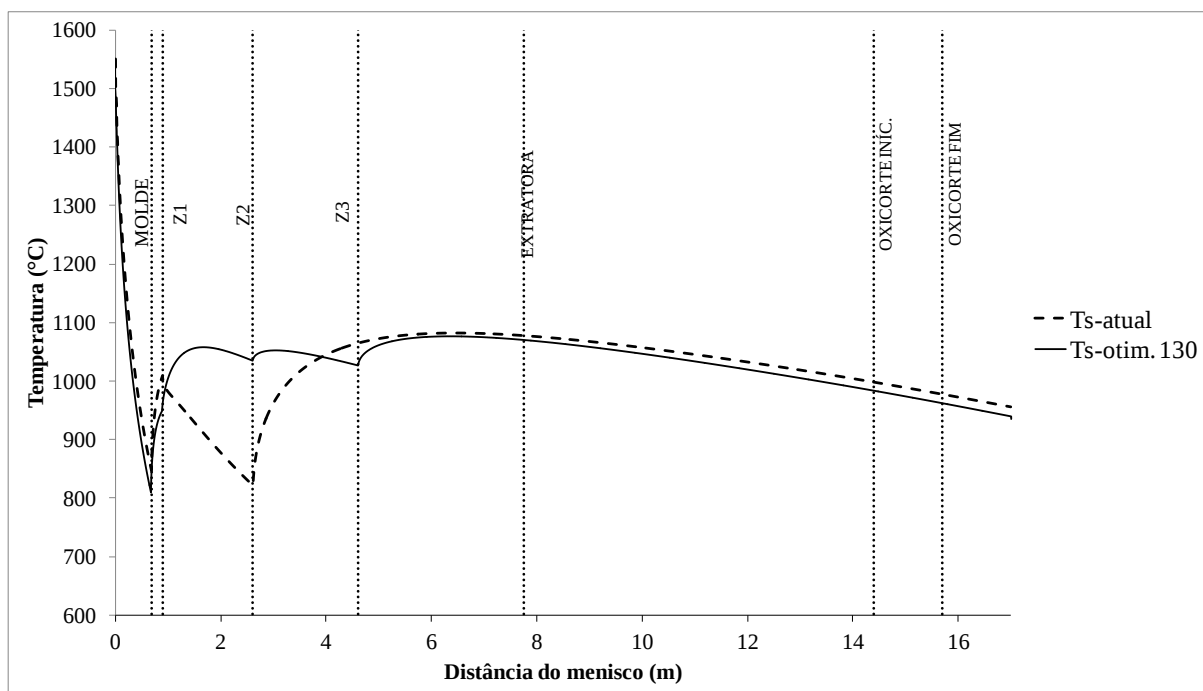


Figura 4.28. Curvas de temperatura da superfície da otimização 130 e da condição atual, novamente todos os reaquecimentos foram reduzidos.

A Figura 4.29 mostra as curvas de temperatura do centro e espessura solidificada dos processos atual e otimizado 130. O comprimento metalúrgico do processo otimizado 130, 11,6m, foi um pouco superior ao processo atual (11,1m), mas menor que o valor máximo definido de 12,9m. A baixa quantidade total de água acarretou em uma menor taxa de resfriamento do centro, uma vez que a temperatura do mesmo cruza $T_{solidus}$ em uma distância maior no processo otimizado 130. Taxas de resfriamento menores favorecem o aumento da zona equiaxial (Garcia, 2001). Dessa forma, a utilização de menores quantidades de água é benéfico tanto para os reaquecimentos – pois aumenta a temperatura da superfície média do processo, reduzindo o gradiente energético entre o centro e a superfície – como para a microestrutura – pois reduz a taxa de resfriamento, reduzindo o tamanho relativo da zona colunar.

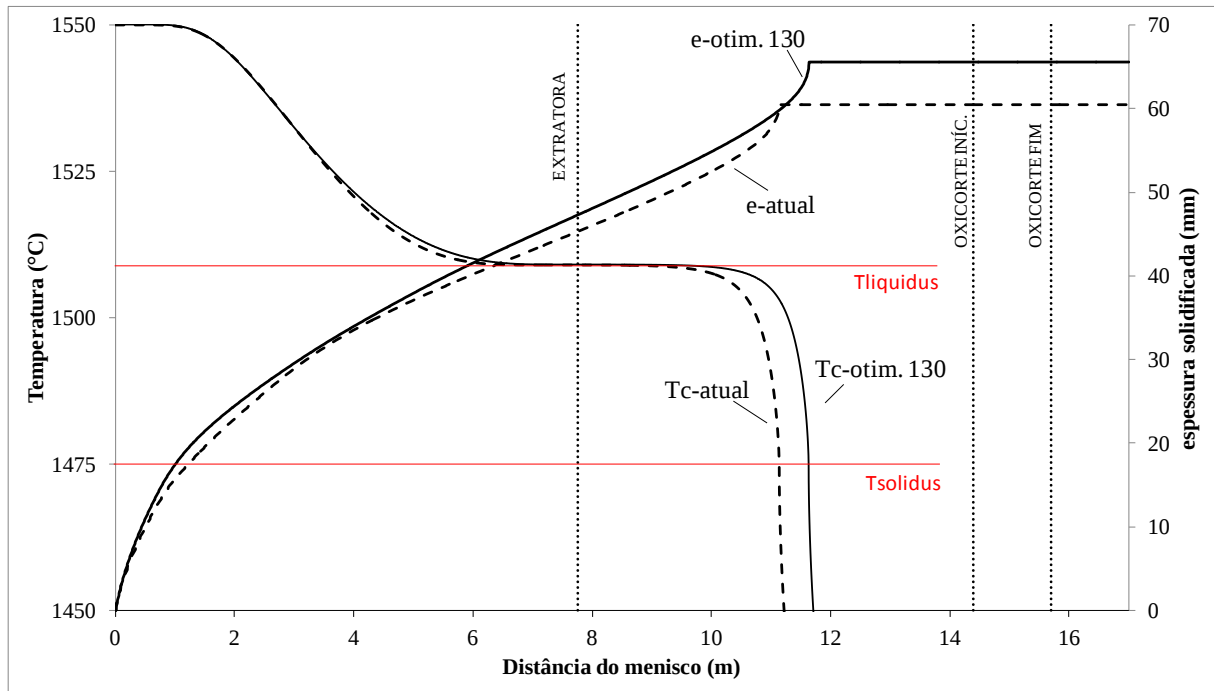


Figura 4.29. Curvas de temperatura do centro e espessura da superfície do processo atual (pontilhada) e da otimização 130 (cheia).

A Figura 4.30, por sua vez, ilustra o principal benefício do aumento da seção para otimização da macroestrutura (aumento da zona equiaxial). Nela são mostradas as curvas de espessura solidificada na escala de tempo. Observa-se que o tempo para a solidificação é 23% maior na seção 130x130mm (curva cheia, 304s) que na seção 120x120mm. Assim, a mudança de seção se apresenta como uma forma bastante efetiva de promover uma estrutura colunar no centro do tarugo, otimizando suas propriedades.

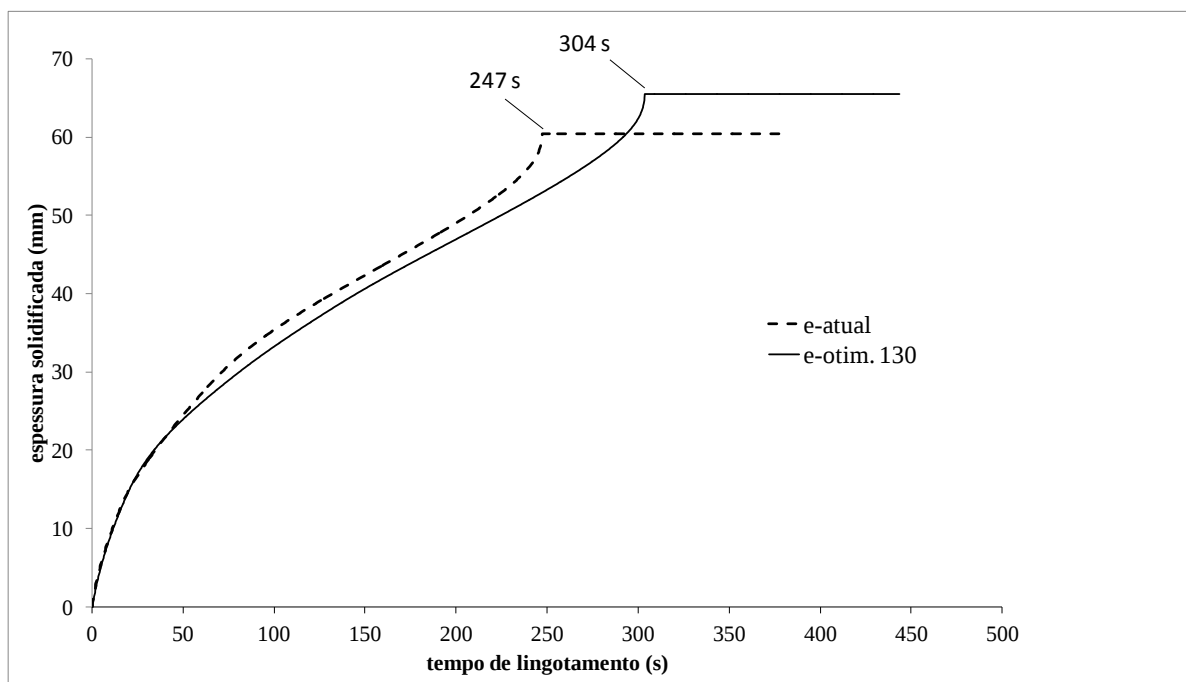


Figura 4.30. Curvas de espessura da superfície na escala de tempo de lingotamento do processo atual (pontilhada) e da otimização 130 (cheia).

Após todas as análises realizadas, sugere-se a implantação de uma terceira zona de *sprays* aliada ao emprego de vazões propostas pela ferramenta de otimização (para reduzir a probabilidade de ocorrência de trincas) e o aumento da seção transversal do tarugo para 130x130mm (de modo a melhorar a macroestrutura).

5. CONCLUSÕES

Ao final do presente trabalho, pode-se concluir que:

- O modelo matemático de transferência de calor no lingotamento contínuo, construído a partir dos modelos de Lait (1974) e Nozaki (1978) para os coeficientes de transferência de calor no molde e zona de *sprays* respectivamente, apresentou um excelente grau de ajuste aos resultados reais obtidos da máquina de lingotamento estudada. A avaliação dos resultados de simulações com nove combinações de modelos para a transferência de calor no molde e zona de *sprays* foi realizada através de medições com pirômetros na saída do molde (pontual), zona de *sprays* (pontual) e zona de radiação livre (contínua), bem como à luz de quatro critérios metalúrgicos de qualidade e processo, na qual foram avaliadas inclusive algumas macrografias de amostras de tarugos. Ao final da avaliação, os modelos de Lait (1974) e Nozaki (1978) se destacaram dos demais, sendo escolhidos para a versão final do modelo de solidificação.
- A utilização de uma ferramenta de minimização baseada no algoritmo de Nelder-Mead, aplicado a uma função custo integral projetada especificamente para o processo de lingotamento contínuo, se mostrou bastante eficiente na otimização da refrigeração secundária, resultando em perfis de temperatura da superfície com baixos níveis de reaquecimento.
- A instalação de uma terceira zona de *sprays* é fundamental para reduzir o reaquecimento entre zonas do processo atual, principalmente na entrada da zona de radiação livre. Os níveis de reaquecimento nessa região do processo atual levam à formação de trincas a meio caminho, reduzindo a qualidade do produto lingotado. A inclusão da terceira zona, aliada ao emprego de vazões por zona propostas pela ferramenta de otimização, reduziu o valor dos reaquecimentos na região de radiação livre de um patamar de 260°C para valores da ordem de 50°C. Isso foi possível através de temperaturas médias mais elevadas na superfície e um melhor equilíbrio de vazões (coeficiente de transferência de calor) por zona.
- A incremento da seção quadrada para 130x130mm representa uma ação importante na otimização da macroestrutura de solidificação do processo estudado, através do aumento do tamanho relativo da zona equiaxial no centro do tarugo. Constatou-se,

através de análises obtidas das simulações, que essa modificação implica em potencializar diversos parâmetros no sentido de favorecer a formação de grãos equiaxiais uma vez que aumenta o tempo de solidificação em 23% (produzindo condições favoráveis à formação de cristais equiaxiais no líquido à frente da interface sólido/líquido) e possibilita a utilização de menores velocidades de lingotamento mantendo a mesma produtividade (reduzindo a probabilidade de formação de pontes dendríticas, as quais dificultam o desenvolvimento de cristais equiaxiais). Além disso, os parâmetros de refrigeração secundária propostos pela ferramenta de otimização (com baixa quantidade de água total, 1,0 l/kg) além de reduzirem significativamente os reaquecimentos, acarretam em taxas de resfriamentos menores, favorecendo a formação de uma estrutura equiaxial no centro do tarugo.

Assim, conclui-se que o modelamento matemático da solidificação no lingotamento contínuo, quando bem validado com o processo real estudado, proporciona não só um conhecimento aprofundado dos fenômenos de transferência de calor presentes no mesmo, mas também possibilita otimizá-lo de forma segura e eficiente, através da avaliação do impacto de alterações de parâmetros e da previsão e eliminação de problemas.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Validar o processo ótimo definido no presente trabalho com dados reais. Após as alterações físicas propostas na máquina de lingotamento estudada – inclusão da terceira zona e incremento da seção – é importante constatar que o processo otimizado sugerido irá otimizar a macroestrutura de solidificação do tarugo.
- Realizar avaliação microestrutural mais detalhada da solidificação, através do emprego de técnicas de caracterização avançadas como Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) e EDX (*Energy-Dispersive X-ray Spectroscopy*), de modo a detalhar melhor os mecanismos da formação das estruturas de solidificação encontradas.
- Construir o modelo de transferência de calor na refrigeração primária específico da máquina de lingotamento contínuo utilizada nesse estudo; através da instrumentação completa do molde para obtenção do perfil térmico do aço no mesmo.
- Incluir a vida do molde no modelo matemático de transferência de calor do lingotamento contínuo utilizado nesse trabalho. A experiência operacional mostra que ao longo da vida útil do molde há variação da sua capacidade de extração de calor, dessa forma, é importante incluir essa variação no modelo, de modo a torná-lo mais fidedigno aos resultados reais.
- Revisar a função custo J incluindo outros fatores relacionados à otimização metalúrgica do processo e restrições operacionais da máquina. A função utilizada neste trabalho possui fatores relacionados a reaquecimento, mas faz-se importante incluir outros que foram constatados como sendo importantes nesse estudo como: tempo de solidificação, taxa de resfriamento e etc. Outras restrições de caráter operacional – como as vazões mínimas possíveis por zona devido ao projeto dos bicos – podem ser incluídas de modo a tornar a função custo a mais completa e fiel à realidade do processo quanto possível.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Aksiyon Tech. 2015.** Tundish Monolithic Refractories. [Online] 2015. [Citado em: 2015 de Outubro de 14.] <http://www.aksiyonteknik.com/index.php/en/products/refr/tundref/monos>.
- Andrade, M. L. de, Cunha, L. M. S. e Gandra, G. T. 2000.** A Ascensão das Mini-Mills no Cenário Siderúrgico Mundial. *Site do BNDES*. [Online] Setembro de 2000. [Citado em: 02 de Fevereiro de 2014.] <http://www.bndes.gov.br/>.
- Bejan, A. 1993.** *Heat Transfer*. New York : John Wiley & Sons, 1993.
- Bolle, E. e Moreau, J.C. 1979.** Spray Cooling of Hot Surfaces: a Description of the Dispersed Phase and a Parametric Study of Heat Transfer Results. *Proceedings of Two Phase Flows and Heat Transfer*. NATO Advanced Study Institute, 1979, Vol. III, pp. 1327-1346.
- Bower, T.F. e Flemings, M.C. 1967.** Formation of chill zone in ingot solidification. *Transactions Metallurgical Society of American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers*. 1967, Vol. 239, n. 2.
- Brimacombe, J.K. 1976.** Design of continuous casting machines based on heatflow analysis: state-of-the art review. *Canadian Metallurgical Quarterly*. 1976, Vol. 15.
- Brimacombe, J.K. 1984B.** Design of continuous casting machines based on heatflow analysis: state-of-the art review. *Continuous Casting - Heat Flow, Solidification and Crack Formation*. 1984B, Vol. 2, pp. 17-28.
- Brimacombe, J.K. e Baptista, L.A. 1980.** *Spray Cooling in the Continuous Casting of Steel*. 1980.
- Brimacombe, J.K. e Sorimachi, K. 1977.** Crack Formation in the Continuous Casting of Steel. *Metallurgical Transactions B*. Setembro de 1977, Vol. 8, n. 3, pp. 489-505.
- Brimacombe, J.K., Samarasekera, I.V. e Lait, J.E. 1984A.** *Continuous Casting - Heat Flow, Solidification and Crack Formation*. s.l. : Iron & Steel Society of AIME, 1984A.
- Calmec. 2015.** Basics of Continuous Casting of Steel. [Online] 2015. [Citado em: 2015 de Outubro de 14.] <http://www.calmet.com/basics-of-continuous-casting-of-steel.html>.
- Cervelin, B.H. e Ehrhardt, M.A.D. 2012.** Um Método de Minimização Irrestrita Baseado em Derivadas Simplex. *Anais do Congresso Nacional de Matemática Aplicada e Computacional 2012*. Águas de Lindóia : s.n., 2012.
- Chaudhuri, S., et al. 2010.** Design and implementation of an automated secondary cooling system for the continuous casting of billets. *ISA Transactions*. 49, 2010, pp. 121-129.

- Chen, W., Zhang, Y. e Wang, B. 2010.** Optimization of Continuous Casting Process Parameters Based on Coupled Heat and Stress Model. *Ironmaking & Steelmaking*. 2010, Vol. 37, n.2, pp. 147-154.
- Chen, W., Zhang, Y. e Zhang, C. 2009.** Thermo-Mechanical Simulation and Parameters Optimization for Beam Blank Continuous Casting. *Materials Science and Engineering A*. 2009, Vol. 499, n.1, pp. 58-63.
- Cheung, N. e Garcia, A. 2001.** The Use of a Heuristic Search Technique for the Optimizatón of Quality of Steel Billets Produced by Continuous Casting. *Engineering Applied of Artificial Intelligence*. 2001, Vol. 14, n.2, pp. 229-238.
- Cheung, N. 1999.** Interação entre uma Base de Conhecimento e um Modelo Matemático de Solidificação na Análise da Qualidade no Lingotamento Contínuo de Aços. *Dissertação de Mestrado*. Campinas : UNICAMP, 1999.
- Cheung, N., et al. 2006.** Application of a heuristic search technique for the improvement of spray zones cooling conditions in continuously cast steel billets. *Applied Mathematical Modelling*. 2006, Vol. 30, pp. 104-115.
- Davies, G.J., et al. 1984.** Heat transfer models and their application to continuous casting. *Perspectives in Metallurgical Development*. 1984, pp. 123-130.
- Ericson, L. 1977.** Cracking in Low Alloy Aluminum Grain Refined Steels. *Scand. J. Metallurgy*. 1977, Vol. 6, n. 3, pp. 116-124.
- Feng, H., et al. 2014.** Generalized constructal optimization for solidification heat transfer process of slab continuous casting based on heat loss rate. *Energy*. 2014, Vol. 66, pp. 991-998.
- Florio, B.J., et al. 2015.** Mould-taper asymptotics and air gap formation in continuous casting. *Applied Mathematics and Computation*. October, 2015, Vol. 268, pp. 1122-1139.
- Fruehan, J. R. e Turkdogan, E.T. 1998.** *The Making, Shaping and Treating of Steel*. Pittsburg : The AISE Steel Foundation, 1998. 0930767020.
- Garcia, A. 2001.** *Solidificação: fundamentos e aplicações*. Campinas : Editora da UNICAMP, 2001. ISBN: 85-268-0523-1.
- . **1981.** Transferência de Calor e Solidificação no Processo de Lingotamento Contínuo. *Tese de Livre Docência apresentada à Universidade Estadual de Campinas*. Campinas : UNICAMP, 1981.
- Garcia, A., et al. 2006.** *Lingotamento Contínuo de Aços*. São Paulo : ABM, 2006. ISBN 85-7737-005-4.

- Gerdau. 2009.** *Módulo ACI-036: Sistema de Troca Rápida de Válvulas do Distribuidor* - . Porto Alegre : s.n., 2009.
- Gosh, A. 2001.** Segregation in cast products. *Sadhana*. 2001, Vol. 26, pp. 5-24.
- Hills, A.W.D. 1969.** A Generalized Integral-Profile Method for the Analysis of Unidirectional Heat Flow During Solidification. *Transactions of the Minerals, Metals and Materials Society - AIME*. 1969, Vol. 2445, pp. 1471-1479.
- Hong, C.P., Umeda, T. e Kimura, Y. 1984.** Numerical models for casting solidification: part II. Application of the boundary element method to solidification problems. *Metallurgical Transactions B*. 1984, Vol. 15B, pp. 101-107.
- Incropera, F.P. e Dewit, D.P. 1990.** *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. New York : John Wiley & Sons, 1990.
- International Iron and Steel Institute. 1986.** *Continuous Casting of Steel 1985-a second study*. Brussels : International Iron and Steel Institute, 1986.
- IRD. 2015.** Billet Defects: The consequences of rolling. *Site da Institute of Roll Design*. [Online] 2015. [Citado em: 14 de Junho de 2015.] <http://www.ird.net/spring15/docs/BilletDefects.pdf>.
- Irving, W.R. 1993.** *Continuous Casting of Steel* . s.l. : The Institute of Materials, 1993. ISBN-10 0901716537.
- Jin, X. 2009.** Research on Dynamic Model for Secondary Cooling Control in Continuous Slab Casting. *Tese de Doutorado*. Beijing : University os Science and Technology Beijing, 2009.
- Klimes, L. e Stetina, J. 2015.** A rapid GPU-based heat transfer and solidification model for dynamic computer simulations of continuous steel casting. *Journal of Materials Processing Technology*. December 2015, 2015, Vol. 226, pp. 1-14.
- Kulkarni, M.S. e Subash Babu, A. 2005.** Managing quality in continuous casting process using product quality model and simulated annealing. *Journal of Materials Processing Technology*. 2005, 166, pp. 294-306.
- Lait, J.E. e Brimacombe, J.K. 1982.** Solidification During Continuous Casting of Steel. *Transactions of the Iron and Steel Society of AIME*. 1982, 1, pp. 1-13.
- Lait, J.E., Brimacombe, J.K. e Weinberg, F. 1974.** *Mathematical Modelling of Heat Flow in the Continuous Casting of Steel*. s.l. : Ironmaking and Steelmaking (Quaterly), 1974. pp. 90-97. Vol. 2.
- Liu, Q., et al. 2008.** Mathematical model of heat transfer for bloom continuous casting. *Journal of University of Science and Technology Beuing*. 2008, Vol. 15, pp. 17-23.

- Louhenkilpi, S. 2014.** *Treatise on Process Metallurgy vol. 3 - Chapter 1.8 Continuous Casting of Steel*. Coventry : Elsevier, 2014. ISBN 978-0-096988-6.
- Madias, J. 2014.** *Treatise on Process Metallurgy vol. 3 - Chapter 1.5 Electric Furnace Steelmaking*. [ed.] S. Seetharaman, et al. 1ª Edição. Coventry, UK : Elsevier, 2014. pp. 289-318. ISBN 978-0-096988-6.
- Maliska, C.R. 2004.** *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos computacional*. Santa Catarina : Departamento de engenharia Mecânica UFSC, 2004.
- Mizikar, E.A. 1970.** Spray Cooling Investigation for Continuous Casting of Billets and Blooms. *Iron and Steel Engineering*. 1970, pp. 53-60.
- Moore, J. J. e Shah, N. A. 1983.** A Metallographic Study of Centreline Segregation in High Carbon Steel Billets. *Microstructural Science*. 1983, Vol. 11, pp. 163-192.
- Moore, J.J. 1984.** Review of axial segregation in continuously cast steel. *Continuous casting*. 1984, Vol. 15, pp. 11-20.
- Mourão, M.B., et al. 2007.** *Introdução à Siderurgia*. São Paulo : Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2007. ISBN 85-7737-015-1.
- Nelder, J.A. e Mead, R. 1965.** A Simplex Method for Function Minimization. *Computer Journal*. 1965, Vol. 7, pp. 308-313.
- Nozaki, T. et al. 1978.** A Secondary Cooling Pattern for Preventing Surface Cracks of Continuous Casting Slabs. *Transactions ISIJ*. 1978, Vol. 18, pp. 330-338.
- Ohno, A. 1976.** *The Solidification of Metals*. Tokyo : Chijin Shokan Co, 1976.
- Press, W.H., et al. 2007.** *Numeric Recipes: The Art of Scientific Computing*. Cambridge : Cambridge University Press, 2007.
- Samarasekera, I.V. e Brimacombe, J.K. 1988.** Heat Extraction Capability of Continuous Casting Billet Molds. *W.O. Phillbrook Memorial Symposium Conference Proceedings*. 1988, pp. 157-171.
- Santos, C.A. 2001.** A Inserção de Técnicas de Inteligência Artificial na Modelagem Matemática do Lingotamento Contínuo dos Aços. *Tese de Doutorado*. Campinas : UNICAMP, 2001.
- Santos, C.A, Spim, J.A. e Garcia, A. 2003.** Mathematical modeling and optimization strategies (genetic algorithm and knowledge base) applied to the continuous casting of steel. *Engineering Applications of Artificial Intelligence*. 2003, 16, pp. 511-527.
- Santos, C.A., et al. 2005.** A solidification heat transfer model and a neural network based algorithm applied to the continuous casting of steel billets and blooms. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*. 2005, 13, pp. 1071-1087.

- Silva, D.R. 2010.** Análise Termodinâmica da Formação de Al_2O_3 durante o Lingotamento Contínuo Através de Interação Química Entre Pós Fluxantes sem Flúor e uma Liga de Fe Líquido Saturada com Alumínio e Oxigênio. *Dissertação de Mestrado*. Porto Alegre : UFRGS, 2010.
- Silva, S.P.S. 1996.** Simulação matemática da influência da composição de carbono do aço na previsão de defeitos no lingotamento contínuo. *Dissertação apresentada à EEIMVR-UUF*. Volta Redonda : UUF, 1996.
- Spim, J.A.J. 1993.** Aplicação da Modelagem Matemática da Solidificação no Controle Ótimo do Lingotamento Contínuo de Aços. *Dissertação de Mestrado*. Campinas : UNICAMP, 1993.
- Spuy, D., et al. 1999.** An optimization procedure for the secondary cooling zone of a continuous billet caster. *The Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy*. JANUARY/FEBRUARY, 1999.
- Suzuki, H.G., et al. 1981.** Hot Ductility in Steels in the Temperature Range Between 900 and 600°C. *Tetsu-to-Hagane*. 1981, Vol. 67, n. 8, pp. 1180-1189.
- Thomas, B.G. 2001.** *Continuous Casting, The Encyclopedia of Materials: Science and Technology*. Oxford, UK : Elsevier Science Ltd, 2001. Vol. v.2.
- Thomas, B.G., Brimacombe, J.K e Samarasekera, I.V. 1986.** The Formation of Panel Cracks in Steel Ingots: A State-of-the-Art Review. *ISS Transactions*. 1986, Vol. 7, pp. 7-20.
- Thomas, B.G., Samarasekera, I.V. e Brimacombe, J.K. 1987.** Mathematical Model of the processing of steel ingots: part I. Heat flow model. *Metallurgical Transactions B*. 1987, Vol. 18, pp. 119-130.
- Tieu, A.K. e Kim, I.S. 1997.** Simulation of the Continuous Casting Process by a mathematical model. *International Journal of Mechanical Sciences*. 1997, Vol. 39, 2, pp. 185-192.
- Toledo, G.A., Lainez, J. e Ciri6n, J.C. 1993.** Model Optimization of Continuous Casting Steel Secondary Cooling. *Materials Science and Engineering A*. 1993, Vol. 173, pp. 287-291.
- Toloukian, Y.S. 1970.** *Thermophysical Properties of Matter*. New York : IFI/Plenum, 1970.
- Toulouevski, Y. N. e Zirunov, I. Y. 2010.** *Innovation in Electric Arc Furnace*. Canada : Springer, 2010. ISBN 978-3-642-03800-6.
- Van Drunen, G., Brimacombe, J.K. e Weinberg, F. 1975.** Internal Cracks in Strand-Cast Billets. *Ironmaking & Steelmaking*. 1975, Vol. 2, pp. 125-133.
- Vaz, A.I.F. 2007.** Métodos Numéricos C. *Nota de Aula*. Braga : s.n., 2007.
- Viskanta, R. 1988.** Heat Transfer during melting and solidification of metals. *Journal of Heat Transfer*. Novembro de 1988, Vols. 110, n.4B, pp. 1205-1219.

- Voller, V.R. e Swaminathan, C.R. 1991.** General Source-based method for solidification phase change. *Num. Heat Transfer Pt B*. 19, 1991, pp. 175-189.
- Wang, B., et al. 2008.** Application of Hot Strength and Ductility Test to Optimization of Secondary Cooling System in Billet Continuous Casting Process. *Journal of Iron and Steel Research, International*. 2008, Vol. 15(4), pp. 16-20.
- Wang, W., et al. 2008.** Formation of Internal Cracks in steel billets during soft reduction. *Journal of University of Science and Technology Beijing*. 2008, Vol. 15, 2, pp. 114-119.
- Watanabe, S., et al. 1972.** *Tetsy-to-hagane*. 1972, Vol. 11, pp. 393-394.
- Won, Y.M., et al. 2000.** Analysis of Solidification Cracking Using the Specific Crack Susceptibility. *ISIJ International*. 2000, Vol. 40, 2, pp. 129-136.
- World Steel Association. 2012.** *Steel Statistical Yearbook 2012*. Economics Committee. Brussels : s.n., 2012.
- . **2015.** World Steel Association Steel Statistical Yearbook. *Site da World Steel Association*. [Online] 2015. [Citado em: 09 de Setembro de 2015.] <https://www.worldsteel.org/statistics/statistics-archive/yearbook-archive.html>.
- Wuxi KYLDSD Metallurgy Equipment Co. 2015.** Six strands steel billet continuous casting machine. [Online] 2015. [Citado em: 2015 de Outubro de 14.] <http://billetccm.company.frbiz.com/i96358149-six-stands-steel-billet-continuous-casting-machine-machinery-with-high-performance.html>.
- Yang, J., et al. 2014.** Multiple time steps optimization for real-time heat transfer model of continuous casting billets. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. September, 2014, Vol. 76, pp. 492-498.
- Zhang, J., et al. 2015.** Effects of an even secondary cooling mode on the temperature and stress fields of round billet continuous casting steel. *Journal of Materials Processing Technology*. August, 2015, Vol. 222, pp. 315-326.
- Zhong, L., et al. 2014.** Molten Steel Flow in a Slab Continuous-casting Tundish. *Journal of Iron and Steel Research, International*. April, 2014, Vol. 21, pp. 10-16.

8. ANEXOS

8.1 ANEXO A: Expansão de Taylor para o Método de Diferenças Finitas (M.D.F.)

Seja (f) uma função que possui derivadas (f^n) de ordem ($n \geq 1$) num intervalo aberto (I) e seja (a) um número fixo em (I). O polinômio de Taylor no m -ésimo grau da função (f) em (a) é a função polinomial (P_n) conforma abaixo:

$$P_n(x) = f(a) + \frac{f^1(a)}{1!}(x-a) + \frac{f^2(a)}{2!}(x-a)^2 + \frac{f^3(a)}{3!}(x-a)^3 + \dots + \frac{f^m(a)}{m!}(x-a)^m \quad (42)$$

O aspecto mais importante do polinômio de Taylor (P_n) de uma função (f) em (a) é: $P_n(x) \approx f(x)$ para (x) próximo de (a) e (m) suficientemente grande.

Seja a função $T(x)$, deseja-se determinar $T(i+\Delta x)$ e $T(i-\Delta x)$, onde (i) é um ponto genérico no eixo (x).

Para $a=i$, tem-se:

$$T(i + \Delta x) = T(i) + \Delta x \frac{\partial T(i)}{\partial x} + \frac{\Delta x^2}{2!} \frac{\partial^2 T(i)}{\partial x^2} \dots + \frac{\Delta x^m}{m!} \frac{\partial^m T(i)}{\partial x^m} \quad (43)$$

$$T(i - \Delta x) = T(i) - \Delta x \frac{\partial T(i)}{\partial x} + \frac{\Delta x^2}{2!} \frac{\partial^2 T(i)}{\partial x^2} \dots + (-1)^m \frac{\Delta x^m}{m!} \frac{\partial^m T(i)}{\partial x^m} \quad (44)$$

Truncando a série dada na Equação (43) no termo de segunda ordem, tem-se:

$$T(i + \Delta x) = T(i) + \Delta x \frac{\partial T(i)}{\partial x} + E(\Delta^2) \quad (45)$$

Onde $E(\Delta^2)$ representa o erro devido ao truncamento no termo de segunda ordem. Considerando $E(\Delta^2)=0$ e expressando a Diferença Finita de Avanço conforme a Equação (46). O nome diferença finita de avanço deve-se ao fato de que a tangente no ponto (i) envolve o ponto ($i+\Delta x$), conforme pode ser observado na Figura 8.1. Da mesma forma, obtém-se, pela Equação (47), a Diferença Finita de Retorno, cujo nome remete ao fato de que a tangente no ponto (i) envolve o ponto ($i-\Delta x$), como mostra também a Figura 8.1.

$$\frac{\partial T(i)}{\partial x} \approx \frac{T(i + \Delta x) - T(i)}{\Delta x} \quad (46)$$

$$\frac{\partial T(i)}{\partial x} \approx \frac{T(i) - T(i - \Delta x)}{\Delta x} \quad (47)$$

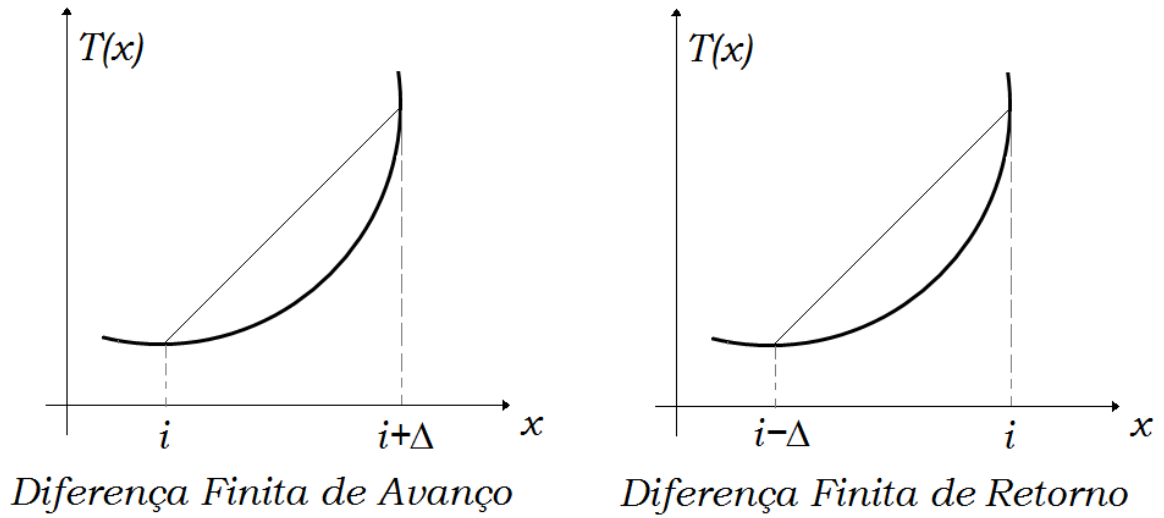


Figura 8.1. Representação geométrica da diferença finita de avanço (à esquerda) e de retorno.

Subtraindo a Equação (44) da (43) e considerando $E(\Delta^3)=0$, obtém-se a Diferença Finita Central, expressa na Equação (48). Analogamente, o nome Diferença Finita Central deve-se ao fato de que a tangente no ponto (i) envolve o ponto (i+Δx) e o ponto (i-Δx) como mostra a Figura 8.2.

$$\frac{\partial T(i)}{\partial x} \approx \frac{T(i + \Delta x) - T(i - \Delta x)}{2\Delta x} \quad (48)$$

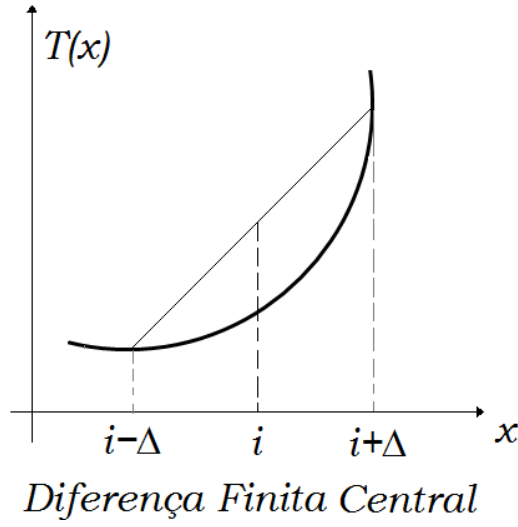


Figura 8.2. Representação geométrica da diferença finita de avanço (à esquerda) e de retorno.

Para um sistema bidimensional, como o mostrado na Figura 8.3, as Equações (46) e (47) são escritas no seguinte formato:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_e \approx \frac{T_E - T_P}{\Delta x} \quad (49)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_w \approx \frac{T_P - T_W}{\Delta x} \quad (50)$$

De forma semelhante, para as derivadas em relação à 'y' tem-se:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_n \approx \frac{T_N - T_P}{\Delta y} \quad (51)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_s \approx \frac{T_P - T_S}{\Delta y} \quad (52)$$

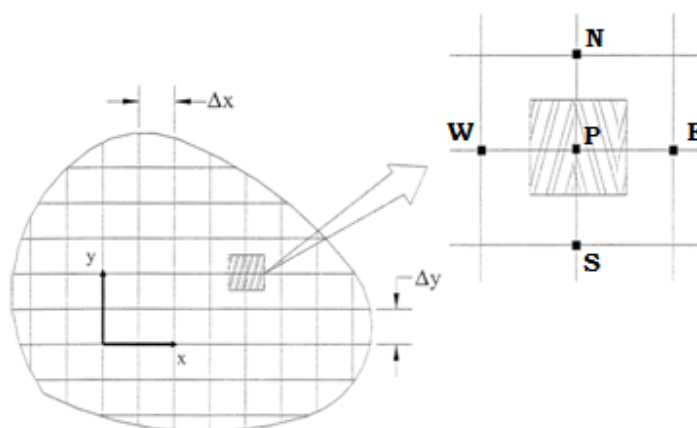


Figura 8.3. Representação de uma malha de nós num sistema bidimensional. Adaptada de (Cheung, 1999).

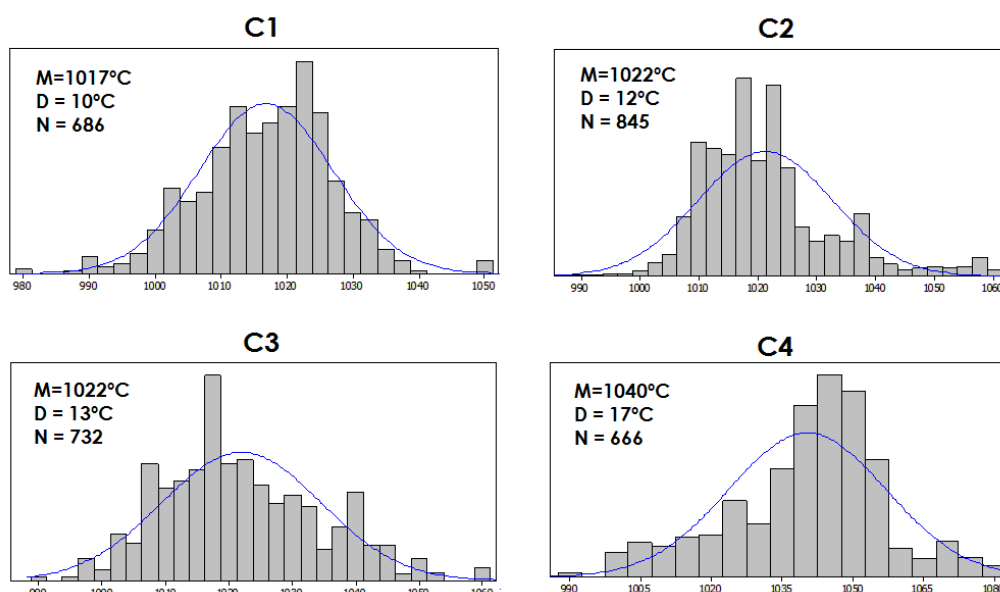
Aproximando pela diferença finita de avanço, agora no tempo, para um ponto genérico P:

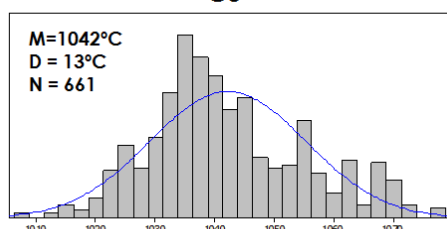
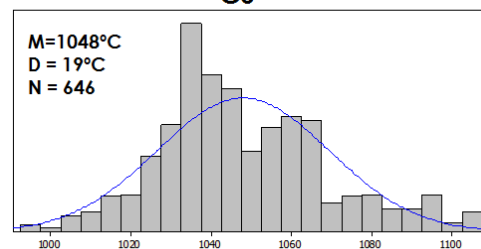
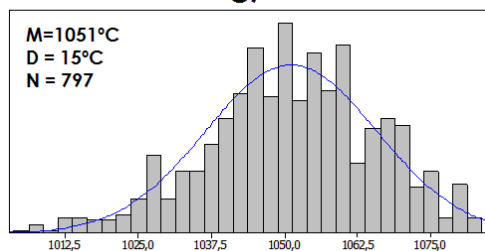
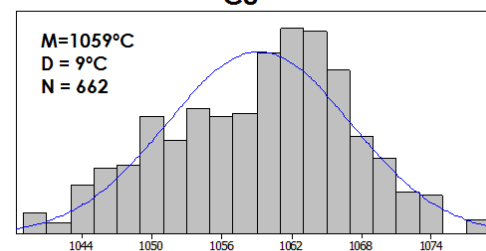
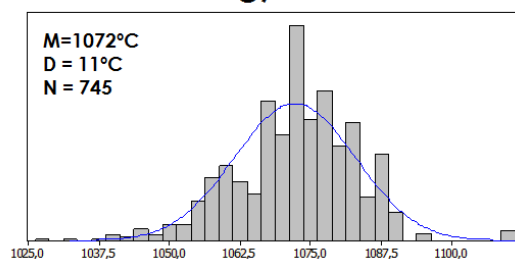
$$\left. \frac{\partial T}{\partial t} \right| \approx \frac{T_P^{t+\Delta t} - T_P^t}{\Delta t} \quad (53)$$

Empregou-se o índice 't' para denotar a dependência da temperatura ao tempo, o que significa que o lado direito da Equação (53) expressa, no numerador, a diferença entre a temperatura associada com o tempo posterior ($t+\Delta t$) e anterior (t).

8.2 ANEXO B: Histogramas de Temperatura

M é a média, **D** o desvio padrão e **N** o número de medições.



C5**C6****C7****C8****C9****C10**