

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Dissertação de Mestrado

Desenvolvimento de um Modelo de Transferência de Calor e Solidificação de Placas no
Processo de Lingotamento Contínuo

Autor: André Afonso Nascimento
Orientador: Professor Roberto Parreiras Tavares

Julho/2019

André Afonso Nascimento

Desenvolvimento de um Modelo de Transferência de Calor e Solidificação de Placas no
Processo de Lingotamento Contínuo.

Dissertação de mestrado apresentada ao
Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica, Materiais e de Minas da
Universidade Federal de Minas Gerais.

Área de concentração: Metalurgia Extrativa.

ORIENTADOR: Professor Roberto Parreiras Tavares.

Belo Horizonte
Universidade Federal de Minas Gerais
Escola de Engenharia
2019

N244d	<p>Nascimento, André Afonso. Desenvolvimento de um modelo de transferência de calor e solidificação de placas no processo de lingotamento contínuo [recurso eletrônico] / André Afonso Nascimento. - 2019. 1 recurso online (xv, 136 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Roberto Parreiras Tavares.</p> <p>Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Anexos: f. 101-136.</p> <p>Bibliografia: f. 97-100. Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia metalúrgica - Teses. 2. Metalurgia extrativa - Teses. 3. Calor - Transmissão - Teses. 4. Fundição contínua - Teses. 5. Modelos matemáticos - Teses. 6. Solidificação - Teses. I. Tavares, Roberto Parreiras. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 669(043)</p>
-------	---



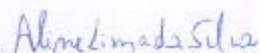
UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica, Materiais e de Minas



Dissertação intitulada "**Desenvolvimento de um Modelo de Transferência de Calor e Solidificação de Placas no Processo de Lingotamento Contínuo**", área de concentração: Metalurgia Extrativa, apresentada pelo candidato **André Afonso Nascimento**, para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas, aprovada pela comissão examinadora constituída pelos seguintes membros:



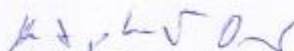
Prof. Roberto Parreiras Tavares
Orientador - PhD (UFMG)



Prof^a Aline Lima da Silva
Dr^a (UFMG)



Sérgio Luiz de Souza Costa
Dr. (Consultor)



Prof. Rodrigo Lambert Oréfice
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica, Materiais e de Minas/UFMG

Belo Horizonte, 12 de julho de 2019

AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer primeiramente à Deus, por me dar saúde para me esforçar no desenvolvimento do trabalho.

À minha esposa e filho, Grazielle e Filipe, por serem o meu porto seguro e a minha fonte de energia.

À minha mãe e meu pai, Maria e Adelner, por sempre me incentivarem e apoiarem não poupando esforços para que eu pudesse estudar.

Aos meus avós, Zé e Francisca, por serem minha fonte de inspiração e por sempre rezarem por mim.

Aos meus tios e tias em especial à minha madrinha, Filomena, por sempre me orientar e torcer por minhas conquistas.

Ao Professor Parreiras em especial pela orientação neste trabalho e por todos os ensinamentos transmitidos desde as disciplinas na graduação, trabalhos no LaSiP e trabalho final de curso, que muito me ajudaram no meu crescimento profissional.

À Gerdau, representada por meus gestores, Wagner Santos Araújo da Assunção, Carlos Vinícius Domingos de Carvalho e Hilton Luis Pereira Lopes, por permitirem e apoiarem a realização dos testes industriais e a continuidade deste trabalho.

Aos engenheiros e amigos metalurgistas Rodrigo Madrona Dias, Rafael Fernandes Reis, Critovão Nery Giacomini, Leonardo José Silva de Oliveira, Alberto César Soares Rodrigues, Rodrigo Seara Martins e Alexandre de Freitas Gomes de Mendonça pelas discussões iniciais para desenvolvimento deste trabalho.

Ao Dr. Sérgio Luiz de Souza Costa e Professora Aline Lima da Silva, por aceitarem e contribuírem com este trabalho participando da banca.

Aos colegas de trabalho, Eduardo de Paula Silveira, Daniela Fátima Gomes, Afrânio Márcio Costa e Wagner Santos Araújo da Assunção por fazerem questão em participar da defesa deste trabalho e pelas discussões durante o desenvolvimento.

Agradeço também ao Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da UFMG por mais esta formação.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	VI
LISTA DE TABELAS	XI
RESUMO	XIII
ABSTRACT.....	XV
1 INTRODUÇÃO	1
2 OBJETIVOS.....	3
2.1 GERAL	3
2.2 ESPECÍFICOS	3
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
3.1 LINGOTAMENTO CONTÍNUO	4
3.2 INFLUÊNCIA DO RESFRIAMENTO NA QUALIDADE DE PLACAS	6
3.3 MODELAMENTO MATEMÁTICO.....	8
3.3.1 <i>Condições de Contorno</i>	11
3.3.1.1 Resfriamento Primário - Molde	11
3.3.1.2 Resfriamento Secundário	29
3.3.2 <i>Validação e Calibração do modelo</i>	37
3.3.3 <i>Modelos de Transferência de Calor Aplicados Lingotamento Contínuo</i> ...	44
4 METODOLOGIA	52
4.1 DESENVOLVIMENTO DO MODELO.....	52
4.2 CONDIÇÕES DE CONTORNO	58
4.2.1 <i>Resfriamento Primário</i>	59
4.2.2 <i>Resfriamento Secundário</i>	60
4.3 MODELOS PERIFÉRICOS	62
4.3.1 <i>Propriedades físicas do aço</i>	63
4.3.2 <i>Fração de sólidos e líquidos</i>	64
4.4 VALIDAÇÃO DO MODELO	67
5 RESULTADOS E DISCUSSÃO	69
5.1 RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	69

5.1.1	<i>Medição de temperatura superficial</i>	69
5.1.2	<i>Medição de espessura de camada solidificada da placa</i>	73
5.1.3	<i>Medição da espessura do leque de spray</i>	77
5.2	MODELO MATEMÁTICO	78
5.2.1	<i>Análise de Independência de Malha e Passo de Tempo</i>	78
5.2.2	<i>Análise de Sensibilidade</i>	82
5.2.3	<i>Validação do Modelo</i>	88
6	CONCLUSÃO	94
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	96
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	97
	ANEXO A.1	101

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 - Representação esquemática do sistema para lingotamento contínuo.....	5
Figura 3.2 - Representação esquemática do molde de lingotamento contínuo (MENG E THOMAS,2003).	5
Figura 3.3 - Representação esquemática da redução da ductilidade a quente em função da temperatura (THOMAS, BRIMACOMBE E SAMARASEKERA, 1986).....	6
Figura 3.4 - Esquema de defeitos de trincas em placas (SENGUPTA, THOMAS E WELLS, 2004).	7
Figura 3.5– Fluxo de calor em função da distância do menisco para um aço baixo carbono com velocidade de lingotamento de 2,0 m/min (GILLES, 2003).	13
Figura 3.6 – Resistência térmica total (a) e individual (b) em função da posição longitudinal do molde (GILLES, 2003).	14
Figura 3.7 – Perfil de temperatura em posições do molde (GILLES, 2003).	14
Figura 3.8 – Espessura da camada de aço solidificada na saída do molde em função da velocidade de lingotamento (KOMMA apud GILLES, 2003).....	15
Figura 3.9 – Perfis de fluxo de calor no molde em função da velocidade de lingotamento (GILLES, 2003).	16
Figura 3.10 – Consumo de escória de pó fluxante em função da velocidade de lingotamento para pós fluxantes de diferentes tipos (GILLES, 2003).....	16
Figura 3.11 – Influência da frequência de oscilação no fluxo de calor no molde (GILLES, 2003).	18
Figura 3.12 – Influência da conicidade no fluxo de calor no molde (ALBERNY apud VIEIRA, 2002).	18
Figura 3.13 – Variação do fluxo de calor no molde em função da velocidade da água e diferença de temperatura entre a água e a parede (GILLES, 2003).	19
Figura 3.14 – Influência do superaquecimento do aço na extração de calor no molde (GILLES, 2003).	21
Figura 3.15 – Influência do teor de carbono no aço no fluxo de calor no molde (GILLES, 2003).	21
Figura 3.16 – Influência do teor de hidrogênio no aço na remoção específica de calor no molde (GILLES, 2003).	22
Figura 3.17 – Mecanismo de transferência de calor no molde (CICUTTI e SCHWERDTFEGER, 2008).	23

Figura 3.18 – Esboço do aparato experimental utilizado por SAVAGE e PRITCHARD (1954) para obtenção do fluxo de calor no molde em função do tempo de residência.	26
Figura 3.19 – Comparação do perfil de fluxo de calor no molde obtido por SAVAGE e PRITCHARD (1954) com os resultados dos testes realizados por KRAINER e TARMANN.	26
Figura 3.20 – (a) Comparação do perfil de fluxo de calor no molde em função da distância em referência ao menisco (b) comparação da integral das equações com o balanço de energia da água de refrigeração dos resultados obtidos por SAVAGE e PRITCHARD (1954) com os de DAVIES, BLAKE e CAMPBELL (1988).	27
Figura 3.21 – (a) Mecanismos de transferência de calor no resfriamento secundário (SCHWERDTFEGER, 2003) e (b) perfil esquemático de temperatura (GILLES, 2003).	30
Figura 3.22 – Regiões de contorno entre os rolos, consideradas por YAMASAKI et al. (2015).	31
Figura 3.23 – Extração e coeficiente de transferência de calor em função da temperatura de superfície da placa (MIZIKAR, 1970).	32
Figura 3.24 – Coeficiente de transferência de calor em função da temperatura da densidade de fluxo de água para diferentes relações volumétricas destes dois fluidos (SCHWERDTFEGER, 2003).	33
Figura 3.25 - Resultados de medidas e cálculos de temperatura superficial e espessura de pele solidificada para velocidade de lingotamento de 0,90 m/min (ITO et al., 2011).	39
Figura 3.26 – (A) Equipamento e (B) perfil de temperatura em função da largura (LEE e PARK 2004).	40
Figura 3.27 - Utilização de câmera termográfica para validação de perfil de temperatura do veio (SARLER, 2003).	41
Figura 3.28 - Croqui do teste da cunha (SARLER, 2003).	41
Figura 3.29 - Esquema para teste com <i>Nail Shooting</i> (LONG et al., 2012).	42
Figura 3.30 – Foto do sistema utilizado no teste de <i>Nail Shooting</i> (LONG et al., 2012).	42
Figura 3.31 – Identificação das regiões sólida, pastosa e líquida (LONG et al., 2012).	43
Figura 3.32 - Resultados obtidos para amostras a 1/2, 1/4 e 1/8 da largura (LONG et al., 2012).	44

Figura 3.33 - Resultados de análise de segregação central (A) antes e (b) após modificação no resfriamento secundário (LONG et al., 2012).....	44
Figura 3.34 - Interface do software desenvolvido para simular o processo de lingotamento de tarugo (CUNHA et al., 2006).....	45
Figura 3.35 - Tela principal do software para simular o processo de lingotamento de tarugo (CUNHA et al., 2006).....	46
Figura 3.36 - Comparação dos resultados de perfil de temperatura obtido para face lateral com os resultados experimentais (CUNHA et al., 2006).....	47
Figura 3.37 - Comparação entre macrografia e um perfil térmico obtido na simulação (CUNHA et al. 2006).....	48
Figura 3.38 - Temperatura superficial e espessura solidificada em função do comprimento metalúrgico (BOYLE, 2004).	48
Figura 3.39 - Perfil de temperatura em função da largura e posição dos mancais dos rolos (BOYLE, 2004).....	49
Figura 3.40 - Perfil de temperatura da metade da largura do veio (BOYLE, 2004).....	50
Figura 3.41 - Perfil de temperatura e espessura solidificada em função da distância do menisco (LEE e PARK, 2004).....	50
Figura 4.1–Volume de controle para uma situação bidimensional (PATANKAR, 1980).	53
Figura 4.2 – Fluxograma do modelo desenvolvido.	55
Figura 4.3 - Representação da fatia simulada ao longo do veio (SIMETALDYNACS 3D, 2011; PATANKAR, 1980 e LONG et al., 2009).....	57
Figura 4.4 – Regiões de transferência de calor no resfriamento secundário (adaptado: SCHWERDTFEGGER, 2003).....	60
Figura 4.5 – Fração de líquidos em função da temperatura.....	66
Figura 4.6 – Derivada da fração de líquidos em função da temperatura.	66
Figura 4.7 – Derivada da fração de líquido em função fração de liquido.....	67
Figura 4.8 – Croqui da montagem do aparato experimental para obtenção do perfil de temperatura superficial da placa ao longo do comprimento da máquina.....	68
Figura 5.1 – Temperatura superficial da placa em função da distância do menisco, para os dois testes realizados de inserção de termopar.	71

Figura 5.2 – Temperaturas superficiais da quina e centro da largura da placa em função da largura à uma distância de 18 m do menisco medidas com a câmera termográfica.	71
Figura 5.3 – Temperaturas superficiais da quina e centro da largura da placa medidas com câmera termográfica à uma distância de 18 m do menisco.....	72
Figura 5.4 – Perfil da temperatura superficial em função da largura da placa a uma distância de 18 m abaixo do menisco obtido por câmera termográfica.	73
Figura 5.5 – Fotos da placa oriunda de rompimento de pele em que foi possível retirar amostra na região do molde (BO.01).	75
Figura 5.6 – Fotos da placa oriunda de rompimento de pele em que foi possível retirar amostra na região do <i>bender</i> (BO.02).	75
Figura 5.7 – Espessura da camada de aço solidificado em função da distância do menisco para as duas amostragens realizadas de rompimento de pele.	76
Figura 5.8 – Aparato experimental para medição de distribuição de água de sprays.	77
Figura 5.9 – Medição da largura da projeção do leque de spray na placa.	78
Figura 5.10 – Temperatura superficial da placa no centro da largura em função da distância do menisco, para diferentes malhas.	79
Figura 5.11 – Espessura da camada de aço solidificada em função da distância do menisco, para diferentes malhas.	80
Figura 5.12 – Ponto final de solidificação para cada configuração de malha.	80
Figura 5.13 – Pontos finais de solidificação para cada configuração de malha.	81
Figura 5.14 – Passo de tempo em função da distância do menisco.	82
Figura 5.15 – Fração de líquido em função da distância do menisco utilizando modelo linear, regra da alavanca e Scheil.	83
Figura 5.16 – Índice de trincas interdendríticas em função da taxa de redução por segmento (LIU et al., 2017).	84
Figura 5.17 – Perfil de solidificação no centro da espessura para simulações realizadas com superaquecimento de 5, 20 e 35°C.	85
Figura 5.18 – Ponto final de solidificação em função dos superaquecimento do aço líquido.	85
Figura 5.19 – Perfil de solidificação no centro da espessura para simulações realizadas com velocidades de lingotamento de 0,70, 1,00 e 1,30 m/min.	86
Figura 5.20 – Ponto final de solidificação em função da velocidade de lingotamento. .	87

- Figura 5.21 – Perfil de temperatura superficial no centro da largura em função da distância abaixo do menisco para simulações realizadas com velocidades de lingotamento de 0,70, 1,00 e 1,30 m/min..... 88
- Figura 5.22 – Comparação entre os resultados de espessura de camada de aço solidificada em função da distância abaixo do menisco entre os resultados experimentais e calculados utilizando o modelo..... 89
- Figura 5.23 – Comparação entre os resultados de temperaturas entre os resultados experimentais e calculados utilizando o modelo..... 90
- Figura 5.24 – Perfil da temperatura superficial da placa em função do comprimento da máquina (a) e em função da largura (b). 91
- Figura 5.25 – Comparação entre os resultados de temperaturas superficiais ao longo da largura obtidas via termografia e pelo modelo..... 92

LISTA DE TABELAS

Tabela III.1 – Efeito da vazão de água no molde na extração específica de calor para uma placa de dimensões de 2160 x 230 mm (GILLES, 2003).	20
Tabela III.2– Comparação das abordagens para modelagem da extração de calor no molde por CICUTTI e SCHWERDTFEGER (2008) e MENG e THOMAS(2003).	25
Tabela III.3 – Equações para modelar o perfil de fluxo de calor no molde de lingotamento contínuo.....	29
Tabela III.4 – Equações para modelar o coeficiente de transferência de calor obtido de acordo com parâmetros dos bicos de spray (adaptado de BRIMACOMBE et al.,1984).....	34
Tabela IV.1 – Parâmetros do modelo.	56
Tabela V.1 – Composição química dos aços considerados.	69
Tabela V.2 – Condições experimentais durante as medições de temperatura com câmera termográfica e termopar.	70
Tabela V.3 – Condições de lingotamento relativas às amostras oriundas de rompimento de pele.	74
Tabela V.4 – Parâmetros utilizados nas simulações para análise de independência de malha e passo de tempo.....	78
Tabela V.5 – Parâmetros a serem variados para análise de sensibilidade do modelo. ...	82
Tabela V.6 – Parâmetros resposta para aplicação de <i>soft reduction</i> considerando os resultados obtidos nas simulações para os três métodos de obtenção de fração de sólidos e líquidos.....	84

LISTA DE NOTAÇÃO

C_p, C_p^{eq} :	Calor específico e equivalente [J/kg K]
k, k_{ef} :	Condutividade térmica e condutividade térmica efetiva [W/m K]
\dot{w} :	Fluxo de água [l/m ² s]
C:	Constante para consideração da convecção na condução efetiva []
f_l :	Fração de líquido []
f_s :	Fração de sólido []
h_{conv} :	Coefficiente de transferência de calor por convecção [W/m ² K]
h_{rad} :	Coefficiente de transferência de calor por radiação [W/m ² K]
J:	Constante adimensional da máquina []
L:	Largura da placa [m]
L_f :	Calor latente de fusão do aço [J/kg]
Pr:	Número de Prandtl []
q:	Fluxo de calor [W/m ²]
Re:	Número de Reynolds []
T:	Temperatura [K]
t:	Tempo [s]
u:	Velocidade das gotas de água de <i>spray</i> [m/s]
V_C :	Velocidade de lingotamento [m/min]
x, y:	Direções cartesianas [m]
Z_m :	Comprimento do molde [m]
α :	Constante de ajuste da máquina (<i>sprays</i> – resfriamento secundário) []
Γ :	Vazão [m ³ /s]
ΔT_m :	Diferença de temperatura entre a água de entrada e saída do molde [°C]
δx :	Espessuras de filmes [m]
ϵ :	Emissividade []
σ :	Constante de Stefan-Boltzmann, $5,67 \times 10^{-8}$ [W/m ² K ⁴]
θ :	Ângulo [graus]
ρ :	Densidade [kg/m ³]

RESUMO

Defeitos superficiais e internos em placas obtidas no processo de lingotamento contínuo, normalmente estão relacionados a quatro aspectos: (i) condição de resfriamento primário e secundário; (ii) alinhamento de máquina; (iii) escoamento do aço no molde e (iv) propriedades físico-químicas do aço. Dentre os aspectos citados, as condições de resfriamento da placa são de suma importância para o processo de solidificação, pois afetam parâmetros como a espessura da camada solidificada, as temperaturas em função da posição na máquina e o ponto final de solidificação da placa. Tais parâmetros são essenciais para qualquer análise de falha ou adequação no processo de lingotamento contínuo e podem ser obtidos por modelos de transferência de calor e solidificação da placa. Sendo assim, neste estudo foi desenvolvido um modelo pelo método $2\frac{1}{2} D$, que consiste em acompanhar uma secção transversal da placa, em regime transiente, durante toda a extensão da máquina, ajustando as condições de contorno para cada região. O modelo foi desenvolvido de forma parametrizada sendo possível ser adaptado para máquinas de lingotamento contínuo com secções retangulares. Os fluxos de calor nas faces do molde foram obtidos em função da distância do menisco levando em consideração as condições reais de vazão e diferença de temperatura de água de entrada e saída. No resfriamento secundário, foram implementadas rotinas para considerar as condições de contorno da extração de calor pelos rolos, por radiação, pela convecção devido à incidência do jato de spray e pelo acúmulo de água nos rolos. Para a condição de contorno por convecção, foi considerada a fração de vazão específica de água nos sprays da extremidade, da face larga da placa, em função da vazão específica dos sprays centrais. Para validação do modelo foram inseridos termopares entre os rolos e a placa para obtenção do perfil de temperatura superficial da placa em função da distância do menisco bem como medições pontuais com pirômetro ótico para obtenção do perfil de temperatura em função da largura da placa. Para validação da espessura da camada solidificada foram realizadas medições em placas oriundas de rompimento de pele na região do molde e *bender*. Portanto, este estudo teve como objetivo o desenvolvimento de um modelo matemático, utilizando métodos numéricos, para simular as condições de resfriamento durante a solidificação da placa no processo de lingotamento contínuo. Os resultados experimentais foram comparados com os obtidos por simulação e

apresentaram ótima concordância. Sendo assim, o modelo desenvolvido foi validado e pode ser utilizado para auxiliar nas alterações de processo que visam, por exemplo, a melhoria da qualidade interna e superficial de placas para a máquina de lingotamento contínuo de placas da Gerdau Ouro Branco.

Palavras-chave: Solidificação, Lingotamento Contínuo, Modelo Matemático, Transferência de Calor.

ABSTRACT

Surface and internal defects in slabs produced in the continuous casting process are usually related to four aspects: (i) primary and secondary cooling condition; (ii) machine alignment; (iii) flow of steel in the mold and (iv) physico-chemical properties of steel. Among the mentioned aspects, the cooling conditions of the slab are of paramount importance for the solidification process, since they affect parameters such as the shell thickness, the temperatures as a function of the position in the strand and the solidification end point of the slab. Such parameters are essential for any failure or adequacy analysis in the continuous casting process and can be obtained by heat transfer and solidification models of the slab. Thus, in the present study a model will be developed by the 2½ D method, which consists of following a transverse section of the slab, in a transient scheme, throughout the extension of the machine, adjusting the boundary conditions for each region. The model can be adapted to continuous casting machines casting shapes with rectangular cross sections. The profile of heat fluxes in mold faces were as a function of the distance of the meniscus taking the flow rate of water and the difference between inlet and outlet temperature of water. In the secondary cooling, routines were implemented to consider extraction of heat by roller, by radiation, by the convection due to the spray and by the water accumulator in the rollers. For a convection boundary condition, a specific water flow fraction was applied to the marge of slab, on the wide face, in function of the central water flow. To validate the model, thermocouples were inserted between the rollers and the slab to measure the surface temperature. In one point of the machine was measure the temperature of slab in function of the wide face, with optical pyrometer. To validate the shell thickness was measure breakout shell in mold and bender regions. Therefore, the objective of this study was to develop a mathematical model to simulate the cooling conditions during solidification in the slab continuous casting. The experimental results were compared with those obtained in the simulations and showed excellent agreement. Thus, the developed model has been validated and can be used to assist in process changes aimed at improving the internal and surface quality of slabs for continuous slab casting machine from Gerdau Ouro Branco.

Keywords: Solidification, Continuous Casting, Mathematical Modeling, Heat Transfer.

1 INTRODUÇÃO

O processo de produção do aço é composto por três etapas principais: refino primário, refino secundário e solidificação. Atualmente o processo de lingotamento contínuo vem dominando quase a totalidade esta última etapa, principalmente para produção de aços planos. A qualidade das placas de aço, provenientes do processo de lingotamento contínuo, é afetada fortemente pelas condições de extração de calor existente durante a sua solidificação e resfriamento dentro da máquina. THOMAS, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA (1986), MENG e THOMAS (2003) e SENGUPTA, THOMAS e WELLS (2004) mostram em seus estudos que a formação e a propagação de trincas em placas estão relacionadas com o resfriamento não uniforme, com o resfriamento excessivo, com o reaquecimento da placa e com tensões mecânicas. O entendimento das condições de processamento do aço no lingotamento contínuo é de suma importância para se avaliar a qualidade da placa e identificar possíveis adequações para o processo, buscando sempre a melhoria contínua.

O estudo de problemas de transferência de calor se dá normalmente de três formas: por métodos analíticos, métodos numéricos e experimentais conforme apresentados por PATANKAR (1980) e MALISKA (1995). O desenvolvimento de um modelo por método numérico consiste em resolver uma ou mais equações diferenciais, substituindo as derivadas existentes na equação por expressões algébricas que envolvem a função incógnita (MALISKA, 1995). A forma com que são obtidas as equações algébricas define o método. Para este estudo o método utilizado será o de volumes finitos, que consiste em se obter as equações algébricas, para aproximação das diferenciais, pelo desenvolvimento de um balanço de energia nos contornos do volume de controle, conforme descrito por PATANKAR (1980).

Parâmetros do processo de lingotamento tais como: ponto final de solidificação, espessuras de pele solidificada e perfis de temperatura da placa são fornecidos e adequados por meio de modelos *on-line* e *off-line* de transferência de calor na máquina de lingotamento contínuo. Tal ferramenta é imprescindível quando se objetiva um resultado otimizado de qualidade de placas.

Modelos de resfriamento *on-line* permitem uma análise e correção em tempo real do processo, mas necessitam de medições de temperatura em vários pontos e em tempo real, o que tem um custo muito elevado. ASSUNÇÃO (2014) e CUNHA et al. (2006) desenvolveram modelos *off-line* que permitem definir estratégias de resfriamento objetivando temperaturas e espessuras de pele adequadas a cada região da máquina. Além disso, possibilitam a simulação de condições já processadas, dando subsídios para definição de planos de ação para correção de desvio no índice de recusa, por exemplo, por trincas superficiais.

Estes modelos necessitam de uma calibração, que consiste em obter temperaturas em regiões distintas da máquina e obtendo os coeficientes de transferência de calor para cada região, mediante um cálculo inverso.

Sendo assim, este estudo teve como objetivo desenvolver e validar um modelo *off-line* de resfriamento e solidificação da placa durante o processo de lingotamento contínuo que possibilite definir estratégias de resfriamento de forma a se obter melhoria na qualidade de placa. Este modelo foi desenvolvido para a máquina de lingotamento contínuo de placas da Gerdau Ouro Branco.

2 OBJETIVOS

O presente trabalho tem os seguintes objetivos:

2.1 Geral

Desenvolvimento de um modelo matemático *off-line* do resfriamento/solidificação da placa durante o processo de lingotamento contínuo, visando fornecer subsídios para alterações no processo com foco em melhoria da qualidade de placas.

2.2 Específicos

- ✓ Realizar medições de temperatura superficiais de placa durante o lingotamento;
- ✓ Realizar ajustes dos coeficientes de transferência de calor por convecção para cada região da máquina;
- ✓ Validar modelo realizando medições de temperatura da placa durante o lingotamento;
- ✓ Validar a espessura da camada solidificada utilizando medições realizadas em placas oriundas de rompimento de pele;
- ✓ Fornecer uma ferramenta que possibilite a obtenção de perfis de temperatura, ponto final de solidificação e espessura de pele solidificada, para uma condição específica de processamento e tipo de aço.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Lingotamento Contínuo

O processo de lingotamento contínuo de placas é realizado em um sistema formado por uma torre onde é disposta a panela contendo o aço líquido oriundo do processo de refino, um distribuidor que é conhecido como o pulmão e pode ser considerado o último reator possível de melhorar a qualidade das placas. Para conferir a forma à peça a ser solidificada é utilizado um molde de cobre normalmente recoberto com uma liga de níquel, para evitar formação de defeitos, que também é responsável pelo resfriamento primário do aço, como dito, dando a forma e uma espessura inicial de camada de aço solidificada, pele, responsável pela retenção do aço líquido remanescente, após a saída do molde. Abaixo do molde tem-se o resfriamento secundário formado por bicos de *spray* de água e ar bem como rolos de sustentação/extração. As máquinas de lingotamento podem ser vertical curva, que consiste em ter uma parte reta logo após o molde, um dobramento multi-raio, um arco com raio definido, um desdobramento também multi-raio e uma parte reta.

O transporte do aço líquido da panela para o distribuidor é realizado pela utilização da válvula longa e do distribuidor para o molde é utilizada a válvula submersa de forma a evitar a reoxidação do aço. No distribuidor ainda é utilizada uma escória sintética para evitar a reoxidação e perda de calor em excesso para atmosfera. Na figura 3.1 é apresentado, de uma forma esquemática, um sistema de lingotamento contínuo.

Para evitar o agarramento entre a pele de aço solidificada e a placa de cobre é utilizada uma escória sintética conhecida como pó fluxante que, além de lubrificar, é responsável por isolar o aço da atmosfera evitando reoxidação e perda de calor excessivo, capturar inclusões e controlar a transferência de calor entre a pele e placa de cobre. Na figura 3.2 é apresentado, de forma esquemática, um detalhamento do molde de lingotamento contínuo.

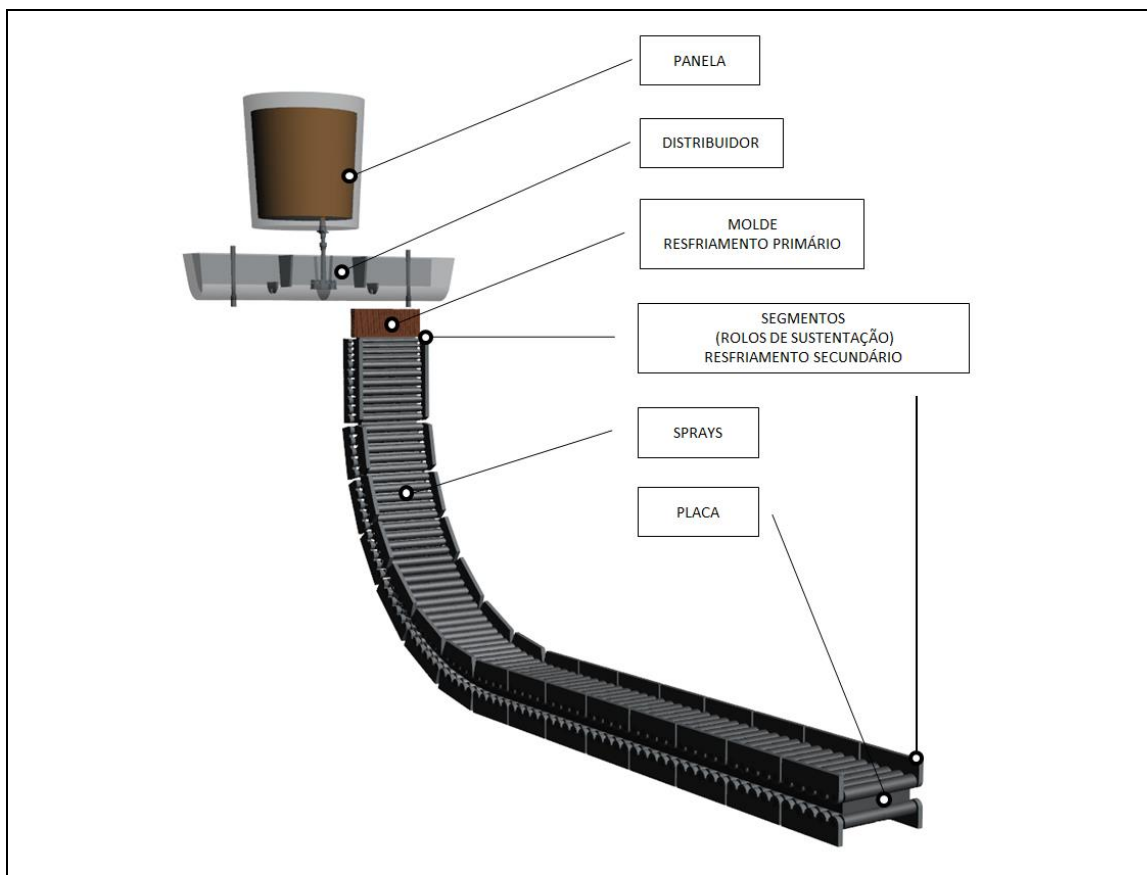


Figura 3.1 - Representação esquemática do sistema para lingotamento contínuo.

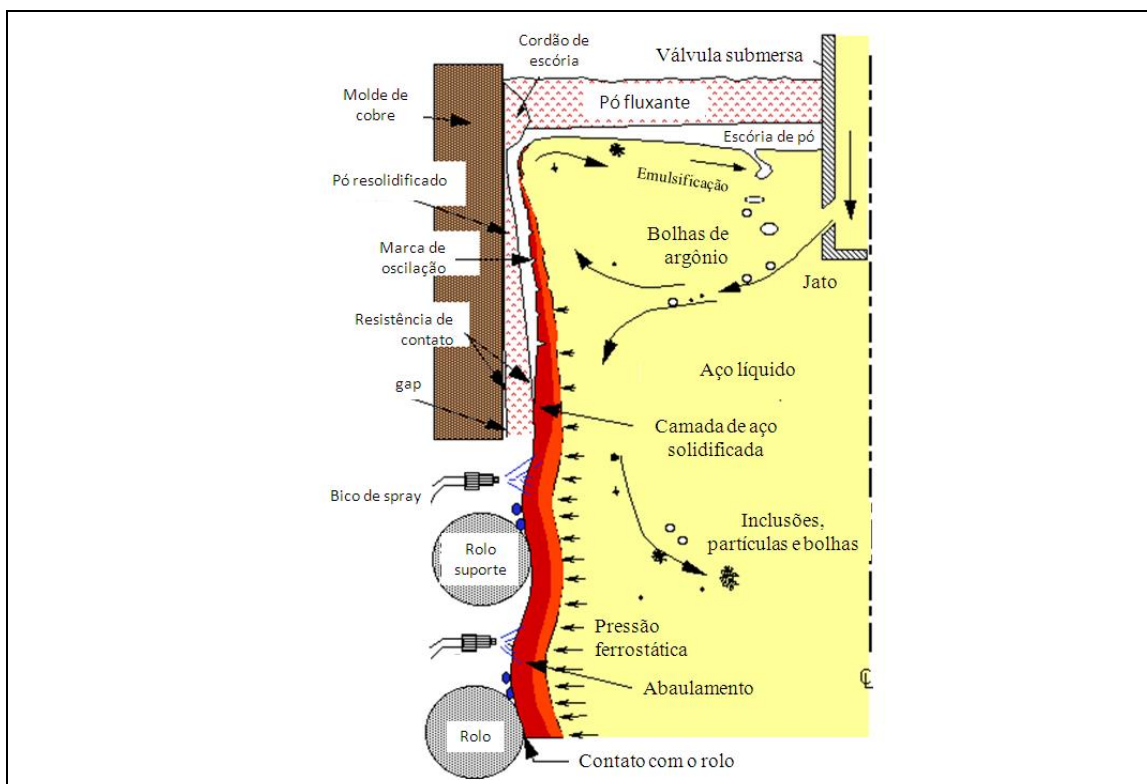


Figura 3.2 - Representação esquemática do molde de lingotamento contínuo (MENG E THOMAS, 2003).

3.2 Influência do Resfriamento na Qualidade de Placas

Modelos de transferência de calor durante o processo de lingotamento contínuo são largamente desenvolvidos por empresas fornecedoras de equipamentos e por profissionais que atuam com melhoria do processo. Alguns modelos comerciais como Dynacs da VAI (VAI AUTOMATION, 1998), o *software* de diagnose da empresa Lechler (BOYLE, 2004) e o CON1D (MENG E THOMAS, 2003), desenvolvido pelo professor Brian Thomas e sua equipe, podem ser citados.

A utilização de modelos de resfriamento de placas é de suma importância para melhoria de qualidade interna e superficial, pois torna possível uma avaliação da história térmica a que o aço foi submetido.

Conforme THOMAS, BRIMACOMBE E SAMARASEKERA (1986), um dos principais parâmetros que influenciam o índice de trinca é a ductilidade a quente do material, que depende da temperatura, da taxa de deformação e da composição química do aço. Na figura 3.3 é apresentada a variação da ductilidade a quente em função da temperatura.

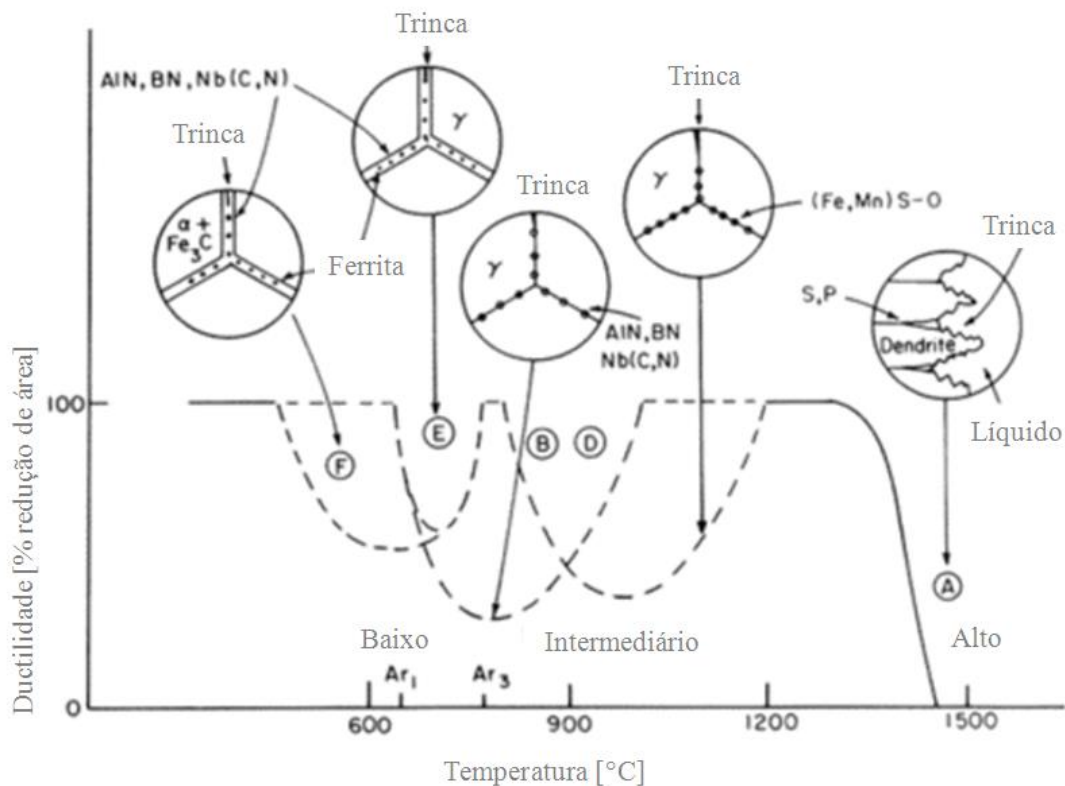


Figura 3.3 - Representação esquemática da redução da ductilidade a quente em função da temperatura (THOMAS, BRIMACOMBE E SAMARASEKERA, 1986).

Na figura 3.3 a primeira faixa de temperatura de baixa ductilidade do aço varia entre a temperatura *solidus* até 1340°C, onde existe líquido interdendrítico. Essa região está associada à formação da maioria das trincas internas. Entre 1200°C e 900°C, sulfetos se precipitam nos contornos de grãos e há uma concentração de tensões na matriz austenítica fragilizada. A esse fenômeno podem estar associadas as trincas estrela ("star cracks") e as trincas longitudinais do meio da face ("longitudinal midface cracks"). Para faixa de temperatura entre 900°C e 600°C, nitretos, carbetos e carbonitretos se precipitam nos contornos de grãos e há uma concentração de tensões na matriz austenítica fragilizada. As operações de encurvamento e desencurvamento do veio devem ocorrer fora das regiões de baixa ductilidade para que os problemas devidos às tensões mecânicas sejam minimizados (THOMAS, BRIMACOMBE E SAMARASEKERA, 1986).

Um esquema com trincas internas e superficiais em placas produzidas no lingotamento contínuo é descrito por SENGUPTA, THOMAS E WELLS (2004), conforme apresentado na figura 3.4.

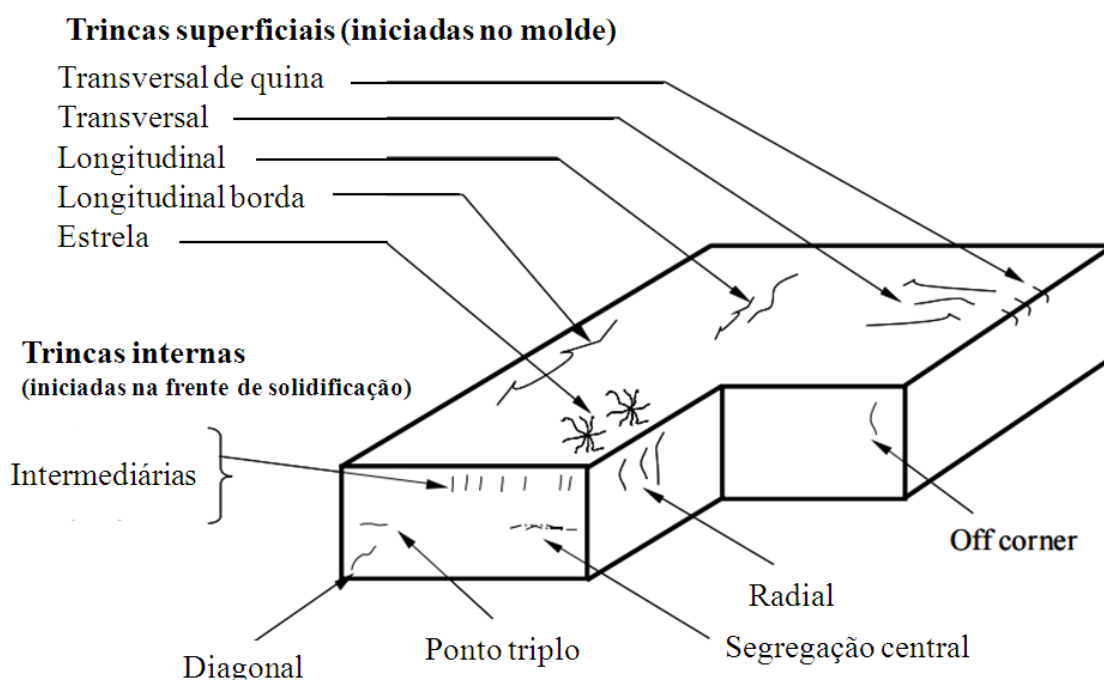


Figura 3.4 - Esquema de defeitos de trincas em placas (SENGUPTA, THOMAS E WELLS, 2004).

Práticas impróprias de resfriamento podem contribuir para muitos dos defeitos indicados na figura 3.4. Resfriamento excessivo e/ou abrangência insuficiente do spray podem causar

reaquecimento na placa, o que induz tensões abaixo da superfície e na frente de solidificação, provocando a formação de trincas internas. Resfriamento assimétrico nas quinas induz distorção e trincas diagonais. Vazões altas de água nos sprays irão produzir taxas altas de resfriamento e tensões altas na superfície da placa, o que pode abrir pequenas trincas formadas no molde. Por outro lado, resfriamento mais suave abaixo do molde pode acarretar um abaulamento da placa devido a altas temperaturas da pele. Neste caso serão observadas trincas no ponto tríplice, subsuperficiais, longitudinais, centrais e segregação central. Trincas transversais e de quina são iniciadas no molde, mas podem abrir devido a tensões induzidas pelo resfriamento secundário, quando a temperatura da superfície estiver na faixa de baixa ductilidade do aço 600-900°C. SENGUPTA, THOMAS e WELLS (2004) apresentam em seu estudo que práticas de resfriamento com flutuações excessivas de temperatura podem também agravar estas trincas, especialmente na faixa de temperatura de baixa ductilidade.

Assim, verifica-se que o conhecimento e o controle do resfriamento da placa durante o lingotamento contínuo são de suma importância para as qualidades superficial e interna e isto é possível com a utilização de técnicas experimentais e modelos.

É importante ressaltar a necessidade do conhecimento das condições de resfriamento e domínio de ferramenta que possibilite ajustes com o objetivo de melhoria de qualidade de placa.

3.3 Modelamento Matemático

Modelamento matemático da transferência de calor no processo de lingotamento contínuo vem sendo desenvolvido largamente nas últimas 4 décadas.

Conforme CHOUDHARY, MAZUMDAR e GHOSH (1993), ASSUNÇÃO (2014), ZHAO et al. (2014), MENG e THOMAS (2003) e LOPEZ et al. (2017), as considerações mais comuns de serem utilizadas nos modelos matemáticos de resfriamento no lingotamento contínuo são:

- A influência da turbulência e convecção é considerada artificialmente por um acréscimo da condutividade térmica;
- A solidificação se dá essencialmente em equilíbrio;

- A superfície do menisco é plana;
- Regime transiente;
- Simetria na seção longitudinal do veio em relação a largura;
- Transferência de calor por condução na direção de lingotamento é desprezível;
- Os efeitos da contração do veio devido à solidificação são desprezíveis;
- Massa específica do aço constante;
- O calor específico e a condutividade térmica do aço são função da temperatura;
- O calor latente da fusão do aço é convertido em calor específico equivalente na zona pastosa sendo função da temperatura e fração de sólidos;

O desenvolvimento de modelos matemáticos tem o objetivo de descrever a transferência de calor e solidificação para determinado conjunto de parâmetros. ZHANG et al. (2011) assumiram que uma fatia finita do veio está se movimentando na velocidade de lingotamento. A equação 3.1 representa a transferência de calor por condução, em regime transiente, já adequada com o calor específico efetivo, $C_{p,ef}$, para contabilizar o calor latente e da condutividade térmica efetiva, k_{ef} para contabilizar o efeito da convecção. Foi considerado o sistema de coordenadas cartesianas, onde a direção (x) é a espessura, (y) a largura da placa e o comprimento da placa é modelado pelo deslocamento da fatia na direção e com a velocidade do veio, correspondendo ao passo de tempo.

$$C_{p,ef} \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_{ef} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_{ef} \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (\text{Eq. 3.1})$$

Na equação 3.1 T é a temperatura [K], ρ é a densidade do aço [kg/m^3] e t é o tempo [s]. A metodologia para solução da equação 3.1 pode ser obtida pelo método de volumes finitos (MVF) e diferenças finitas (MDF) descritos por PATANKAR (1980) e MALISKA (2004). LAIT, BRIMACOMBE e WEINBERG (1974) desenvolveram um modelo matemático, unidimensional, utilizando o método de diferenças finitas para cálculo da transferência de calor no molde durante o lingotamento contínuo de aço. O foco deste trabalho foi calcular

o perfil de temperatura e de espessura da camada solidificada. Os resultados obtidos pelo modelo foram comparados com medições de espessura da camada realizadas por meio da utilização de fonte radioativa e apresentaram resultados próximos para dados obtidos em lingotamento de tarugos de aço baixo carbono. Para desenvolvimento deste modelo vale ressaltar duas considerações: (i) a da convecção por meio da utilização da condutividade térmica efetiva, k_{ef} , aproximação proposta por MIZIKAR apud CHOUDHARY, MAZUMDAR e GHOSH (1993), (ii) e a utilização da expressão para fluxo de calor no molde obtida experimentalmente por SAVAGE e PRITCHARD (1954). Na equação 3.2 é apresentada a expressão utilizada para a consideração artificial da convecção do núcleo líquido/pastoso no veio de lingotamento contínuo.

$$k_{ef} = k [f_s + (1 - f_s)C] \quad (\text{Eq. 3.2})$$

Na equação 3.2, k é a condutividade térmica [W/m K], C é a constante que varia entre 5 e 10 [adimensional] e f_s é a fração de sólidos [adimensional].

NOZAKI et al. (1978) desenvolveram um modelo de solidificação unidimensional para realizar variações no padrão de resfriamento secundário com o objetivo de reduzir a ocorrências de defeitos superficiais de placas obtidas via lingotamento contínuo. Para obtenção dos coeficientes de transferência de calor no resfriamento secundário, os autores adaptaram uma expressão obtida experimentalmente por SHIMADA e MITSUTSUKA (1966), dividindo-a por um coeficiente de ajuste adimensional, permitindo desta forma a consideração da eficiência de refrigeração devido à configuração de cada máquina ou até mesmo do tipo de bico de spray e fluidos utilizados.

DAVIES, BLAKE e CAMPBELL (1988) desenvolveram um modelo de solidificação com o objetivo de obter a melhor descrição das condições de transferência de calor no molde e resfriamento secundário evidenciando a importância da adequação do resfriamento secundário para a redução de trincas superficiais, principalmente em regiões abaixo do molde. Neste estudo, os resultados obtidos pelo modelo matemático foram validados com medições da temperatura superficial da placa, com termopar inserido a 2 metros do menisco, apresentando uma boa concordância.

WON e THOMAS (2001) compararam os modelos para obtenção das frações de líquidos e sólidos do aço que são: (i) da regra da alavanca, (ii) regra de Scheil, (iii) método de Brody-Flemings e (iv) método de Clyne-Kurz para obtenção do teor de carbono na fase líquida e na interface entre as fases líquida e sólida do aço.

O calor latente pode ser considerado no termo fonte ou utilizando o calor específico equivalente, C_p^{eq} , conforme apresentado na equação 3.3.

$$C_p^{eq} = C_p + L_f \frac{df_l}{dT} \quad (\text{Eq. 3.3})$$

Na equação 3.3, C_p é o calor específico do aço [J/kg K].

3.3.1 Condições de Contorno

3.3.1.1 Resfriamento Primário - Molde

O componente mais crítico da máquina de lingotamento contínuo é o molde. É no molde que ocorre a formação inicial da camada solidificada de aço, que deve ter o crescimento e resfriamento adequados de forma a promover a sustentação do veio evitando assim rompimentos. A remoção de calor no molde acarreta diretamente o crescimento da camada solidificada e as tensões e deformações a que são submetidas esta camada. Estas tensões e deformações devem estar abaixo dos limites para evitar a formação de micro trincas, as quais posteriormente podem propagar devido aos esforços adicionais causados pelo encurvamento e desencurvamento do veio, na região de resfriamento secundário. Sendo então a qualidade superficial das placas diretamente vinculada aos eventos que acontecem no molde, especialmente a extração de calor (GILLES, 2003).

O calor removido no molde pode variar em função de alguns parâmetros, como: velocidade de lingotamento, superaquecimento do aço, composição química do aço, tipo de pó fluxante, conicidade do molde (*taper*), oscilação do molde, vazão e temperatura da água de refrigeração do molde; tipo e parâmetros da válvula submersa; vazão de argônio; nível de aço no molde (menisco).

As principais resistências térmicas na transferência de calor no molde são o filme de escória, a camada de aço solidificada, a placa de cobre e a da água, que é o inverso do coeficiente de convecção, enquanto para os outros casos as resistências são a razão entre as espessuras de cada camada e sua condutividade térmica. Na equação 3.4 GILLES (2003) apresenta a resistência térmica global em uma secção transversal do molde de lingotamento contínuo.

$$R = \frac{1}{h_{\text{água}}} + \frac{\Delta X_{\text{cobre}}}{k_{\text{cobre}}} + \frac{\Delta X_{\text{aço}}}{k_{\text{aço}}} + \frac{\Delta X_{\text{pó}}}{k_{\text{pó}}} \quad (\text{Eq. 3.4})$$

Sendo h o coeficiente de convecção entre a parede do molde e a água [W/m²K], ΔX a espessura da camada [m] e k a sua condutividade térmica [W/m K]. Ainda, devido à contração do aço pela solidificação e transformação de fase, podem existir os *gaps*, que são espaços com ar entre a escória sólida de pó fluxante e a placa de cobre. Na figura 3.5 é apresentado um gráfico do fluxo de calor, obtido por medições em duas posições em relação à largura no molde, em função da distância do menisco para o lingotamento de um aço baixo carbono lingotado a uma velocidade de 2,0 m/min (GILLES, 2003). Pode-se perceber no gráfico que fluxo de calor atinge o máximo na região do menisco e reduz ao longo do molde.

GILLES (2003) apresenta a resistência térmica total e individual em função da posição no molde, conforme figura 3.6. Percebe-se que 55-67% da resistência é devido ao filme de escória de pó fluxante. À medida que a espessura da camada de aço solidificada aumenta, a contribuição desta resistência passa de 11 para 30%. A placa de cobre e a convecção da água apresentam contribuições mais baixas que variam de 12-16% e 4-6%, respectivamente.

Na figura 3.7 é apresentado o perfil de temperatura da camada de aço solidificada até a face fria da placa de cobre (GILLES, 2003). A maior queda de temperatura ocorre através do filme de escória de pó fluxante, o que é coerente pelo fato desta ser responsável pela maior resistência térmica.

O ajuste da velocidade de lingotamento é a forma mais importante de controlar a extração de calor no molde. KOMMA apud GILLES (2003) estudou o efeito desta velocidade na espessura da camada de aço solidificada na saída do molde. Este estudo foi realizado para

placas e tarugos utilizando moldes curvos e retos. Na figura 3.8 são apresentados os resultados.

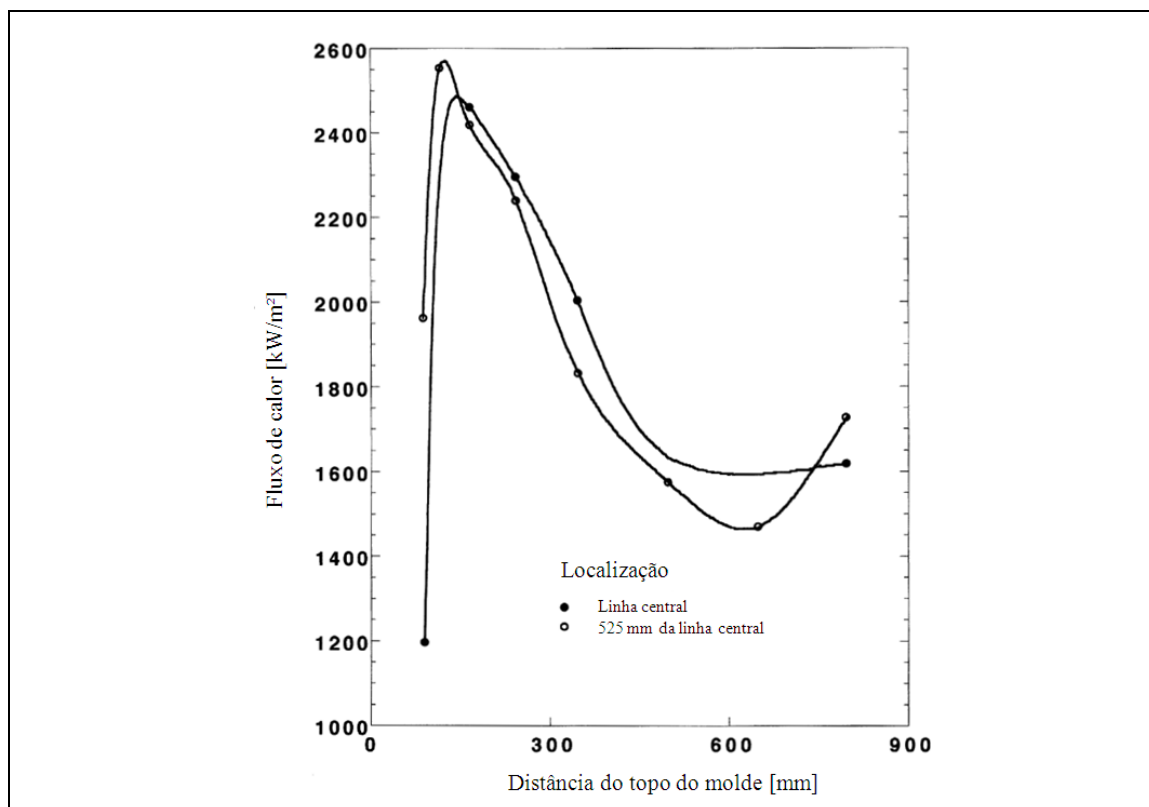
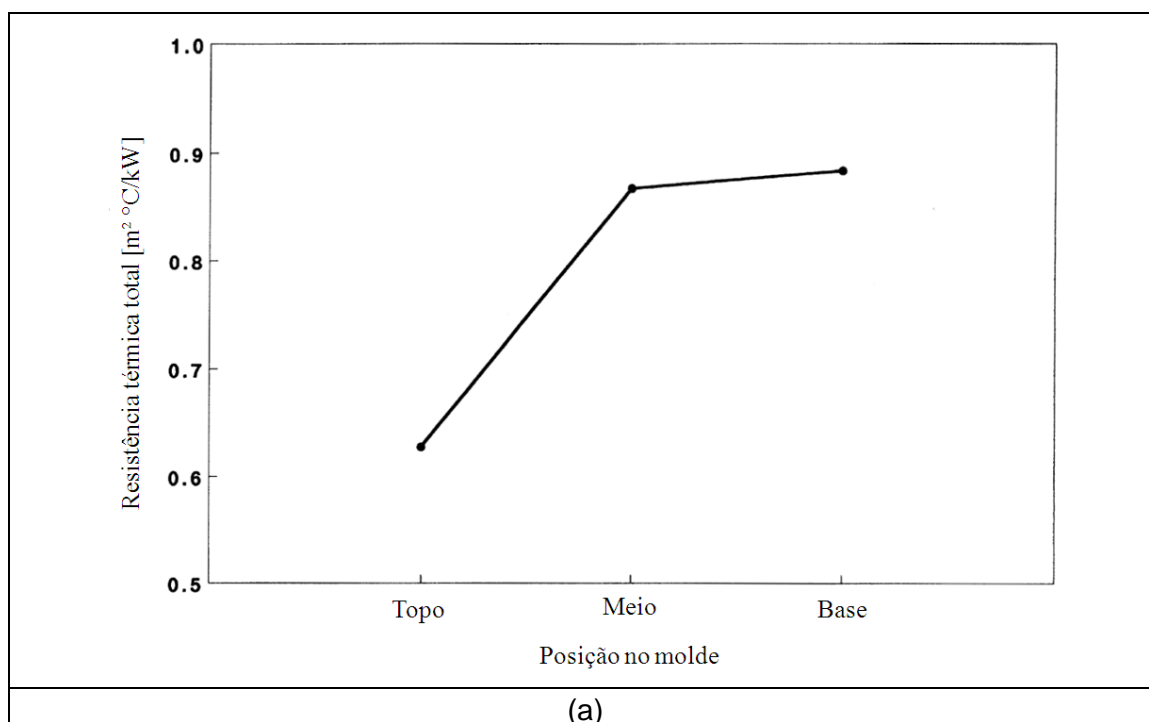


Figura 3.5– Fluxo de calor em função da distância do menisco para um aço baixo carbono com velocidade de lingotamento de 2,0 m/min (GILLES, 2003).



(a)

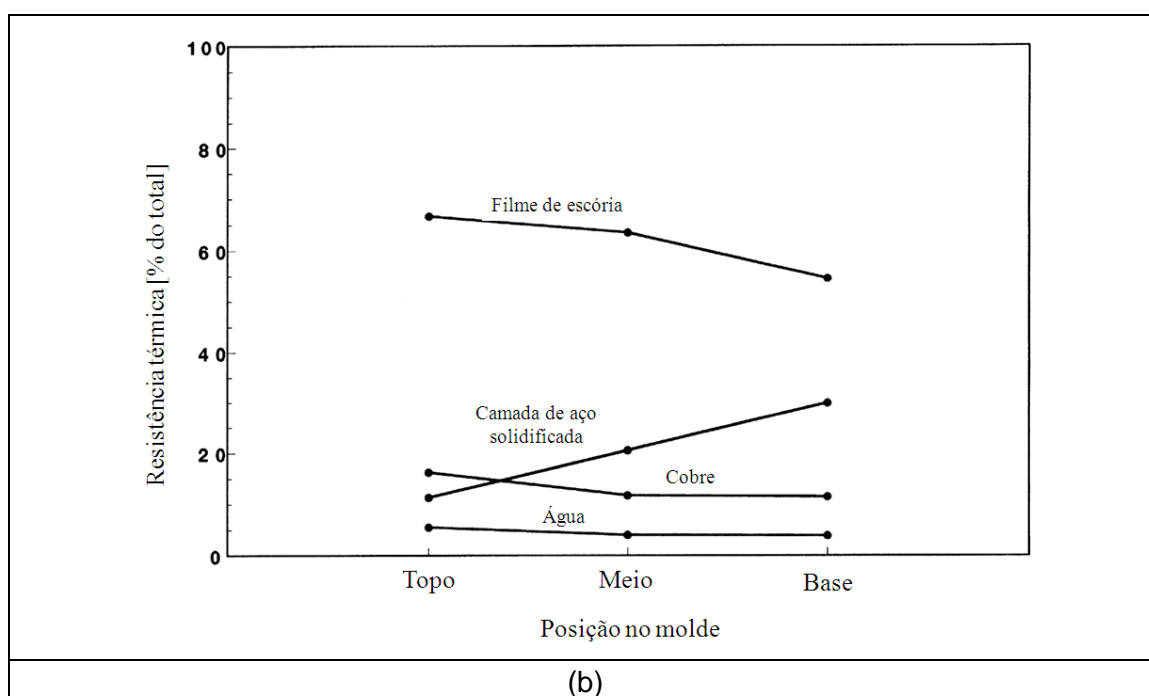


Figura 3.6 – Resistência térmica total (a) e individual (b) em função da posição longitudinal do molde (GILLES, 2003).

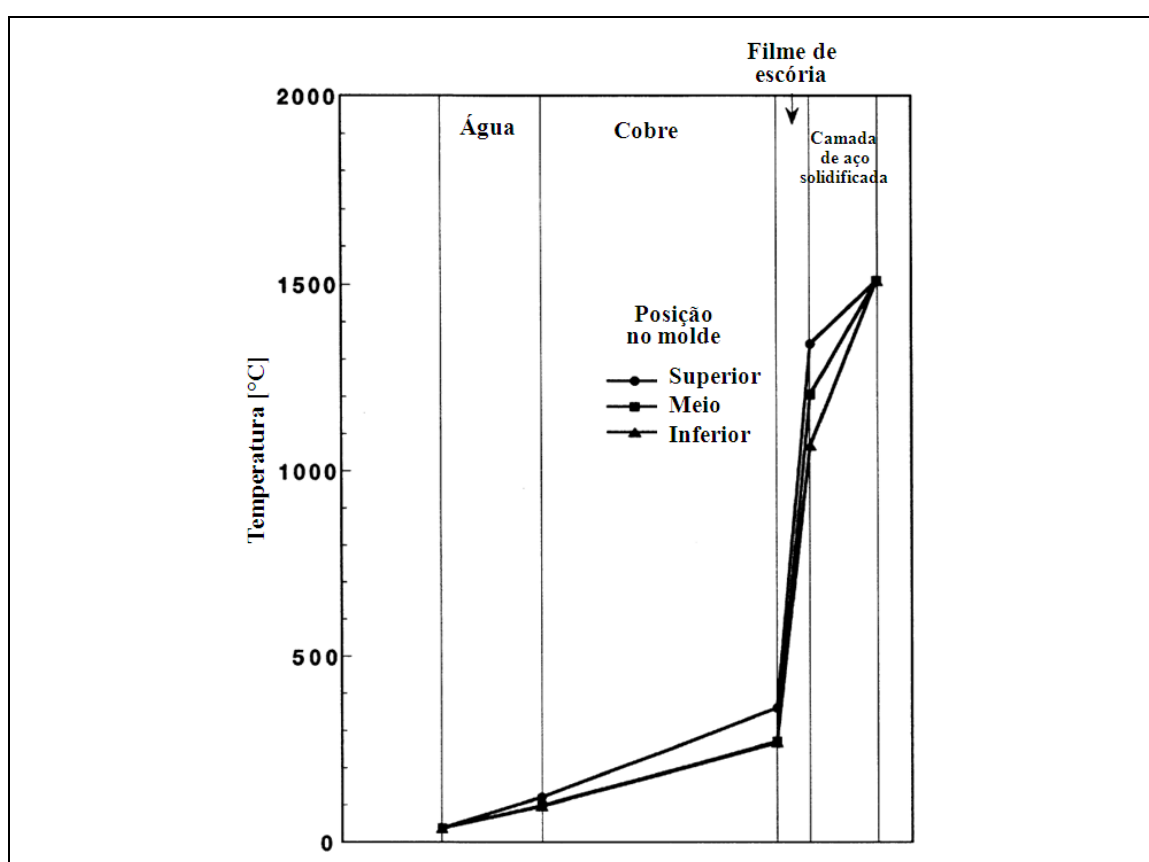


Figura 3.7 – Perfil de temperatura em posições do molde (GILLES, 2003).

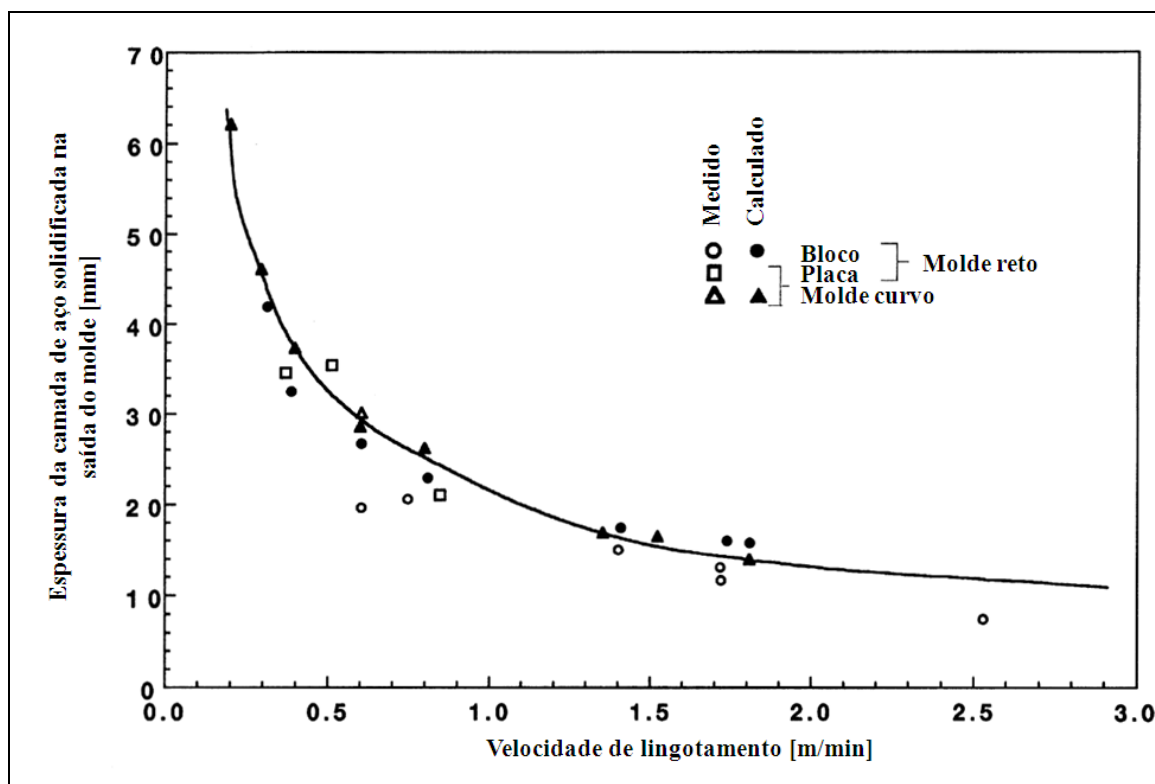


Figura 3.8 – Espessura da camada de aço solidificada na saída do molde em função da velocidade de lingotamento (KOMMA apud GILLES, 2003).

Como pode ser visto na figura 3.8, com a redução da velocidade de lingotamento o tempo de residência do aço no molde aumenta, resultando então em uma camada de aço solidificada mais espessa. Este comportamento se mantém para diferentes configurações de máquinas de lingotamento contínuo. Com a redução da velocidade, o tempo de residência e a espessura da camada de aço solidificada aumentam. Com este aumento da espessura, a resistência térmica aumenta e, conseqüentemente, existe uma redução da extração de calor, conforme pode ser visto na figura 3.9, em que são apresentados perfis de fluxo de calor em função das velocidades de lingotamento.

A escória de pó fluxante também tem contribuição no efeito da velocidade de lingotamento no calor removido no molde. Como é apresentado na figura 3.10, com a redução da velocidade há um aumento no consumo de pó fluxante por unidade de área, contribuindo para a redução da remoção de calor no molde.

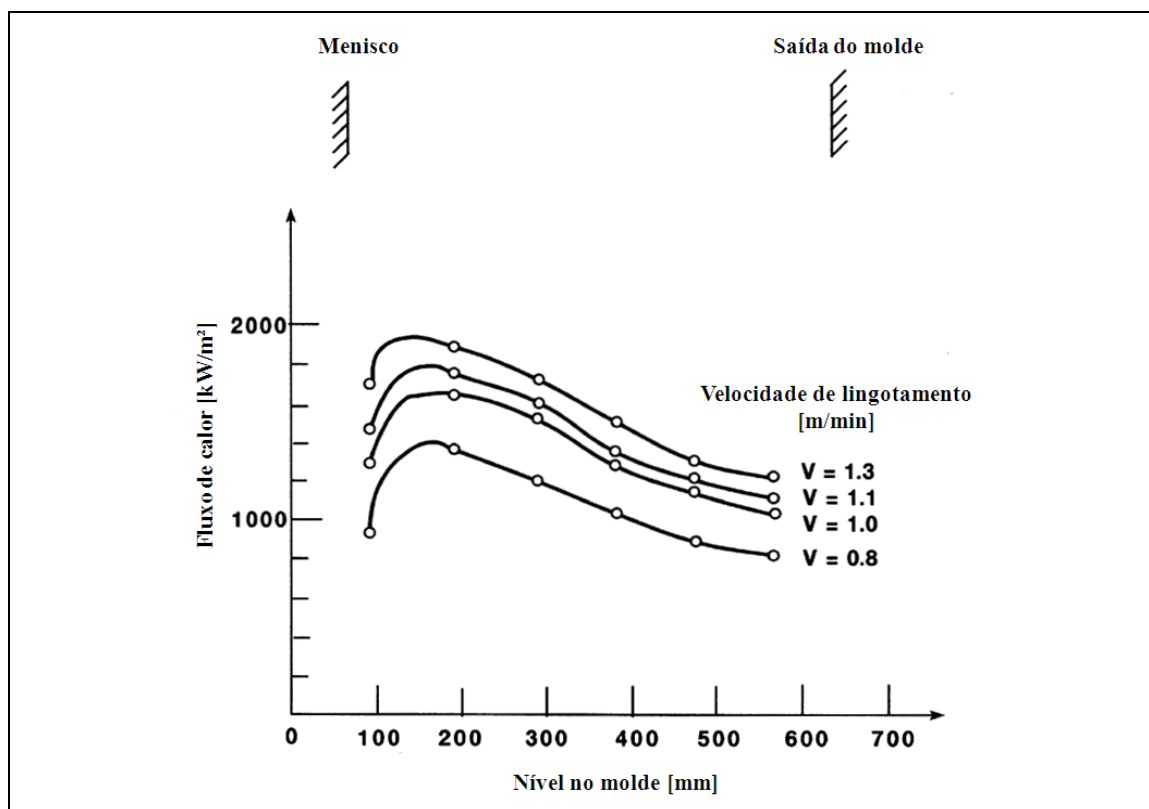


Figura 3.9 – Perfis de fluxo de calor no molde em função da velocidade de lingotamento (GILLES, 2003).

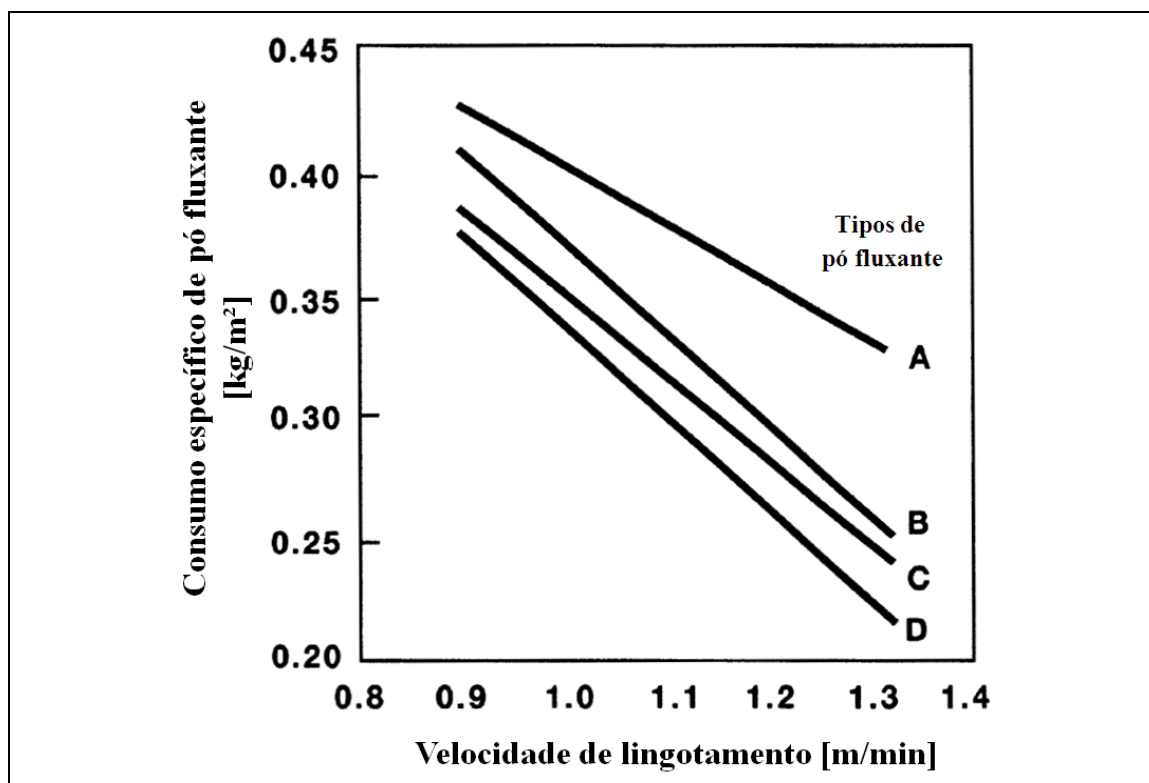


Figura 3.10 – Consumo de escória de pó fluxante em função da velocidade de lingotamento para pós fluxantes de diferentes tipos (GILLES, 2003).

Com o aumento da velocidade de lingotamento existe uma redução do consumo de escória de pó fluxante por unidade de área e conseqüentemente uma redução da espessura do filme de pó fluxante. Desta forma, a velocidade pode ser vista como o principal controlador das espessuras da camada de aço solidificada e do filme de pó fluxante, e estes têm grande influência na remoção de calor no molde.

Além da velocidade, outros parâmetros como a condição de oscilação do molde, viscosidade da escória de pó fluxante, tipo de aço e temperatura do aço no menisco também influenciam na espessura de filme de pó fluxante e, conseqüentemente, na remoção de calor no molde. Os mecanismos de transferência de calor através do filme de pó fluxante são condução e radiação.

Devido às altas taxas de transferência de calor no molde, a escória de pó fluxante solidifica fora do equilíbrio sendo o filme de pó inicialmente vítreo, permitindo assim, o mecanismo de radiação na transferência de calor em paralelo com a condução, o que irá reduzir a resistência térmica total através do filme de pó fluxante. Com o tempo e temperatura adequados, o filme ou parte dele cristaliza, tornando-se opaco, aumentando a resistência térmica por não permitir a transferência de calor por radiação. LONG et al. (2017) relatam que além da redução da remoção de calor devido ao efeito da cristalização, pós fluxantes com alta capacidade de cristalização tendem a ter temperaturas *solidus* mais elevadas que resultam em um filme de escória de pó fluxante mais espesso. Quando se projeta um pó fluxante para aços que necessitam um fluxo de calor mais baixo, como é o caso de aços peritéticos, são determinadas composições químicas de pós fluxantes com elevada capacidade de cristalização, o que normalmente é vinculada a uma alta basicidade. A elevada capacidade de cristalização irá reduzir o fluxo de calor e assim suavizar os gradientes térmicos gerados pela diferença de espessura da camada de aço solidificada devido ao elevado volume de contração causado pela transição da fase de ferrita delta para austenita. Em resumo, LONG et al.(2017) descreveram que a habilidade do pó fluxante de controlar o fluxo de calor depende da espessura e estrutura solidificada do filme, sendo esta fortemente dependente da composição química e taxa de resfriamento na frente de solidificação.

O consumo de pó fluxante e o fluxo de calor no molde são alterados com a frequência de oscilação do molde. GILLES (2003) apresentaram a influência da frequência de oscilação na transferência de calor no molde, conforme apresentado na figura 3.11.

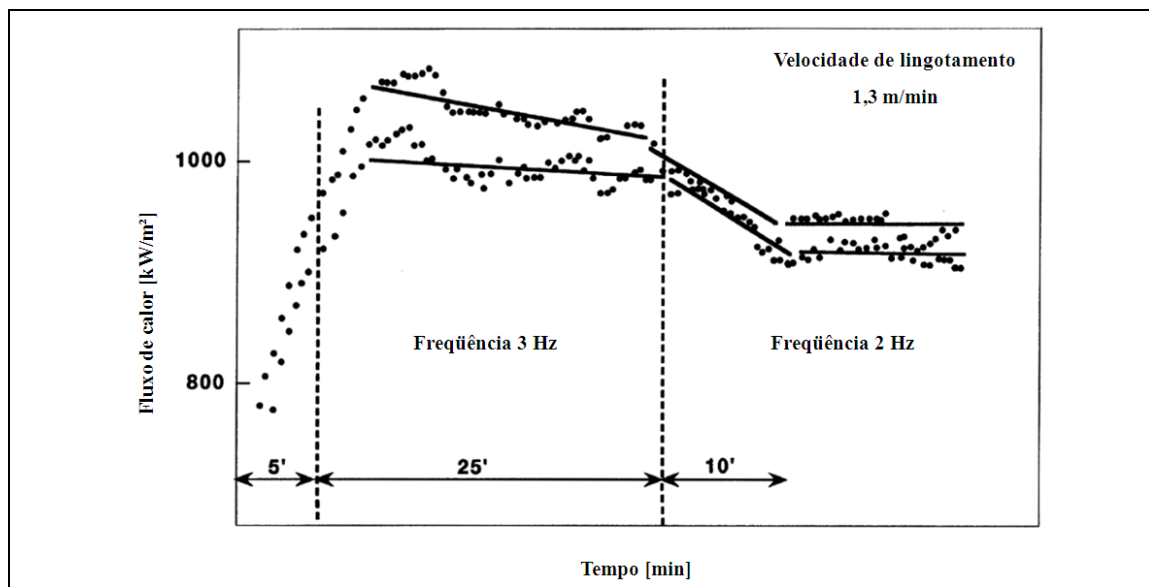


Figura 3.11 – Influência da frequência de oscilação no fluxo de calor no molde (GILLES, 2003).

Conforme pode ser visto na figura 3.11, quando existe uma redução da frequência de oscilação, há uma redução do fluxo de calor no molde.

ALBERNY apud VIEIRA (2002) estudou a influência da conicidade do molde no fluxo de calor, conforme apresentado na figura 3.12.

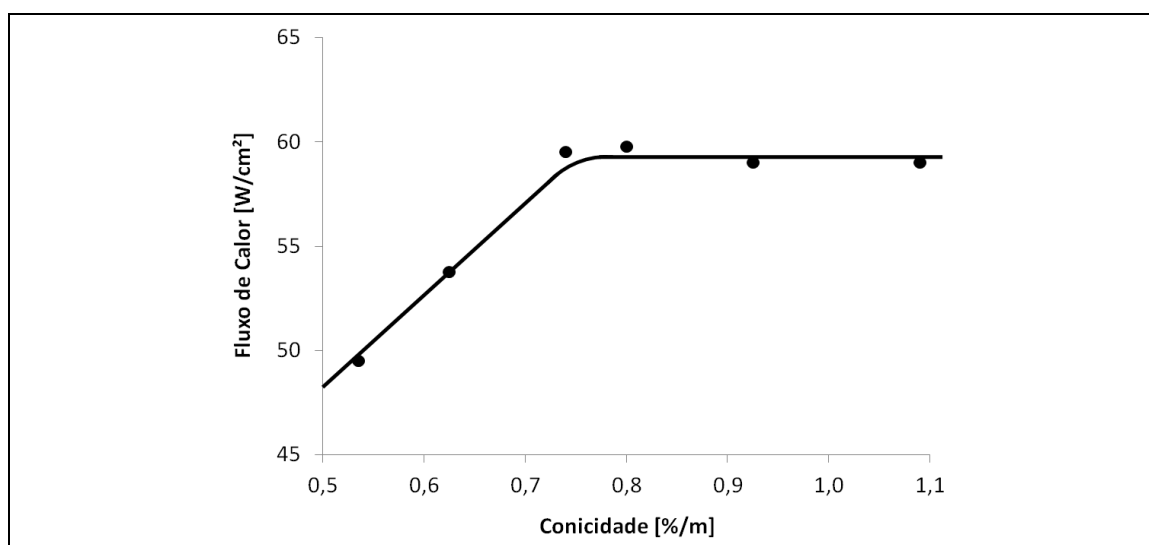


Figura 3.12 – Influência da conicidade no fluxo de calor no molde (ALBERNY apud VIEIRA, 2002).

Observa-se que até 0,8%/m existe um aumento linear do fluxo de calor, e que a partir deste valor o fluxo permanece constante.

A água de refrigeração também possui efeito no fluxo de calor. A velocidade da água nos canais (*slits*) geralmente é mantida suficiente para evitar a formação de bolhas, devido à vaporização da água. A velocidade da água determina o coeficiente de transferência de calor e pode ser variado para modificar a resistência térmica alterando assim a temperatura na parede do molde e o calor removido. GILLES (2003) apresenta em seu estudo, conforme visto na figura 3.13, a variação do fluxo de calor na água em função da velocidade e diferença de temperatura entre a água e a parede.

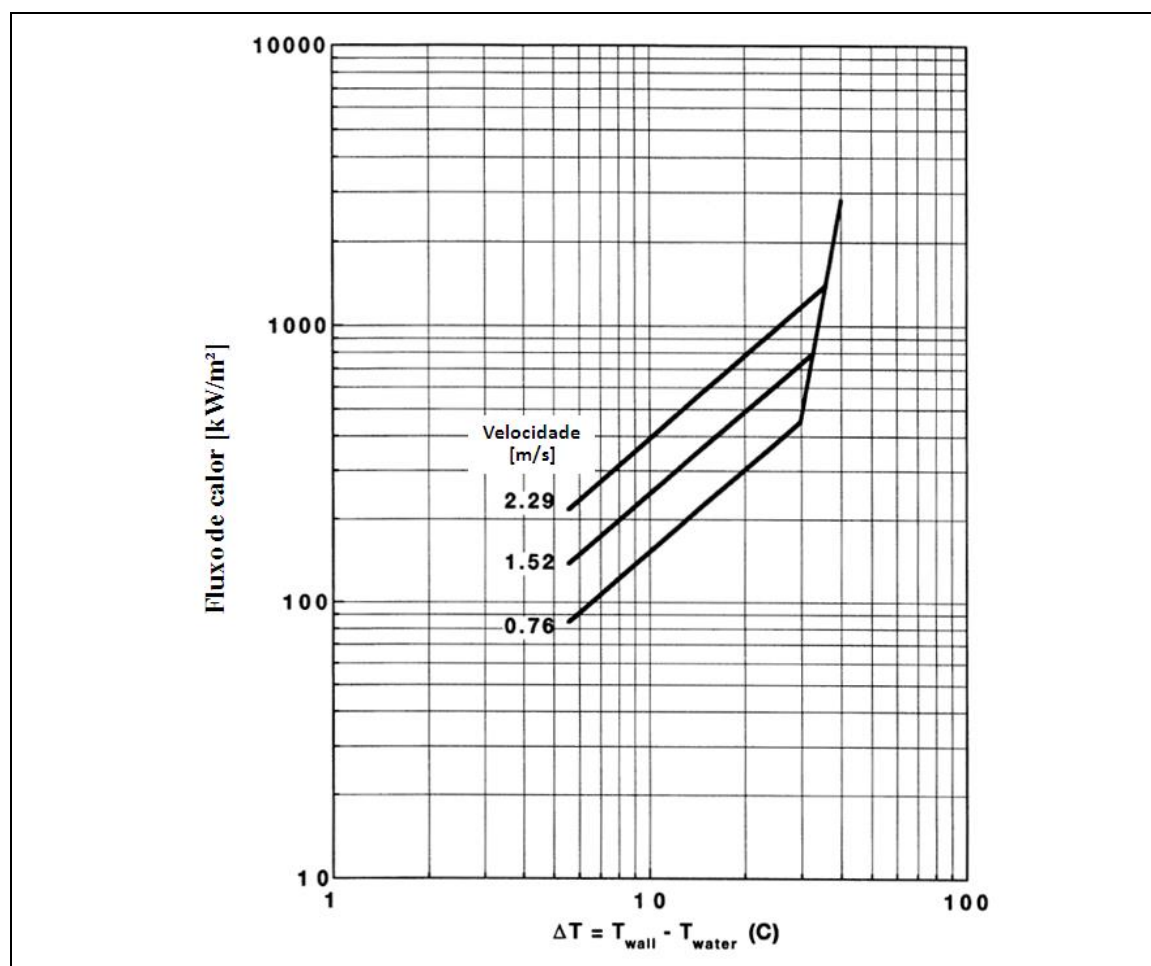


Figura 3.13 – Variação do fluxo de calor no molde em função da velocidade da água e diferença de temperatura entre a água e a parede (GILLES, 2003).

Conforme previsto, com o aumento da diferença de temperatura entre a água e a parede do molde o fluxo de calor aumenta, devido ao aumento da força motriz para transferência de

calor. O mesmo ocorre para o aumento da velocidade comprovando o aumento do coeficiente de transferência de calor e a redução da resistência térmica.

GILLES (2003) apresenta em seu trabalho a tabela III.1, de extração específica de calor no molde em função da vazão de água para o lingotamento de uma placa de dimensões de 2160 x 230 mm.

Tabela III.1 – Efeito da vazão de água no molde na extração específica de calor para uma placa de dimensões de 2160 x 230 mm (GILLES, 2003).

Vazão de água [l/min]	Extração específica de calor no molde [kJ/kg]
6622	62,7
5865	81,3

Algumas hipóteses de outros estudos foram apresentadas por GILLES (2003) na tentativa de mostrar a complexidade dos fenômenos que afetam a transferência de calor no molde de lingotamento contínuo e que possam justificar o resultado apresentado na tabela III.1. Primeiramente, com o aumento da vazão de água pode ocorrer uma maior contração do aço que irá gerar um *gap* e aumentar a resistência térmica reduzindo a remoção de calor no molde. Outra explicação seria que devido à redução da vazão de água ocorrerá um aumento da temperatura da face quente e conseqüentemente uma redução da espessura do filme de escória de pó fluxante, o que poderia reduzir a resistência térmica e aumentar a extração de calor no molde. Esta justificativa parece coerente devido ao fato do filme de pó fluxante ser o principal controlador na extração de calor no molde.

GILLES (2003) relatou que o aumento do superaquecimento do aço promoveu um aumento de 1-2% da extração de calor no molde, conforme apresentado na figura 3.14.

O efeito da composição química na remoção de calor global no molde foi apresentado por GILLES (2003) considerando o teor de carbono como principal efeito, conforme apresentado na figura 3.15.

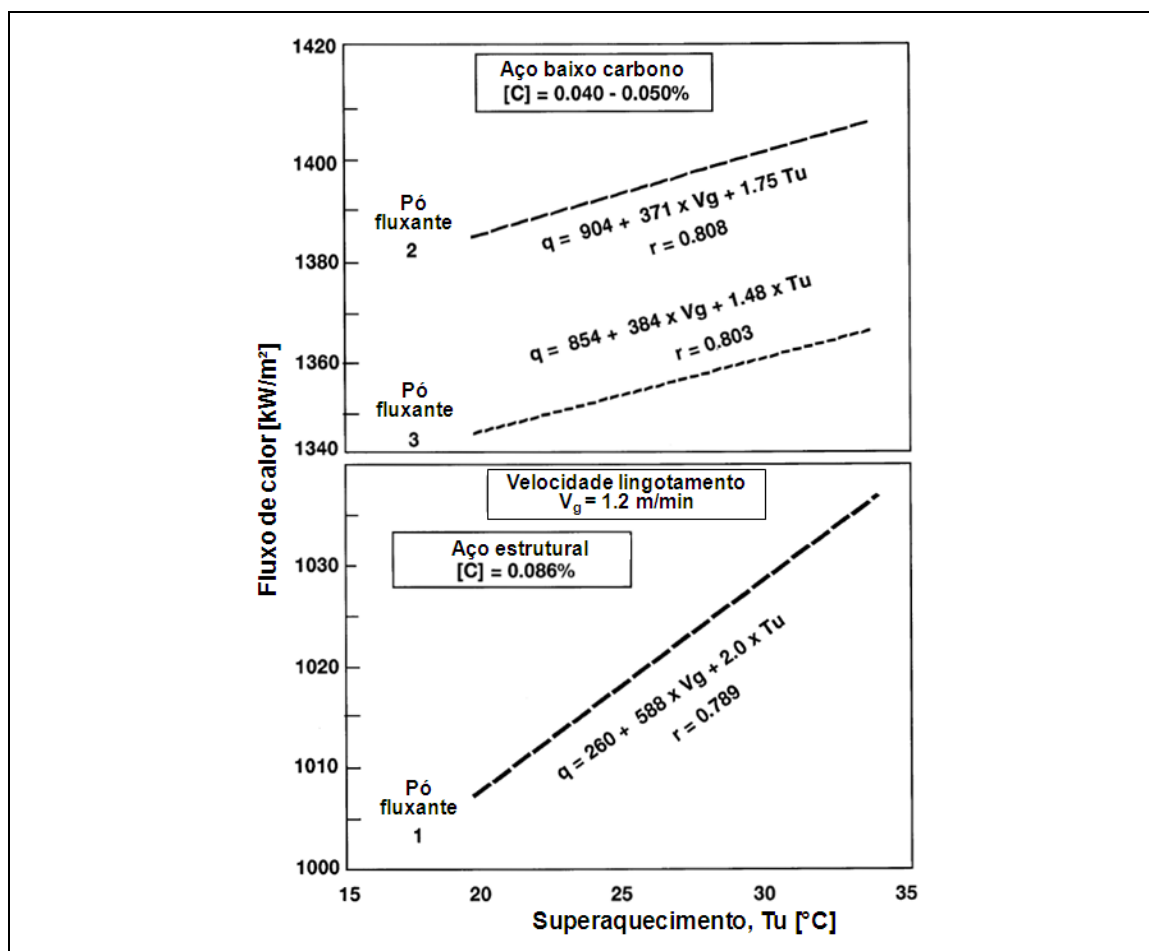


Figura 3.14 – Influência do superaquecimento do aço na extração de calor no molde (GILLES, 2003).

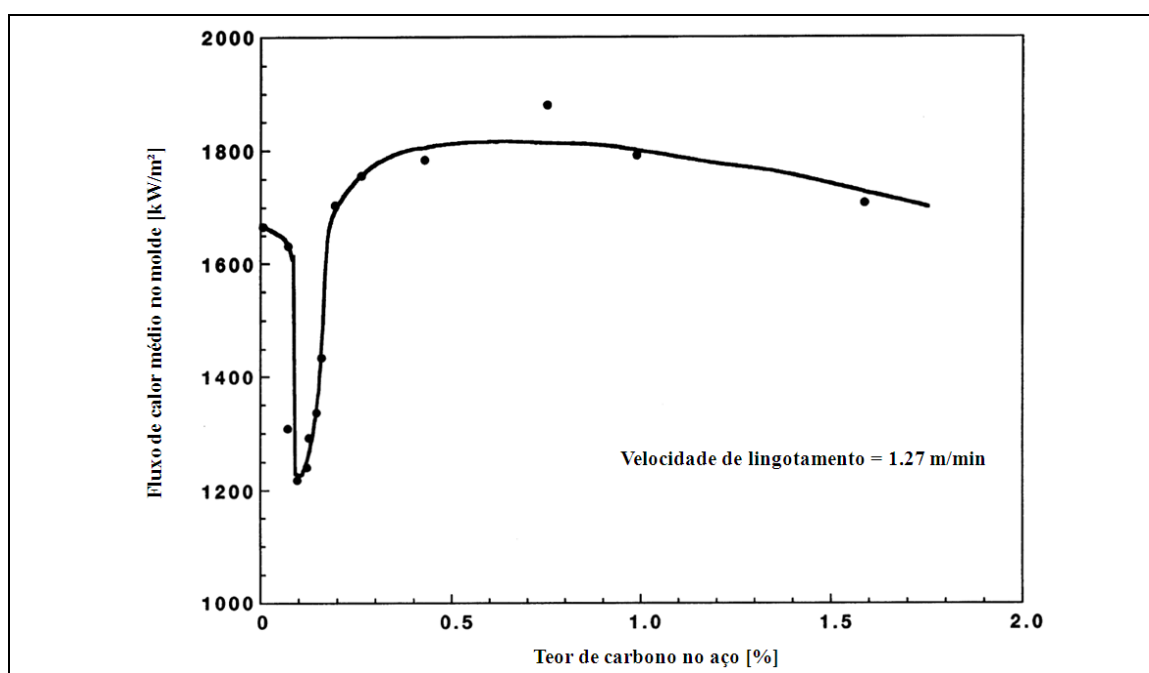


Figura 3.15 – Influência do teor de carbono no aço no fluxo de calor no molde (GILLES, 2003).

Para o teor de carbono de 0,10% observa-se o valor mínimo de média de fluxo de calor. Este fato está relacionado à maior formação de *gap* devido às ondulações na camada solidificada associadas à contração durante a solidificação. O teor de hidrogênio no aço também pode ser considerado um fator importante na remoção de calor no molde. Durante a solidificação, o hidrogênio é difundido do aço para a camada de escória de pó fluxante, formando micro poros e aumentando a resistência térmica do filme de pó fluxante. GILLES (2003) apresenta a remoção específica de calor no molde em função do teor de hidrogênio no aço, conforme figura 3.16.

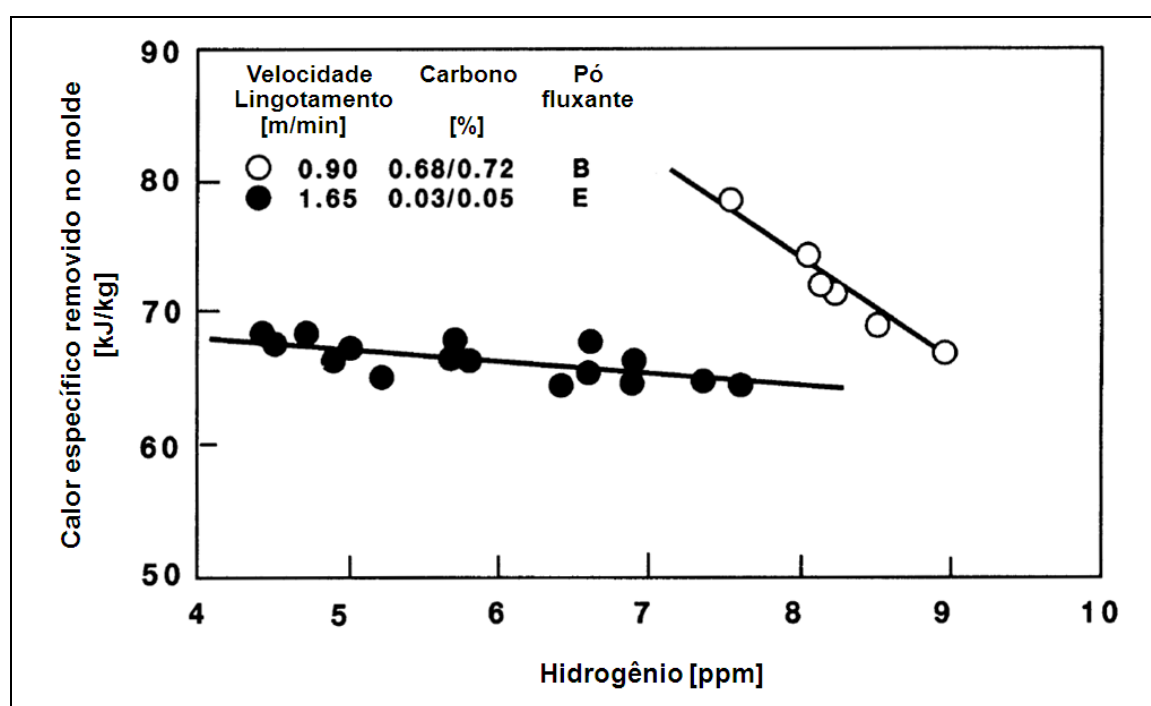


Figura 3.16 – Influência do teor de hidrogênio no aço na remoção específica de calor no molde (GILLES, 2003).

No gráfico apresentado na figura 3.16 verifica-se que com o aumento do teor de hidrogênio no aço há uma redução da remoção específica de calor no molde.

Conforme pode ser visto, a extração de calor no molde depende de muitos fatores que têm um efeito individual ou amplificado devido à interação existente entre eles. Desta forma modelar o fluxo de calor em função dos parâmetros se torna uma tarefa muito complexa.

Para transferência de calor do aço líquido para a água de refrigeração no molde muitos modelos de transferência de calor caracterizam a interface no molde como uma condição de contorno tanto para modelos para determinação do perfil térmico da placa de cobre

quanto para modelos de solidificação do aço. Outros modelos resolvem de forma mais detalhada, considerando abordagens específicas para cada etapa do mecanismo de transferência de calor no molde.

O mecanismo de transferência de calor no molde, em uma secção transversal na direção de lingotamento, pode ser descrito conforme apresentado na figura 3.17.

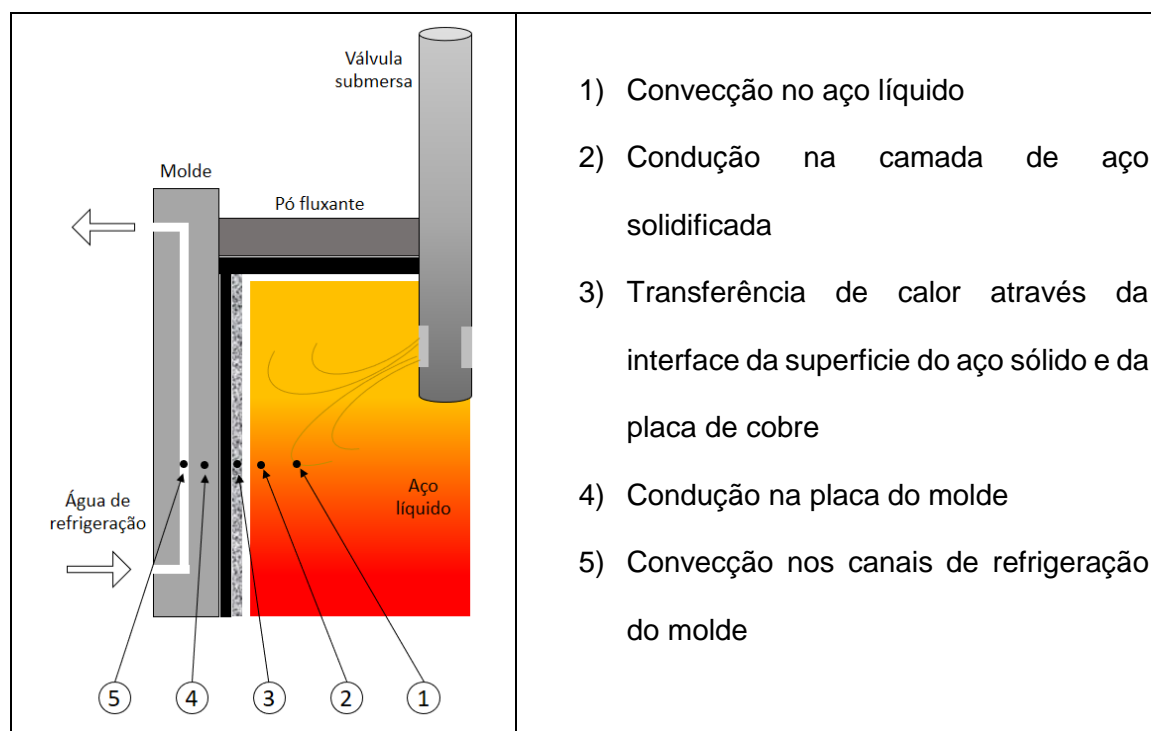


Figura 3.17 – Mecanismo de transferência de calor no molde (CICUTTI e SCHWERDTFEGER, 2008).

CICUTTI e SCHWERDTFEGER (2008) desenvolveram uma discussão sobre os mecanismos de transferência de calor no molde e apresentaram os dois principais métodos de modelar a transferência de calor no molde. Sendo um por uma forma direta, utilizando medidas de temperatura da água de refrigeração, temperatura do molde, temperatura e espessura da camada de aço solidificada deduzindo assim uma correlação para o fluxo de calor no molde. A outra maneira seria calculando, por meio de equações empíricas ou teóricas, os fluxos em cada etapa do mecanismo de transferência de calor no molde.

MENG e THOMAS (2003) desenvolveram um modelo unidimensional, em regime transiente, para cálculo da condução de calor da parte interna da camada de aço solidificada acoplado a um modelo bidimensional, em regime estacionário, da condução de calor nas paredes do molde. O modelo realiza um detalhado tratamento da camada solidificada até o

interior da placa do molde levando em consideração os balanços de massa e quantidade de movimento na camada líquida e sólida da escória de pó fluxante, e efeitos das marcas de oscilação.

Na tabela III.2 são comparadas as equações utilizadas nos trabalhos de CICUTTI e SCHWERDTFEGER (2008) e MENG e THOMAS (2003), para cada etapa do mecanismo de transferência de calor no molde.

Modelos que resolvem de forma completa a extração de calor no molde, conforme o apresentado por CICUTTI e SCHWERDTFEGER (2008) e MENG e THOMAS (2003), fornecem detalhamento de temperaturas entre a superfície da placa de aço e os canais de refrigeração no interior do molde. Estes modelos permitem uma avaliação das espessuras do filme de pó fluxante sólido e líquido, do perfil de temperaturas e espessura da camada de aço solidificada e suas variações ao longo do molde. Quando o objetivo é tratar a extração de calor no molde de forma global é possível ajustar equações de extração global de calor no molde tomando como referência medidas de variação da temperatura da água de refrigeração e vazões utilizadas.

SAVAGE e PRITCHARD (1954) propuseram por meio de medidas experimentais uma equação para o perfil de fluxo de calor em função do tempo de residência do aço no molde de lingotamento contínuo. Foram realizadas medições de temperatura da água na entrada e saída em um canal de refrigeração posicionado transversalmente ao molde a uma distância do menisco em uma secção transversal do molde. As simulações foram realizadas com molde estático com aço baixo carbono. Um esboço do sistema utilizado no experimento é apresentado na figura 3.18.

Tabela III.2– Comparação das abordagens para modelagem da extração de calor no molde por CICUTTI e SCHWERDTFEGER (2008) e MENG e THOMAS(2003).

Etapas do mecanismo	CICUTTI e SCHWERDTFEGER (2008)	MENG e THOMAS (2003)
1) Convecção no aço líquido	$q = h_l(T_l - T_{sl})$ $h_l = 0.66 \frac{k_l}{Z_m} Re^{\frac{1}{2}} Pr^{\frac{1}{3}}$	$q = q^0 \frac{\Delta T_{sup} V_c}{\Delta T_{sup}^0 V_c^0}$ <p>“⁰” representa que os valores são do banco de dados obtidos via simulações via CFD</p>
2) Condução na camada de aço solidificada	$q = k_s \frac{(T_{sl} - T_{sup})}{d_s}$ $k_s = 25 - 40 \frac{W}{m K}$	$\rho_{aço} C p_{aço} \frac{\partial T}{\partial t} = k_s \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \frac{\partial k_s}{\partial T} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2$ <p>1D transiente condução de calor</p>
3) Transferência de calor através da interface da superfície do aço sólido e da placa de cobre	$q = h_{gap}(T_{sup} - T_{S-cu})$ $h_{gap} = 1 - 3 \times 10^3 \frac{W}{m^2 K}$	$q = h_{gap}(T_{sup} - T_{S-cu})$ $h_{gap} = \frac{1}{\left(r_{contact} + \frac{d_{air}}{k_{air}} + \frac{d_{solid}}{k_{solid}} \right) + \frac{1}{\left(\frac{1}{\left(\frac{d_{liquid}}{k_{liquid}} + \frac{d_{eff}}{k_{eff}} \right)} + h_{rad} \right)}}$ <p>d_{eff} é a espessura efetiva e depende dos parâmetros da marca de oscilação.</p>
4) Condução na placa do molde	$q = k_{Cu} \frac{(T_{S-cu} - T_{C-cu})}{d_{Cu}}$ $k_{Cu} = 300 - 400 \frac{W}{m K}$	$q = \frac{1}{\left(\frac{1}{h_w} + \frac{d_{Cu}}{k_{Cu}} \right)} (T_{S-cu} - T_w)$
5) Convecção nos canais de refrigeração do molde	$q = h_w(T_{C-cu} - T_w)$ $h_w = 0.023 \frac{k_w}{D_w} Re_w^{\frac{4}{5}} Pr_w^{0.3}$	$h_{fin,eff} = \frac{1}{\left(\frac{d_{scale}}{k_{scale}} + \frac{1}{h_{fin}} \right)}$ $h_{fin} = \frac{h_w W_{ch}}{L_{ch}} + \frac{\sqrt{2 h_w k_{Cu} (L_{ch} - W_{ch})}}{L_{ch}} \tanh \sqrt{\frac{2 h_w d_{ch}^2}{k_{Cu} (L_{ch} - W_{ch})}}$ $h_w = \frac{k_w}{D} (5 + 0.015 Re_w^{c_1} Pr_w^{c_2})$ $c_1 = 0.88 - \frac{0.24}{4 + Pr_w}$ $c_2 = 0.333 + 0.5 e^{-0.6 Pr_w}$

$h_l, h_{gap}, h_w, h_{fin}$ são os coeficientes de transferência de calor no aço líquido, no *gap* entre a superfície do aço e placa de cobre, por convecção na água e entre a face fria do molde e a água, respectivamente.

$T_l, T_{sl}, T_{sup}, T_{S-cu}, T_{C-cu}, T_w$ são as temperaturas do aço líquido, frente de solidificação, superfície da placa, face quente e fria da placa de cobre e da água, respectivamente.

k_l, k_s, k_{Cu}, k_w são as condutividades térmicas do aço líquido e sólido, da placa de cobre e da água, respectivamente.

$d_s, d_{air}, d_{pó,s}, d_{pó,l}, d_{Cu}, d_{scale}, d_{ch}$ são as espessuras do aço sólido, *gap* de ar, escória de pó fluxante sólida e líquida, placa de cobre, deposições e do canal de refrigeração, respectivamente.

L_{ch}, W_{ch} são as distâncias entre os centros dos *slots* e a largura destes, respectivamente.

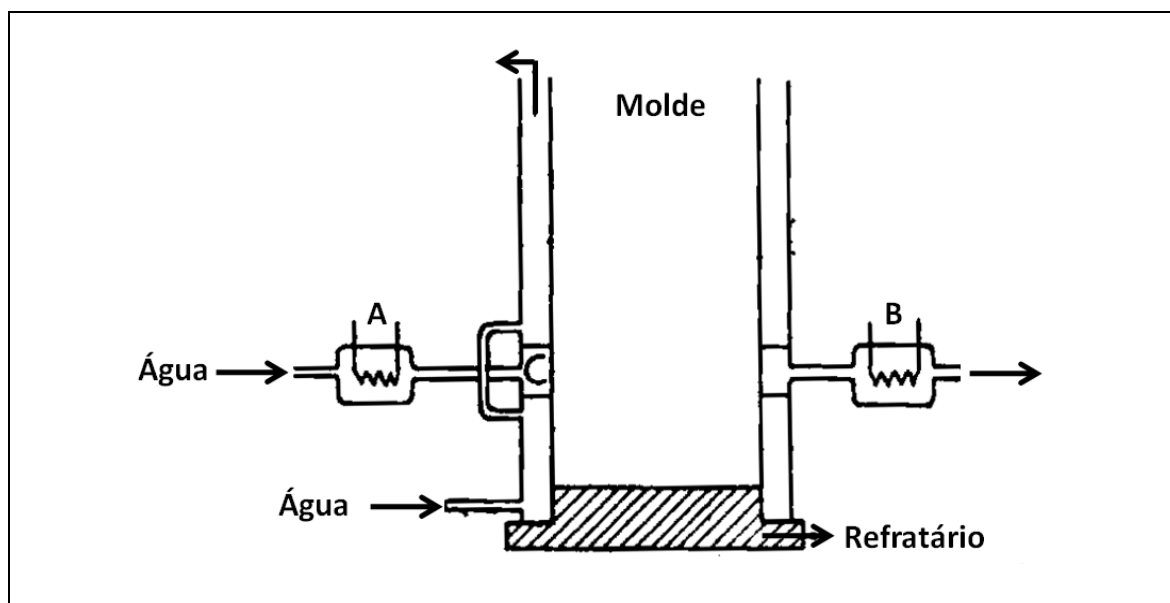


Figura 3.18 – Esboço do aparato experimental utilizado por SAVAGE e PRITCHARD (1954) para obtenção do fluxo de calor no molde em função do tempo de residência.

Os autores compararam os resultados obtidos com medições de fluxo de calor realizadas por KRAINER e TARMANN apud SAVAGE e PRITCHARD (1954) em um molde para tarugo de 8 cm de diâmetro, produzido via lingotamento contínuo, conforme apresentado na figura 3.19.

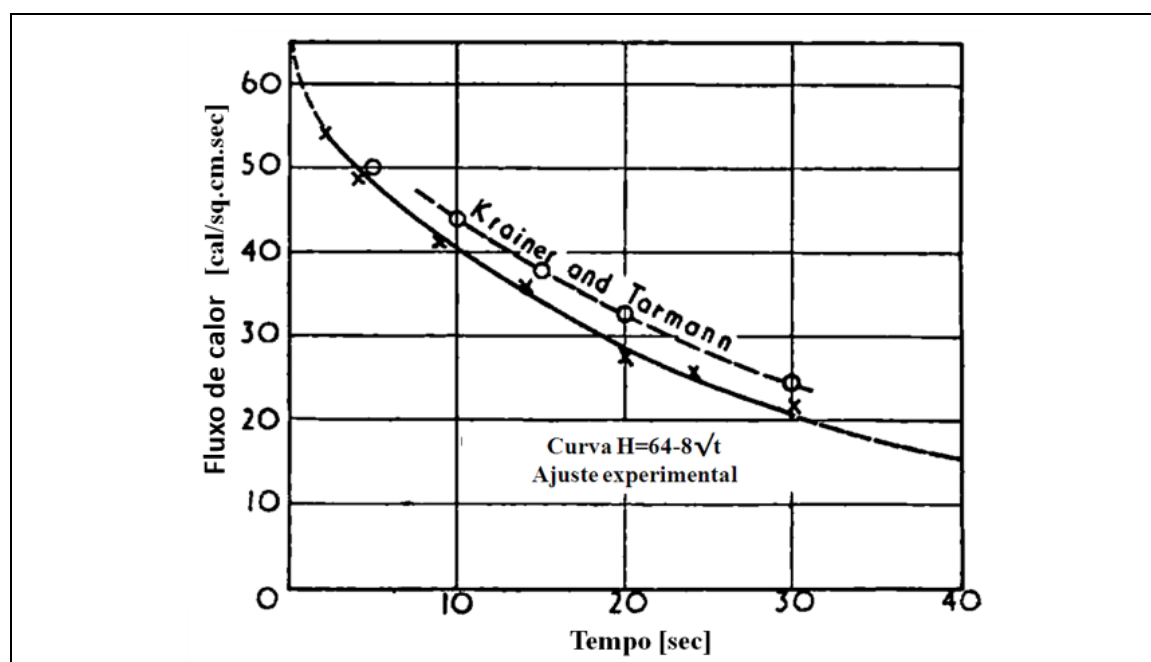


Figura 3.19 – Comparação do perfil de fluxo de calor no molde obtido por SAVAGE e PRITCHARD (1954) com os resultados dos testes realizados por KRAINER e TARMANN.

Pode-se observar na figura 3.19 a boa concordância dos resultados mesmo tendo sido obtidos por métodos diferentes.

DAVIES, BLAKE e CAMPBELL (1988) instrumentaram com termopares um molde para lingotamento de placas. Com os resultados obtidos nos experimentos, os autores desenvolveram uma equação para obtenção do fluxo de calor em função do tempo de residência do aço no molde. Na figura 3.20 são apresentados os resultados para um aço com 0,08% de C, em comparação com a equação apresentada por SAVAGE e PRITCHARD (1954). Os resultados da integral das curvas são comparados com o balanço de energia para água de refrigeração e apresentam uma melhor concordância com os resultados apresentados para equação de DAVIES, BLAKE e CAMPBELL (1988).

ZHANG, YANG e WEN (2011) utilizaram a equação proposta por DAVIES, BLAKE e CAMPBELL (1988) para modelar o fluxo de calor no molde no desenvolvimento de um modelo de transferência de calor no lingotamento de placas. Os resultados de ponto final de solidificação apresentaram um erro médio de 3,2%, quando comparados os resultados experimentais com os calculados, o que pode ser considerado um resultado positivo da utilização desta equação.

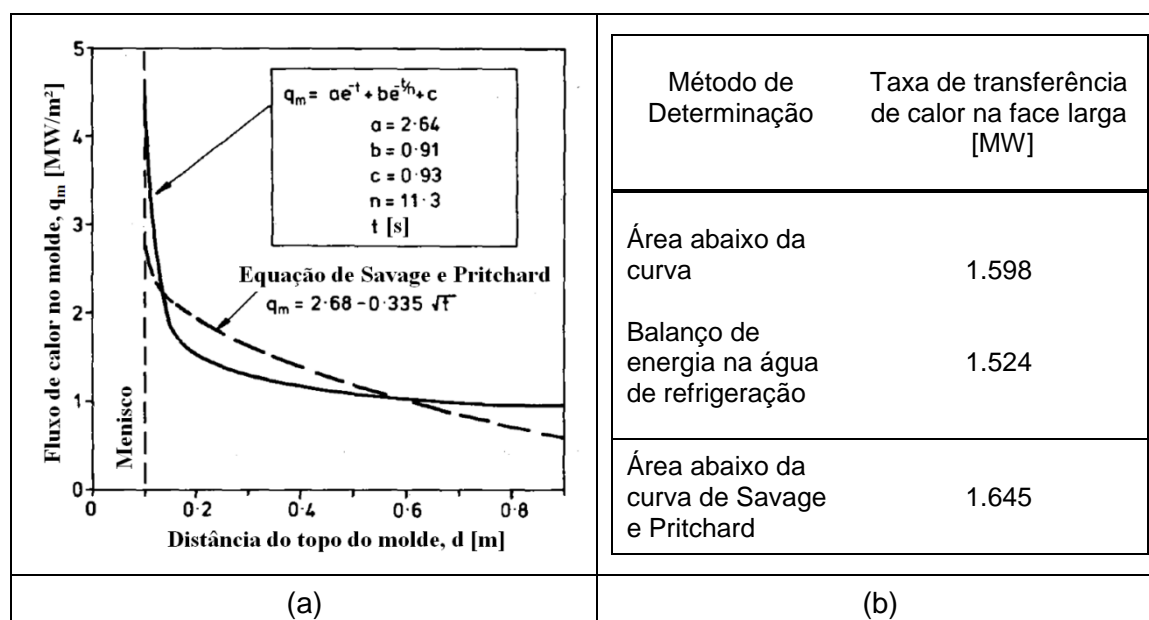


Figura 3.20 – (a) Comparação do perfil de fluxo de calor no molde em função da distância em referência ao menisco (b) comparação da integral das equações com o balanço de energia da água de refrigeração dos resultados obtidos por SAVAGE e PRITCHARD (1954) com os de DAVIES, BLAKE e CAMPBELL (1988).

MUNDIM et al. (1984) e HILLS apud LAIT, BRIMACOMBE e WEINBERG (1974) também propuseram equações para modelar o fluxo de calor no molde de lingotamento contínuo e estas equações e as citadas anteriormente são apresentadas na tabela III.3.

Conforme discutido neste tópico, existem várias formas de se modelar o perfil do fluxo de calor no molde de lingotamento contínuo. Qualquer equacionamento citado na tabela III.3 pode ser utilizado desde que se atenda a extração global de calor no molde, por meio do ajuste das constantes que irão ser função, por exemplo, do tipo de pó fluxante, do padrão de oscilação do molde, da composição química e superaquecimento do aço. Neste caso se terá sempre a mesma variação de entalpia entre o menisco e a saída do molde, mas com perfis de variação diferentes.

O resfriamento primário é importante por ser responsável por produzir uma espessura de camada de aço solidificada que sustente a pressão ferrostática do veio de lingotamento contínuo. Desta forma, na região logo abaixo do molde, é necessário que se tenha uma condição de resfriamento que mantenha esta sustentação e que ao longo do veio até o ponto final de solidificação os parâmetros sejam ajustados para a obtenção de uma placa com qualidades superficial e interna adequadas. A manutenção da sustentação e obtenção da qualidade do produto são obtidas no resfriamento secundário, que será detalhado no próximo tópico.

Tabela III.3 – Equações para modelar o perfil de fluxo de calor no molde de lingotamento contínuo.

Autore(s)	Equação	Descrição	Produto
SAVAGE e PRITCHARD (1954)	$q = 64 - 8\sqrt{t}$	$q [=] \text{cal/cm}^2\text{s}$ $t [=] \text{s}$	Bilete
DAVIES, BLAKE e CAMPBELL (1988)	$q = 2,64 e^{-t} + 0,91 e^{-\frac{t}{11,3}} + 0,93$	$q [=] \text{MW/m}^2$ $t [=] \text{s}$	Placa
MUNDIM et al. (1984)	Para $Z_m \leq 0,01$ $q = (2,652 \times 10^6 \times Z_m^{0,1}) \frac{\Gamma_m \Delta T_m}{0,1644 L}$ Para $Z_m > 0,01$ $q = (1,799 \times 10^6 - 1,257 \times 10^6 \times Z_m^{0,5}) \frac{\Gamma_m \Delta T_m}{0,1644 L}$	$Z_m [=] \text{m}$ $q [=] \text{MW/m}^2$ $\Gamma_m [=] \text{m}^3/\text{s}$ $\Delta T_m [=] ^\circ\text{C}$ $L [=] \text{m}$	Placa
HILLS apud LAIT, BRIMACOMBE e WEINBERG (1974)	$q = h_m (T_m - T_{WM})$ $h_m = 0,405 - 0,00386 t$	$q [=] \text{kcal/m}^2\text{s}$ $h_m [=] \text{kcal/m}^2\text{s } ^\circ\text{C}$ $T_m, T_{WM} [=] ^\circ\text{C}$ $t [=] \text{s}$	Placa

T_m é a temperatura da superfície da placa;
 T_{WM} é a temperatura da água no molde;
 h_m é o coeficiente de transferência de calor entre a superfície da placa e a água do molde;
 Γ_m é a vazão de água no molde.
 Z_m é a distância em referência ao menisco.

3.3.1.2 Resfriamento Secundário

O resfriamento secundário normalmente é dividido em zonas. Estas zonas são formadas por segmentos, que por sua vez são formados por conjuntos de rolos e uma malha de sprays entre os rolos. Na figura 3.21 é apresentado o mecanismo de transferência de calor na zona de sprays. Pode-se observar um ciclo de condições de contorno entre os rolos, para a parte da máquina onde a placa está na posição vertical, dada pela seguinte sequência: (i) a placa entra em contato com o rolo onde se tem a transferência de calor por condução, (ii) uma região não molhada com a transferência de calor por radiação e convecção livre, (iii) uma região de incidência do spray com convecção forçada e radiação, (iv) uma região de escoamento da água junto com gotas com a transferência de calor se dando por convecção forçada (v) e uma região com acúmulo de água, que pode ser descrito com uma convecção condução da placa para a água.

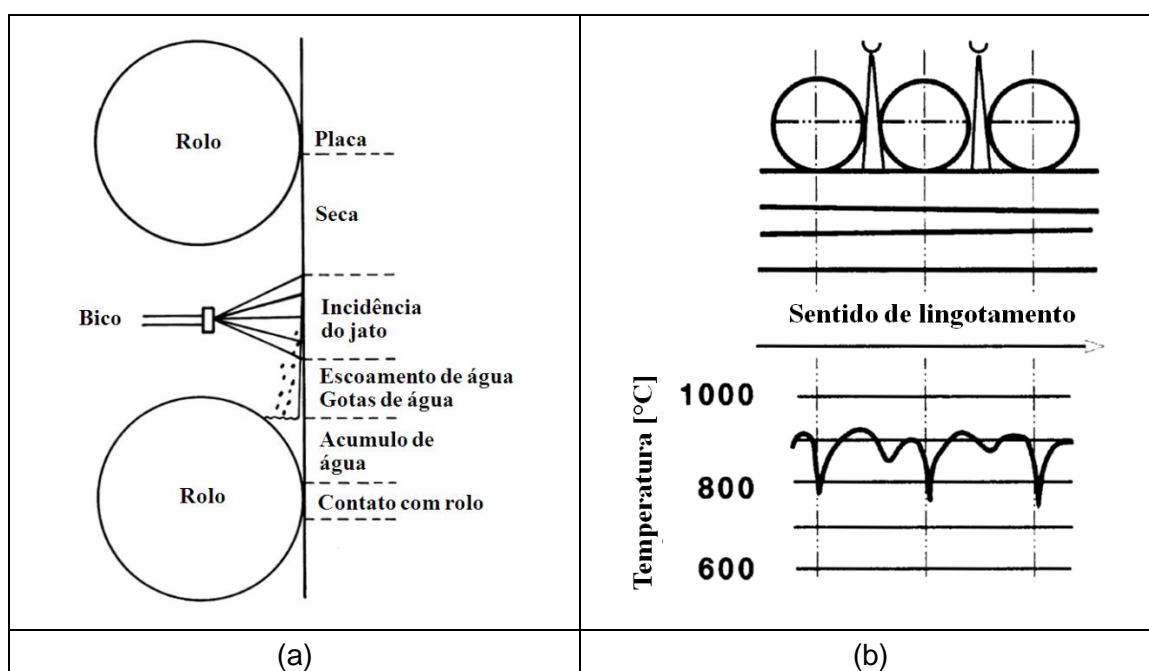


Figura 3.21 – (a) Mecanismos de transferência de calor no resfriamento secundário (SCHWERDTFEGGER, 2003) e (b) perfil esquemático de temperatura (GILLES, 2003).

YAMASAKI et al. (2015) descrevem as condições de contorno para transferência de calor em quatro regiões separadas entre os rolos, conforme apresentado na figura 3.22. As regiões I, II, III e IV representam o contato entre a placa e o rolo, região com resfriamento por ar ou gotejamento pelos mancais, resfriamento por spray, e região com acúmulo de água ou gotejamento da água de spray, respectivamente. Para a posição em que o resfriamento se dá com a placa na vertical ou partes curvas, são consideradas as quatro regiões descritas e para a placa na posição horizontal apenas três condições, pois não existe a condição com resfriamento por ar ou gotejamento pelos mancais.

Existem dois tipos principais de bicos de spray que variam com o formato de projeção do jato, que pode ser plano ou cônico. Estes bicos podem ser projetados para utilização de somente água ou para ar e água, que resulta na formação de uma névoa.

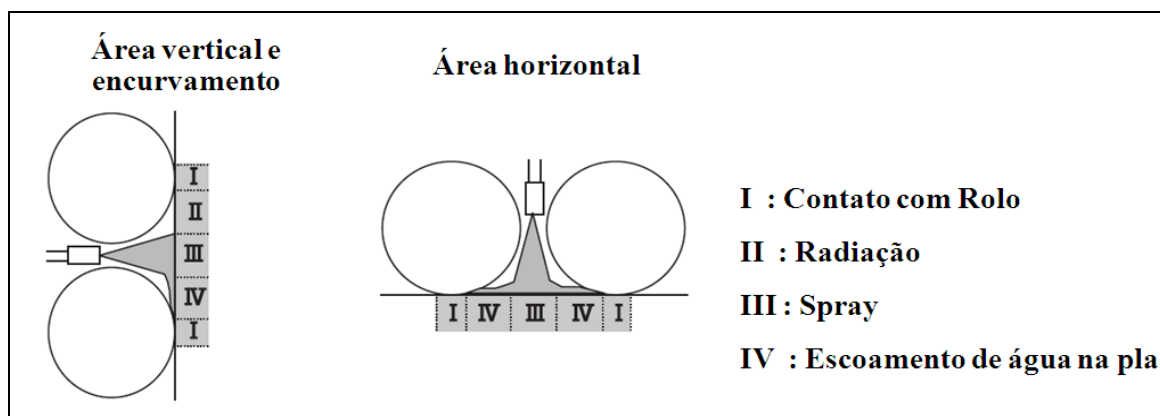


Figura 3.22 – Regiões de contorno entre os rolos, consideradas por YAMASAKI et al. (2015).

Em seu estudo, MIZIKAR (1970) fez a avaliação da taxa de extração e coeficiente de transferência de calor utilizando um aparato experimental composto por uma placa de aço inoxidável perfurada a 1,27 e 6,35 mm da superfície para inserção de termopares e sprays de água do tipo cônico. Neste estudo foi identificado um aumento linear do coeficiente de transferência de calor com a elevação do fluxo de água, variando este fluxo através da alteração da distância entre o bico e a placa. A redução da distância do bico e o aumento da pressão de água resultaram em um aumento do coeficiente de transferência de calor. Para resfriamento com spray, a evaporação da água tem um papel importante. O comportamento do fluxo e coeficiente de extração de calor em função da temperatura da superfície foi obtido por MIZIKAR (1970) e é apresentado na figura 3.23. Existe uma temperatura crítica, em torno de 550°C. Para valores maiores que este, há uma estabilidade tanto do fluxo quanto do coeficiente de transferência de calor, devido à formação de um filme de vapor de água que impede o contato das gotas com a superfície da placa. Esta temperatura é conhecida como *Temperatura de Leidenfrost*. De 550°C até aproximadamente 300°C, ocorre um aumento do fluxo de calor atingindo um valor máximo. Este fato ocorrer é decorrente da nucleação de bolhas de vapor devido ao rompimento do filme de vapor pelas gotas do jato. O decréscimo do fluxo de calor para temperaturas abaixo de 300°C pode ser explicado pelo fato de que à medida que a temperatura da superfície se aproxima da de vaporização da água, a extração se dá principalmente por convecção.

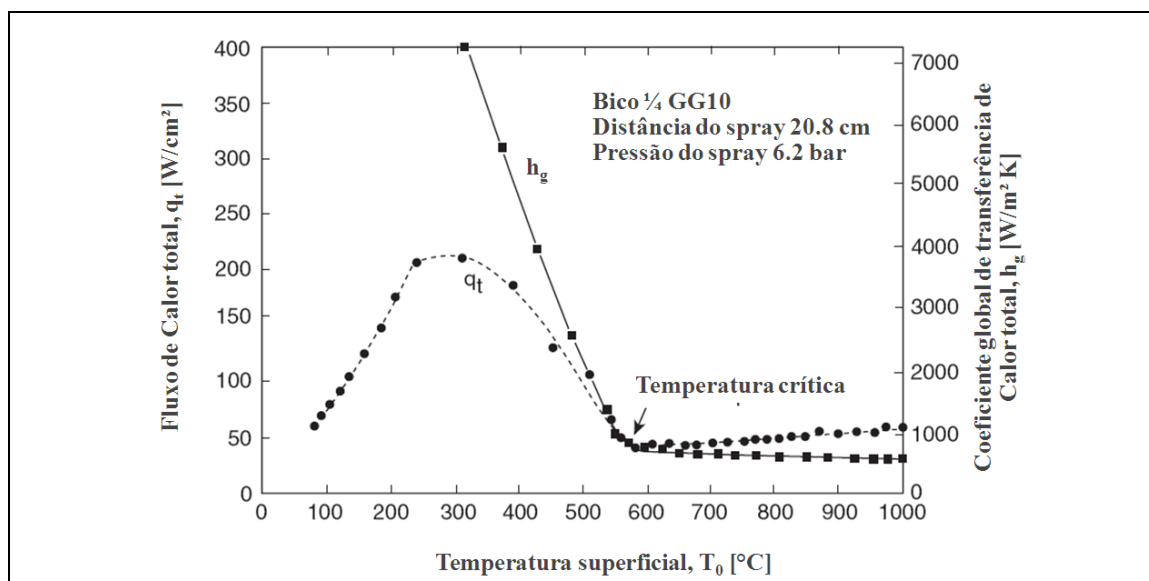


Figura 3.23 – Extração e coeficiente de transferência de calor em função da temperatura de superfície da placa (MIZIKAR, 1970).

Conforme SCHWERDTFEGER (2003), o coeficiente de transferência de calor tem correlação forte também com a densidade de fluxo de água e pode sofrer variações quando utilizados somente água e ar-água em função da relação volumétrica destes fluidos. Na figura 3.24 é apresentado o coeficiente de transferência de calor em função da densidade de fluxo de água obtido por diversos autores. A linha cheia representa a tendência do coeficiente de transferência de calor em função da densidade de fluxo de água para bicos de spray projetados para utilizar somente água. Sendo assim pode-se perceber que os resultados para bicos de spray ar-água estão acima desta curva, evidenciando o efeito da presença do ar.

Conforme visto acima, percebe-se que para modelar o coeficiente de transferência de calor pertinente deve-se levar em consideração a densidade de fluxo de água, a temperatura da superfície da placa e a relação volumétrica do ar e água.

BRIMACOMBE et al. (1984) realizaram uma compilação de equações apresentando os métodos utilizados na sua obtenção e os autores. O resultado desta compilação é apresentado na Tabela III.4.

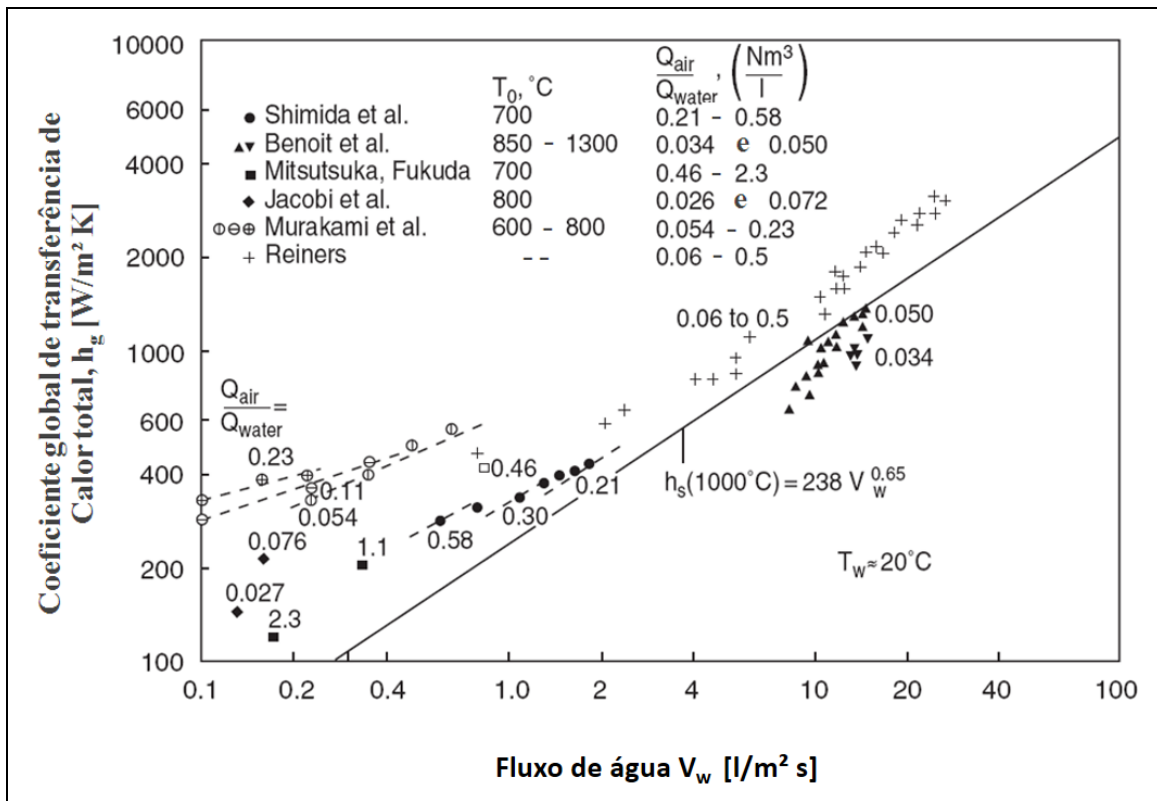


Figura 3.24 – Coeficiente de transferência de calor em função da temperatura da densidade de fluxo de água para diferentes relações volumétricas destes dois fluidos (SCHWERDTFEGER, 2003).

Tabela III.4 – Equações para modelar o coeficiente de transferência de calor obtido de acordo com parâmetros dos bicos de spray (adaptado de BRIMACOMBE et al.,1984).

Autor	Método	Correlação	Comentários
Mitsutsuka	Horizontal, chapa aço carbono refrigerada dos dois lados. Temperatura superficial inicial de 930°C e temperatura da água de 38°C. Regime transiente	$h \propto \dot{w}^n (1 - bT_W)$ $0,65 < n < 0,75$ para $\dot{W} > 0,08 \text{ l/m}^2\text{s}$ $0,005 < b < 0,008$ $\dot{w} = 10 - 10,3 \text{ l/m}^2\text{s}$	H decresce com o aumento da Ts. Para alto \dot{W} , temperatura de <i>Leidenfrost</i> é 500°C.
Shimada e Mitsutsuka		$h = 1,57 \dot{w}^{0,55} (1 - 0,0075 T_W)$	
Mizikar	Vertical, chapa de aço inoxidável (304) refrigerada em um só lado. Ts = 1090°C. Spray cônico, Pressão = 69 – 620 kPa, distância do spray de 102 – 305 mm. Regime transiente	$h = 0,0776 \dot{w}$ para 276 kPa $h = 0,1 \dot{w}$ para 620 kPa $0 < \dot{w} < 20,3 \text{ l/m}^2\text{s}$	A radiação foi excluída do h em todas as equações. h decresce pouco com o aumento da Ts. Temperatura <i>Leidenfrost</i> é 550°C
Muller e Jeschar	Chapa de aço aquecida na vertical com resistência elétrica. Refrigeração pelos dois lados com spray cônico e plano. Experimentos em regime estacionário. Pressão 1100 kPa. Distância do spray na faixa de 100-200 mm, velocidade do spray calculada na faixa de 10-35 m/s, temperatura da chapa entre 700-1200 °C. Diâmetro do bico entre 0,8-3,3 mm.	$h = 0,01 u + (0,107 + 0,00068 u) \dot{w}$ $0,3 \leq \dot{w} \leq 9,0 \text{ l/m}^2\text{s}$ $11 \leq u \leq 32 \text{ m/s}$	Radiação foi excluída, h não depende da distância ou do tipo do bico e é pouco afetado pela temperatura da superfície
Ishiguro et al.	Utilizada a equação de Mitsutsuka	$h = 0,581 \dot{w}^{0,451} (1 - 0,0075 T_W)$	

Nozaki et al.	Utilizada a equação de Shimada e Mitsutsuka com ajuste empírico, α , baseado em medições de temperatura durante o lingotamento, na parte reta da máquina.	$h = \frac{1,57 \dot{w}^{0,55} (1 - 0,0075 T_W)}{\alpha}$ $\alpha = 4$	
Bolle e Moureau	Chapa de aço inox (309 S), aquecida por resistência elétrica. Refrigeração realizada na horizontal pela face superior ou inferior. Temperatura superficial entre 600-1100 °C. Experimentos realizados em regime estacionário com spray plano.	$h = 0,423 \dot{w}^{0,556}$ $1 < \dot{w} < 7 \text{ l/m}^2\text{s}$ $627 < T_S < 927 \text{ }^\circ\text{C}$ $h = 0,360 \dot{w}^{0,556}$ $0,8 < \dot{w} < 2,5 \text{ l/m}^2\text{s}$ $727 < T_S < 1027 \text{ }^\circ\text{C}$	Orientação do spray para baixo Orientação do spray para cima. Radiação excluída para ambos sentidos
Sasaki et al.	Chapa de aço inox refrigerada por ambos os lados na posição vertical. Utilizados bicos para jatos plano e cônico. Experimentos em regime transiente. Temperatura superficial inicial entre 700-1200°C. Pressão na faixa de 196-490 kPa, fluxo de água 1,67 – 41,67 l/m ² s, distância do bico entre 100-500 mm.	$h = 708 \dot{w}^{0,75} T_S^{-1,2} + 0,116$ $700 < T_S < 1200 \text{ }^\circ\text{C}$ $1,67 < \dot{w} < 41,7 \text{ l/m}^2\text{s}$	h decresce pouco com o aumento da T_W . Efeitos da pressão de água, tipos e posição do bico de spray são negligenciáveis.
Unidades de h e \dot{w} são kW/m ² °C e l/m ² s, respectivamente.			

Conforme a tabela III.4 entende-se que as variáveis que mais influenciam no coeficiente de transferência de calor dos bicos de spray são a densidade de fluxo de água, a temperatura superficial da placa e a temperatura da água. NOZAKI et al. (1978) adaptaram a equação proposta por SHIMADA e MITSUTSUKA (1966) acrescentando um coeficiente de ajuste empírico, α , que para as condições da máquina em que foram realizados os testes para este estudo, foi determinado como 4.

MENG e THOMAS (2003) e ZHANG, YANG e WEN (2011) utilizaram a equação proposta por NOZAKI et al. (1978) adotando inclusive o coeficiente, α , como 4, o que pode ser questionável por se tratar de uma constante para cada máquina e condições utilizadas. Apesar deste questionamento, a concordância entre os resultados de temperatura superficial e espessura da camada de aço solidificada, obtida nas simulações nestes estudos, foi boa.

ZHANG et al. (2011) utilizaram medidas de temperatura superficial no centro da largura da placa durante o lingotamento, para ajustar o coeficiente para cada uma das zonas de resfriamento secundário. Os valores obtidos para α foram de 6 para a zona 1 e 5 para as demais zonas da máquina.

Para o presente estudo, a utilização de uma equação que possa ser ajustada levando em consideração aspectos que não foram contemplados como: pressão da água, distância entre bico e superfície da placa e regiões com spray *air-mist*, torna-se importante podendo desta forma calibrar o modelo, utilizando resultados experimentais de medição de temperatura superficial da placa, para cada máquina que se deseja realizar simulações.

Para a região de contato da placa com os rolos, ZHANG et al. (2011) e ZHAO et al. (2014) utilizaram a equação 3.5 para modelar a troca de calor entre a placa e o rolo.

$$q_{roll} = 11513,7 \times T_S^{0,7556} \times V_C^{-0,2010} \times (2\theta)^{-0,1039} \quad (\text{Eq. 3.5})$$

Onde q_{roll} é o fluxo de calor, W/m^2 , T_S é a temperatura superficial da placa, $^{\circ}\text{C}$, V_C é a velocidade de lingotamento, m/min e θ o ângulo de contato entre a placa e o rolo.

A região de transferência de calor por radiação pode ser representada pela equação 3.6 para a obtenção do coeficiente de transferência de calor.

$$h_{rad} = \sigma \times \varepsilon_{aço} \times (T_S^2 + T_{amb}^2) (T_S + T_{amb}) \quad (\text{Eq. 3.6})$$

Onde h_{rad} é o coeficiente de transferência de calor por radiação, $\text{W/m}^2 \text{K}$, σ é a constante de Stefan-Boltzmann, $5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{K}^4$, T_S e T_{amb} são as temperaturas superficial da placa e do ambiente, K , $\varepsilon_{aço}$ é a emissividade do aço que, conforme apresentado por ZHANG et al.(2011), pode ser ajustada em função da temperatura superficial da placa, T_S , conforme apresentado na equação 3.7.

$$\varepsilon_{aço} = \frac{0,85}{(1 + \exp(42,68 - 0,02682 \times T_S))^{0,0115}} \quad (\text{Eq. 3.7})$$

ZHANG et al. (2011) utilizaram uma equação para considerar o resfriamento por evaporação na superfície superior, equação 3.8, e a face inferior, equação 3.9.

$$q_{eva} = (1 + J)q_{rad} \quad (\text{Eq. 3.8})$$

$$q_{eva} = \left(1 + J \left[1 - \text{sen} \left(\frac{2Z}{\pi r}\right)\right]\right) q_{rad} \quad (\text{Eq. 3.9})$$

Onde J é uma constante adimensional da máquina que para *air-mist* é 1,5 e 3 para sprays só com água, Z é a distância do início do arco da máquina até o comprimento simulado [m], q_{rad} é o fluxo de calor por radiação, r é o raio da máquina.

3.3.2 Validação e Calibração do modelo

Como pode ser visto, existem vastos relatos de utilização da ferramenta de simulação de transferência de calor aplicados ao lingotamento contínuo, tanto de placa quanto tarugos. Estas simulações podem ser usadas para a compreensão de fenômenos metalúrgicos do

processo ou simplesmente para ajuste de parâmetros tecnológicos das máquinas de lingotamento contínuo.

Independente da técnica numérica utilizada para desenvolvimento dos modelos descritos na literatura, o que se busca são resultados mais próximos possível da realidade e com tempo de simulação condizente com a realidade operacional em que o problema proposto deva ser estudado. Neste sentido, um aspecto importante no desenvolvimento de modelos numéricos são as metodologias de validação, que serão descritas a seguir.

Algumas técnicas são utilizadas para validação de modelos matemáticos de resfriamento/solidificação do aço no lingotamento contínuo, fornecendo informações importantes para análise da consistência e para a calibração dos modelos.

As técnicas empregadas normalmente utilizam medições físicas no processo de lingotamento em um ponto específico ou ao longo de todo o veio. As técnicas mais comuns são: (i) a medida da temperatura ao longo do veio em um ponto previamente determinado e (ii) a medida da espessura da camada solidificada.

As medidas de temperatura podem ser realizadas utilizando termopares ou pirômetros.

Em estudo conduzido por ITO et al. (2011) foram inseridos termopares para medição da temperatura superficial da placa, com intuito de avaliar o efeito do aumento da pressão da água na transferência de calor. Também foi utilizada a técnica de *Nail Shooting* para obtenção da espessura de pele solidificada. Resultados destes testes foram utilizados para validação do modelo matemático e são apresentados na figura 3.25.

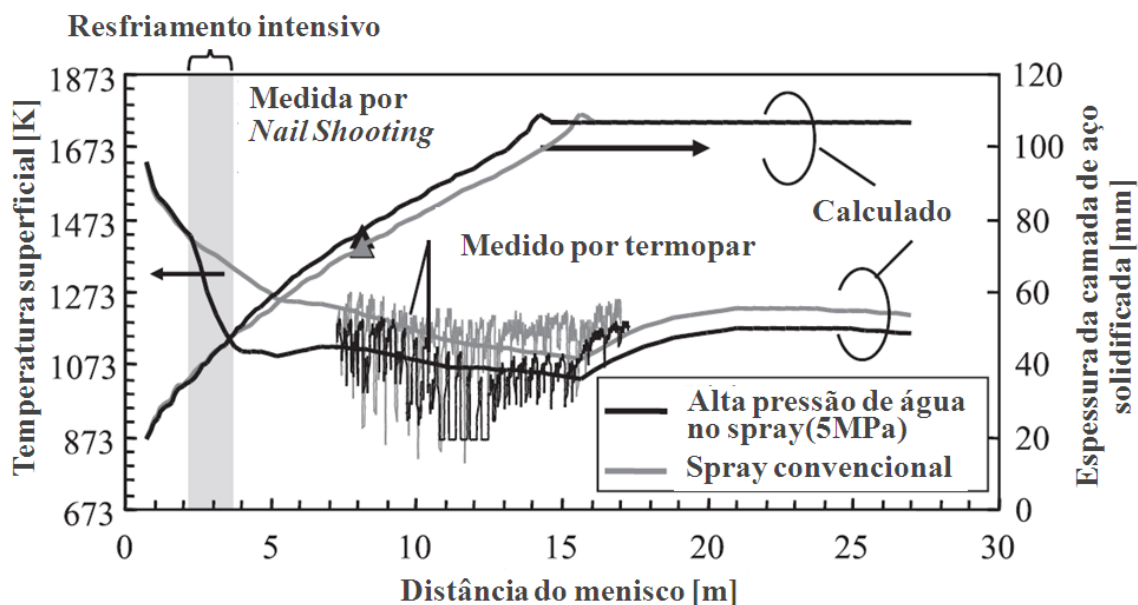


Figura 3.25 - Resultados de medidas e cálculos de temperatura superficial e espessura de pele solidificada para velocidade de lingotamento de 0,90 m/min (ITO et al., 2011).

Conforme pode ser visto na figura 3.25, os resultados de temperatura em função da distância em relação ao menisco têm a mesma tendência dos obtidos com medições utilizando termopar. Com o aumento da pressão de água nos sprays existe uma redução significativa, de quase 200 K na temperatura superficial da placa a 5 metros do menisco. Os resultados de espessura de pele solidificada obtida no modelo e por medição, via *Nail Shooting*, também ficaram próximos.

LEE e PARK (2004) utilizaram pirômetros para obtenção de perfil de temperatura em função da largura da placa em uma dada região da máquina. Na figura 3.26 são apresentados o equipamento desenvolvido bem como os resultados de medição do perfil de temperatura.

SARLER et al. (2003) relataram o uso de ferramentas para validação do perfil de temperatura e de espessura de pele solidificada. Para validação do perfil foi utilizada uma câmera termográfica, conforme é apresentado na figura 3.27.

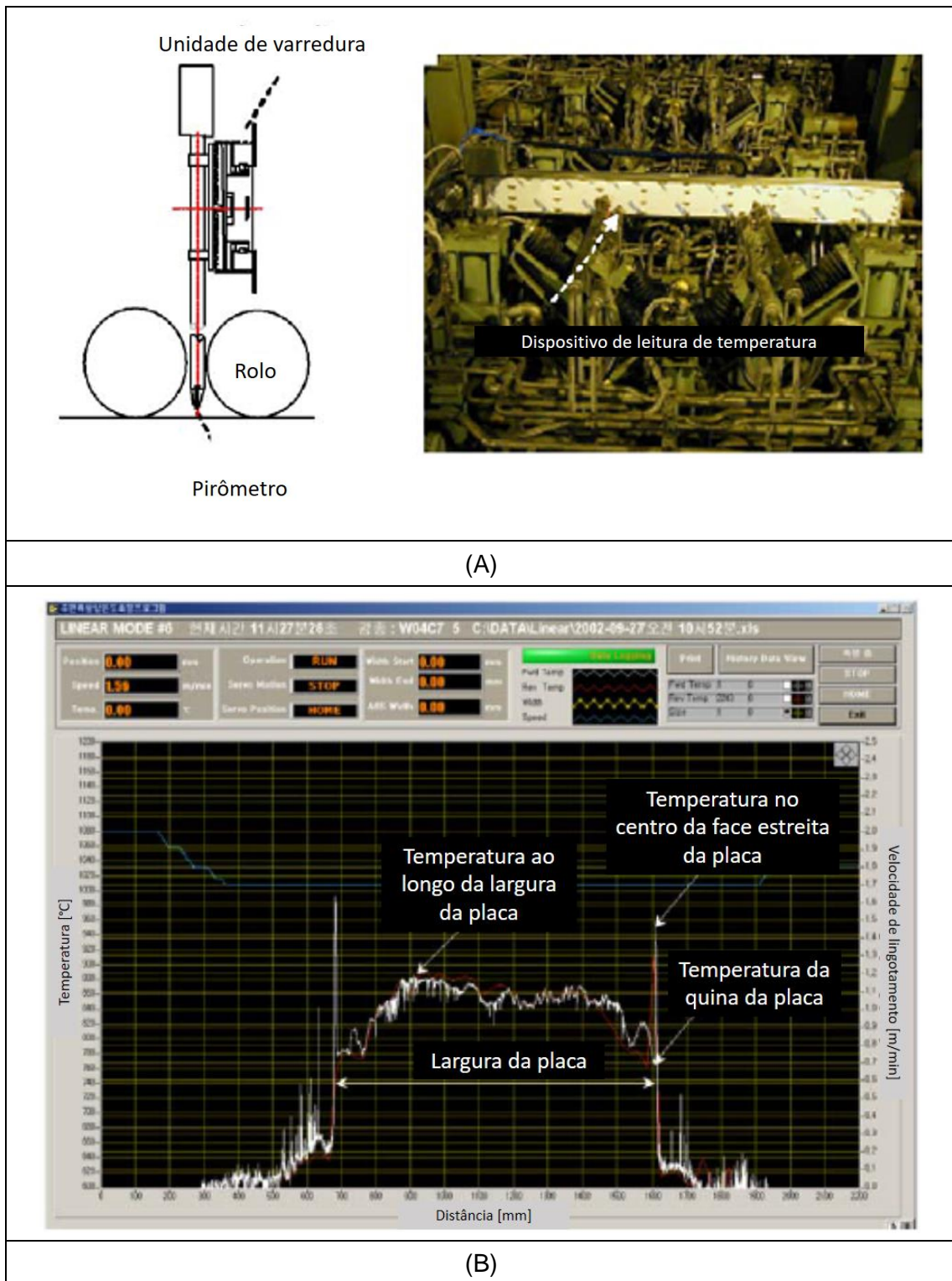


Figura 3.26 – (A) Equipamento e (B) perfil de temperatura em função da largura (LEE e PARK 2004).

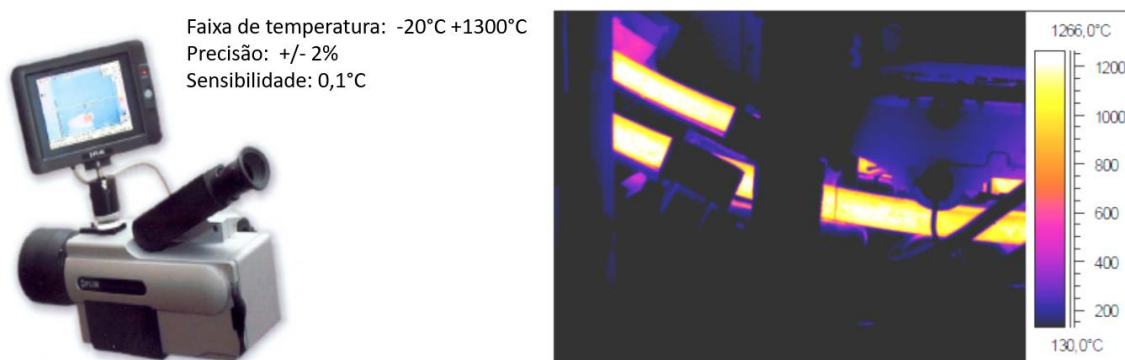


Figura 3.27 - Utilização de câmera termográfica para validação de perfil de temperatura do veio (SARLER, 2003).

Na figura 3.28 é apresentado o esboço da inserção de cunha entre os rolos e um corte transversal da placa descrevendo as trincas na frente de solidificação devido à deformação causada na pele pela cunha.

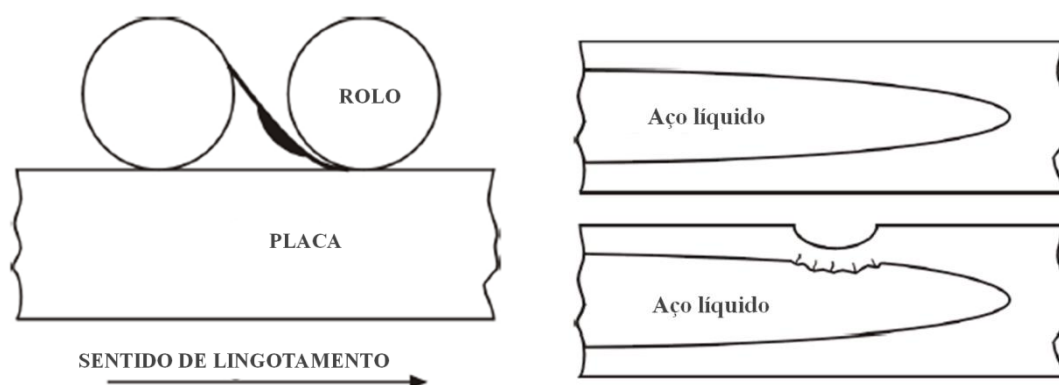


Figura 3.28 - Croqui do teste da cunha (SARLER, 2003).

Para medição de espessura de pele solidificada da placa durante o processo de lingotamento contínuo pode ser utilizada a técnica *Nail Shooting*, que consiste em atirar um prego para penetrar na placa durante o processo de lingotamento contínuo antes que ela esteja totalmente solidificada. Ao perfurar a placa este prego irá ultrapassar toda espessura solidificada e atingir a zona pastosa e líquida. Posteriormente, com a análise da região de penetração do prego, via macro ataque, pode ser obtida a espessura de pele solidificada, a estimativa da espessura da zona pastosa, e conseqüentemente a espessura da zona líquida.

Usando a técnica do *Nail Shooting*, LONG et al. (2012) mediram a espessura de pele solidificada no centro, a 1/4 e a 1/8 da largura da placa. Na Figura 3.29 é apresentada de forma esquemática como foi feita a inserção dos pregos na placa.

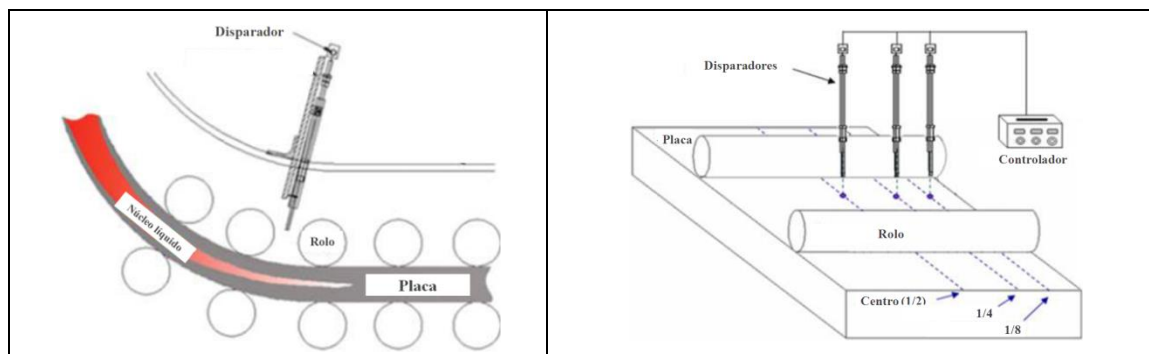


Figura 3.29 - Esquema para teste com *Nail Shooting* (LONG et al., 2012).

Na figura 3.30 são apresentados os detalhes dos pregos utilizados e do equipamento para disparo. É apontada a região de *slot*, um rasgo lateral no prego para preenchimento com FeS_2 que é usado como traçador e tem como objetivo melhorar a identificação da interface entre as zonas de sólido/pastoso e pastoso/líquido. O material utilizado para confecção dos pregos foi o aço 60Si-2Mn com comprimento entre 30 e 50 mm e com diâmetro de 10 mm.

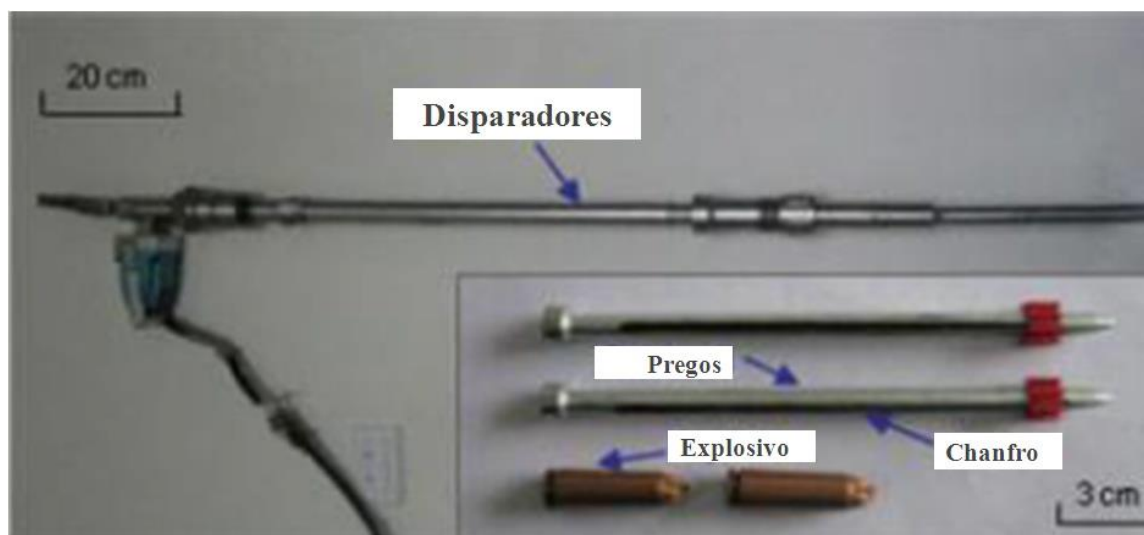


Figura 3.30 – Foto do sistema utilizado no teste de *Nail Shooting* (LONG et al., 2012).

Na figura 3.31 é apresentado um resultado com detalhes entre as interfaces das zonas sólida/pastosa e pastosa/líquida.

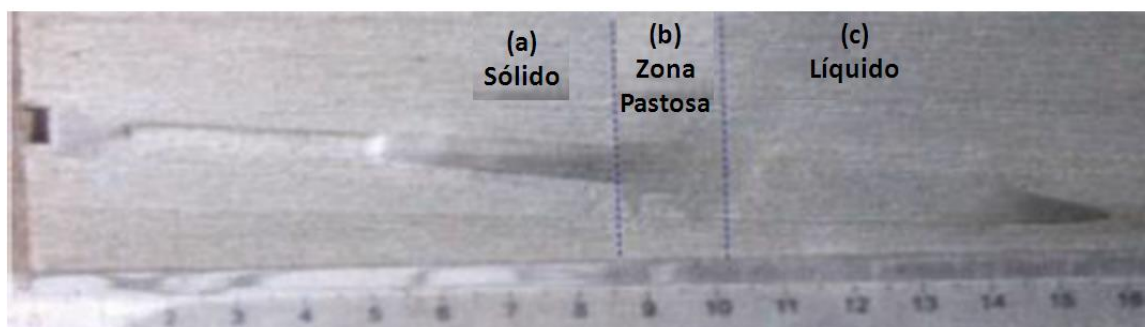


Figura 3.31 – Identificação das regiões sólida, pastosa e líquida (LONG et al., 2012).

Na região sólida, o prego mantém a sua forma e não ocorre a difusão do FeS_2 . Na região pastosa já ocorre uma pequena deformação do prego e difusão do traçador, e na zona líquida quase não é possível identificar o prego e o traçador difunde muito bem.

Os testes realizados LONG et al. (2012) tiveram 75% de sucesso. A posição de inserção dos pregos ficou entre 13,67 m e 20,35 m, tomando como referência o menisco e foram realizadas em placas de 1400 mm de largura para espessuras de 170 e 240 mm para 4 qualidades de aço. A velocidade de lingotamento variou entre 0,80 e 1,25 m/min.

Após inserção dos pregos, foram retiradas as amostras nas devidas regiões com dimensões de 60 x 60 x 170/240 e cortadas para visualização dos pregos.

Os testes realizados por LONG et al. (2012) tinham como objetivo de identificar possíveis divergências na região final de solidificação. Os resultados mostraram diferenças de até 2 m no ponto final de solidificação quando comparados os resultados de espessuras no centro com a espessura medida a 1/4 da largura. Na figura 3.32 são apresentados os resultados obtidos com inserção dos pregos a 1/2, a 1/4 e a 1/8 da largura.

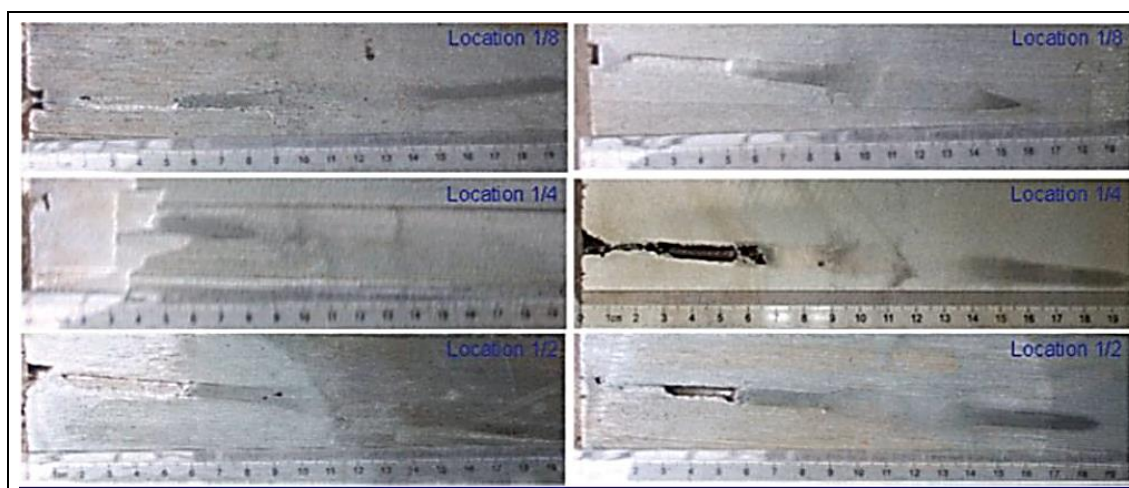


Figura 3.32 - Resultados obtidos para amostras a 1/2, 1/4 e 1/8 da largura (LONG et al., 2012).

De posse dos resultados foram realizados ajustes na distribuição de água do resfriamento secundário, visando uma frente de solidificação mais uniforme, pelo fato de ser utilizado um sistema dinâmico de *soft reduction*. Os resultados de segregação central melhoram significativamente, conforme apresentado na figura 3.33.

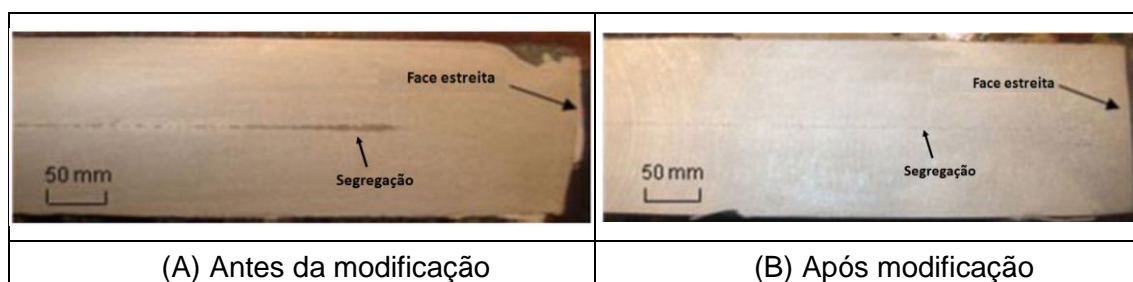


Figura 3.33 - Resultados de análise de segregação central (A) antes e (b) após modificação no resfriamento secundário (LONG et al., 2012).

Outra forma de obter informações de espessura de pele solidificada é através da medição em placas oriundas de rompimento de pele. Estes resultados trazem informações relevantes para ajustes no modelo principalmente em regiões próximas ao molde, pelo fato deste incidente ocorrer normalmente nesta região.

3.3.3 Modelos de Transferência de Calor Aplicados ao Lingotamento Contínuo

Neste tópico serão discutidos alguns trabalhos realizados para desenvolvimento de modelos para simular o processo de transferência de calor e solidificação no lingotamento contínuo de placa e tarugo.

CUNHA et al. (2006) desenvolveram um *software* para simulação do processo de solidificação de tarugos. Para tanto, foi utilizado modelo numérico de transferência de calor e solidificação, pelo método de diferenças finitas, para determinação dos coeficientes de transferência de calor do molde. Na figura 3.34 é apresentada a interface do *software*.

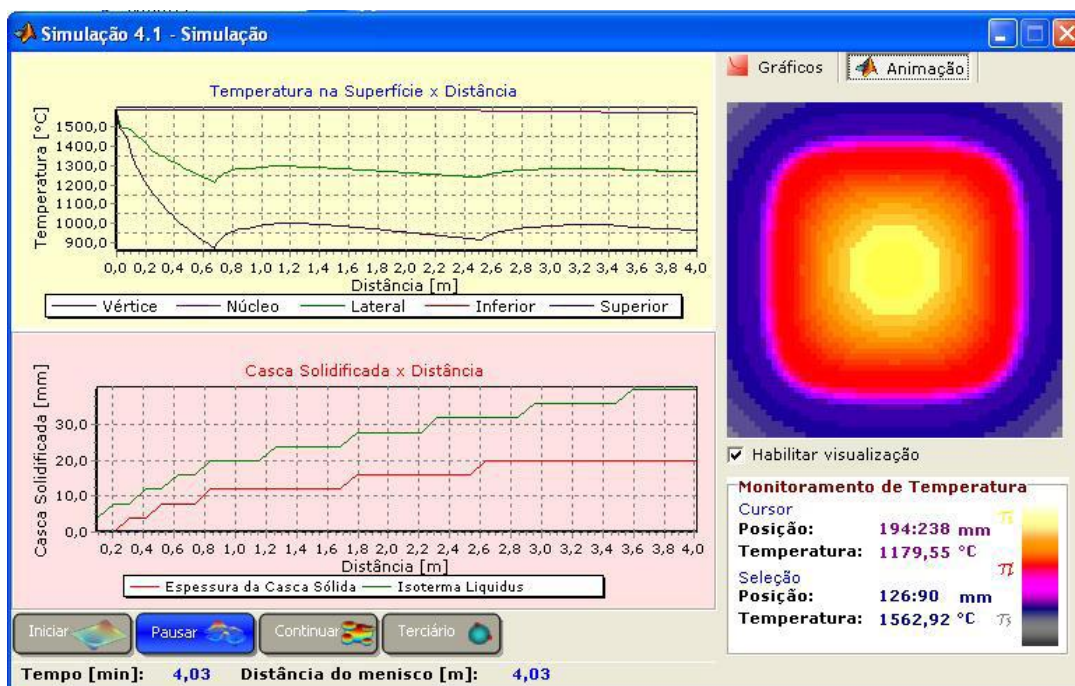


Figura 3.34 - Interface do software desenvolvido para simular o processo de lingotamento de tarugo (CUNHA et al., 2006).

Na figura 3.35 é apresentada a tela principal do *software* desenvolvido por estes pesquisadores onde é possível verificar a evolução da solidificação do tarugo no molde e os coeficientes de transferência de calor. As interfaces e informações apresentadas neste sistema são relevantes e acessíveis.

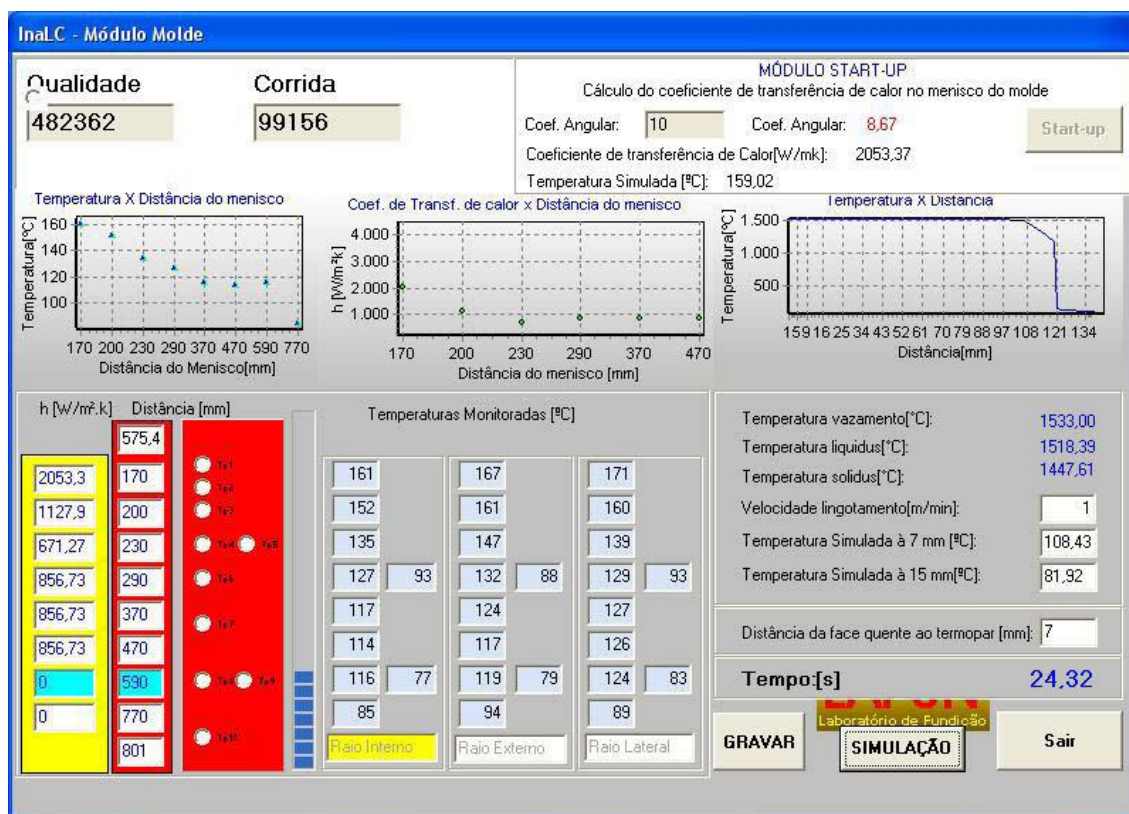


Figura 3.35 - Tela principal do software para simular o processo de lingotamento de tarugo (CUNHA et al., 2006).

Para aferição do *software*, os autores monitoraram diversas corridas de diferentes qualidades de aço. Na figura 3.36 é apresentada a curva de resfriamento simulada para um aço com alto teor de carbono. Pontos de monitoramento de temperatura, por meio de pirômetro óptico, são utilizados para validar a curva obtida com o modelo.

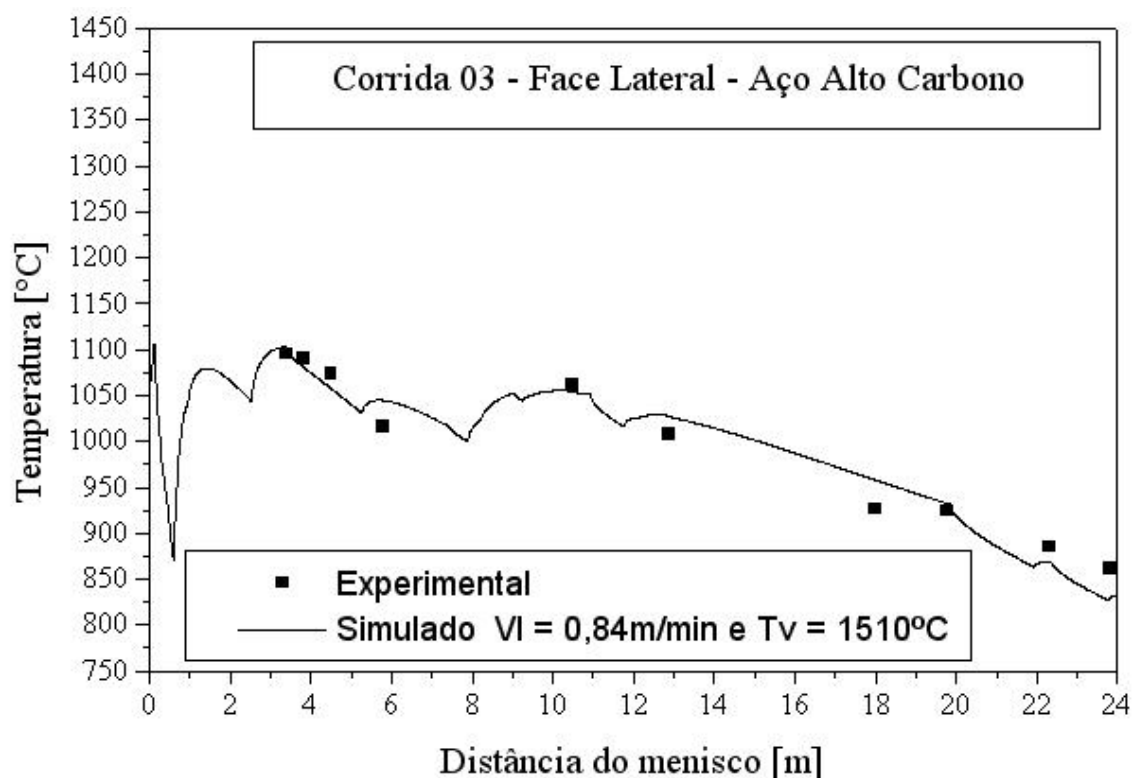


Figura 3.36 - Comparação dos resultados de perfil de temperatura obtido para face lateral com os resultados experimentais (CUNHA et al., 2006).

Outra técnica utilizada por CUNHA et al. (2006) foi a determinação da espessura solidificada na região de atuação do agitador eletromagnético, devido à alteração na macrografia. Plotado o perfil de temperatura da secção transversal obtido na simulação na região do agitador é possível validar este parâmetro. Na figura 3.37 é apresentada a comparação entre a macrografia e um perfil térmico obtido na simulação.

Empresas fornecedoras de máquinas e equipamentos para lingotamento contínuo, como bicos de spray, têm grande interesse em modelos de transferência de calor, pois podem otimizar seus insumos/equipamentos e fornecerem um diagnóstico da condição de resfriamento/solidificação de equipamentos em operação, realizando desta forma propostas que melhorem a qualidade do produto de seus clientes. Neste contexto, um estudo foi publicado pela Lechler (BOYLE, 2004) apresentando pontos que devem ser tratados durante a análise de um sistema de refrigeração. Na figura 3.38 é apresentado um exemplo de resultados do programa contendo o perfil de temperatura e espessura solidificada em função do comprimento metalúrgico.

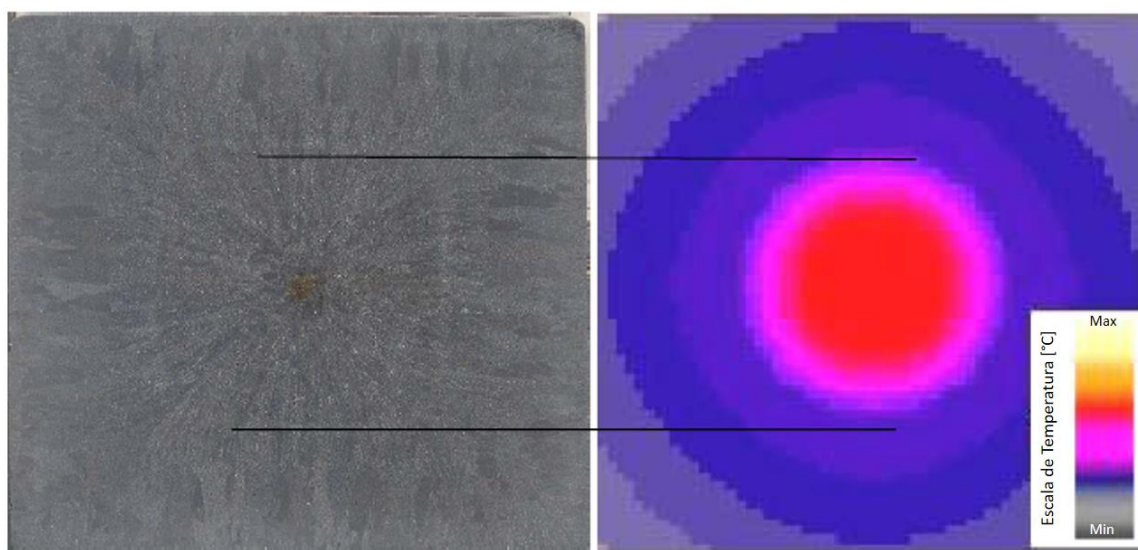


Figura 3.37 - Comparação entre macrografia e um perfil térmico obtido na simulação (CUNHA et al. 2006).

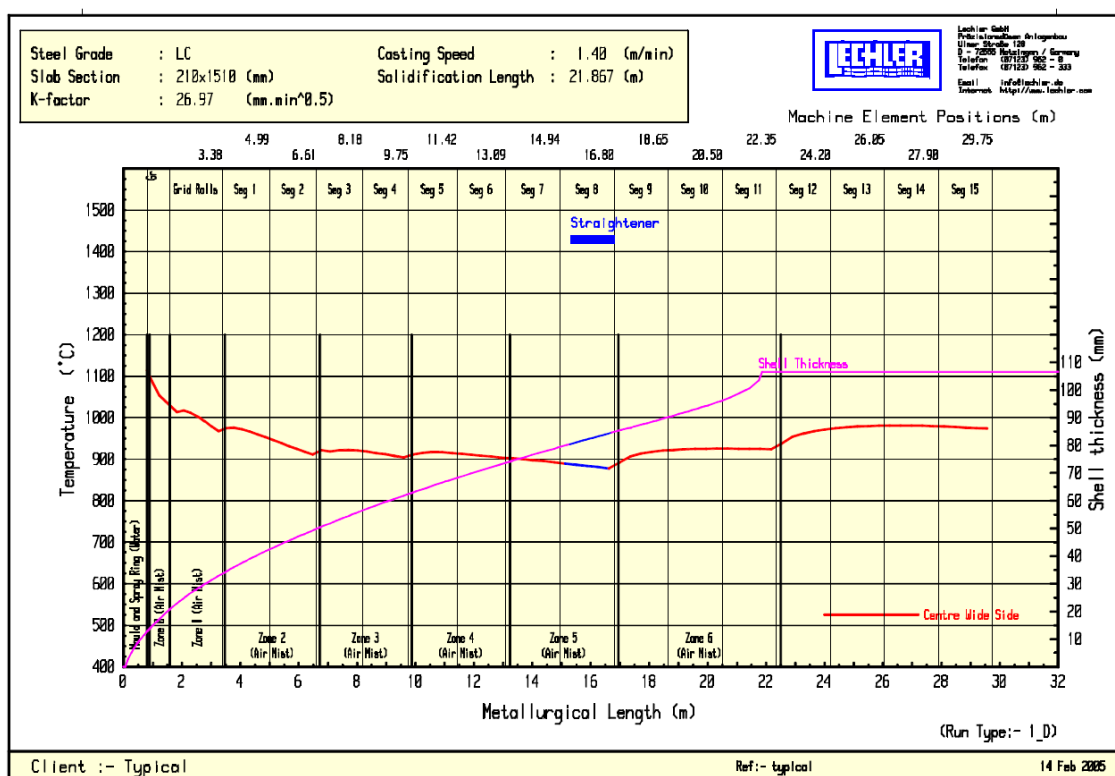


Figura 3.38 - Temperatura superficial e espessura solidificada em função do comprimento metalúrgico (BOYLE, 2004).

Em seu estudo, BOYLE (2004) relata um exemplo típico de não uniformidade da temperatura ao longo da largura da placa. A variação de temperatura identificada foi de até 100°C e foi atribuída à necessidade de partição dos rolos, pois, devido à presença dos

mancais, a placa não tem contato com os rolos em toda a extensão da sua largura, existindo regiões com aumento da temperatura, lembrando que os rolos também contribuem na extração de calor. Na Figura 3.39 é apresentado o perfil de temperatura em função da largura da placa e a posição referente aos mancais dos rolos. Existe uma variação da temperatura em função da presença dos mancais da partição dos rolos. Este fato pode ser evidenciado na superfície da placa na saída da máquina de lingotamento e foi identificada pelo modelo matemático.

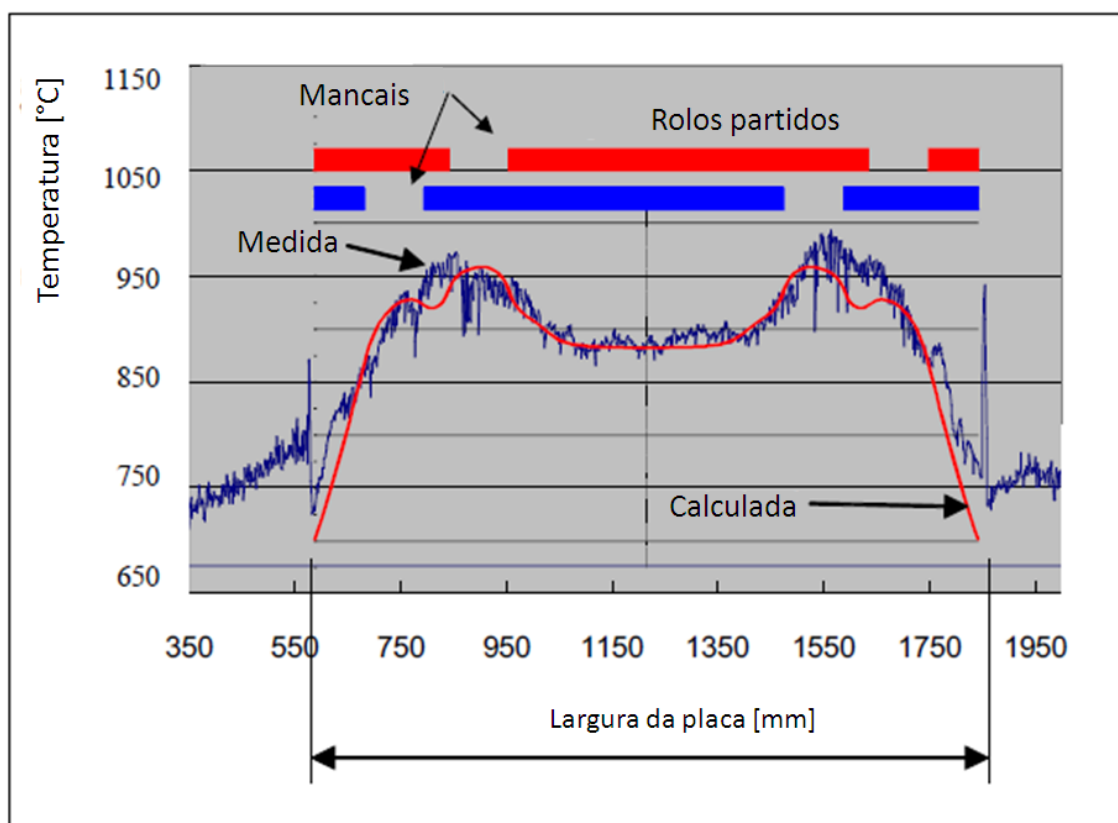


Figura 3.39 - Perfil de temperatura em função da largura e posição dos mancais dos rolos (BOYLE, 2004).

Em outro estudo, LEE e PARK (2004) utilizaram um modelo de transferência de calor para ajuste de parâmetros de *soft reduction* dinâmico. O modelo foi desenvolvido para realizar simulações em tempo real acompanhando variações de velocidade e permitindo o ajuste sequencial dos planos de spray e aberturas do *soft reduction*.

Na figura 3.40 é apresentado um resultado obtido para a simulação realizada com o software de resfriamento secundário.

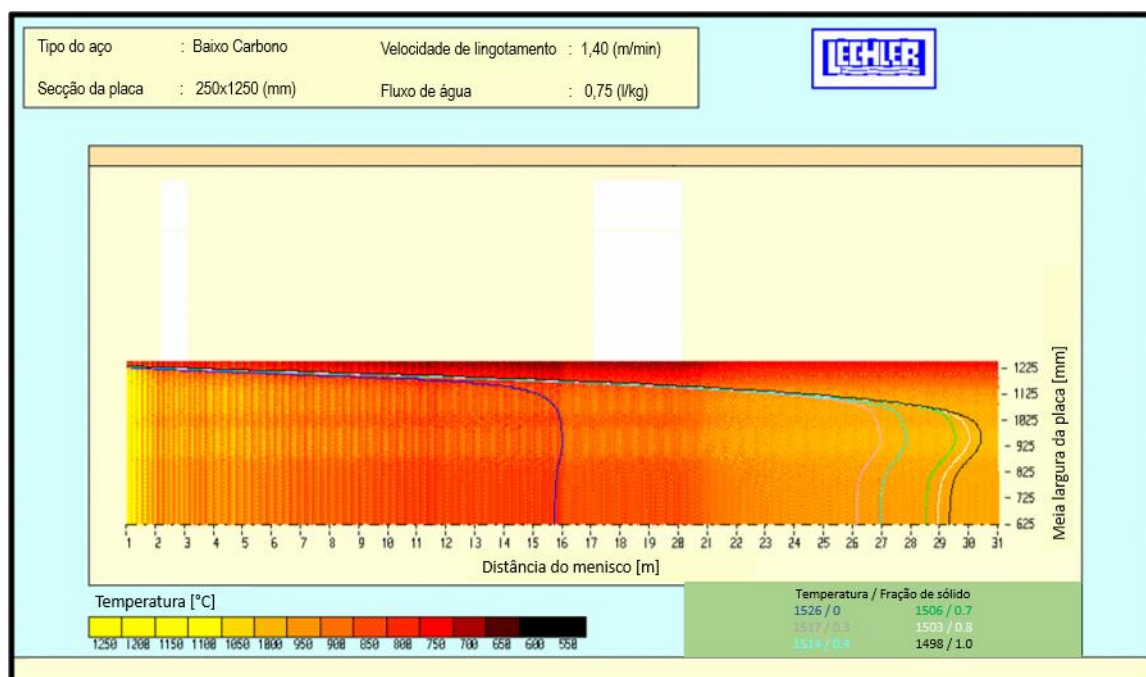


Figura 3.40 - Perfil de temperatura da metade da largura do veio (BOYLE, 2004).

Como pode ser visto na figura 3.41 são apresentadas as temperaturas do centro da espessura e superfície da placa na localização central em referência à largura. Os resultados de espessura de pele solidificada em função da distância do menisco também são apresentados.

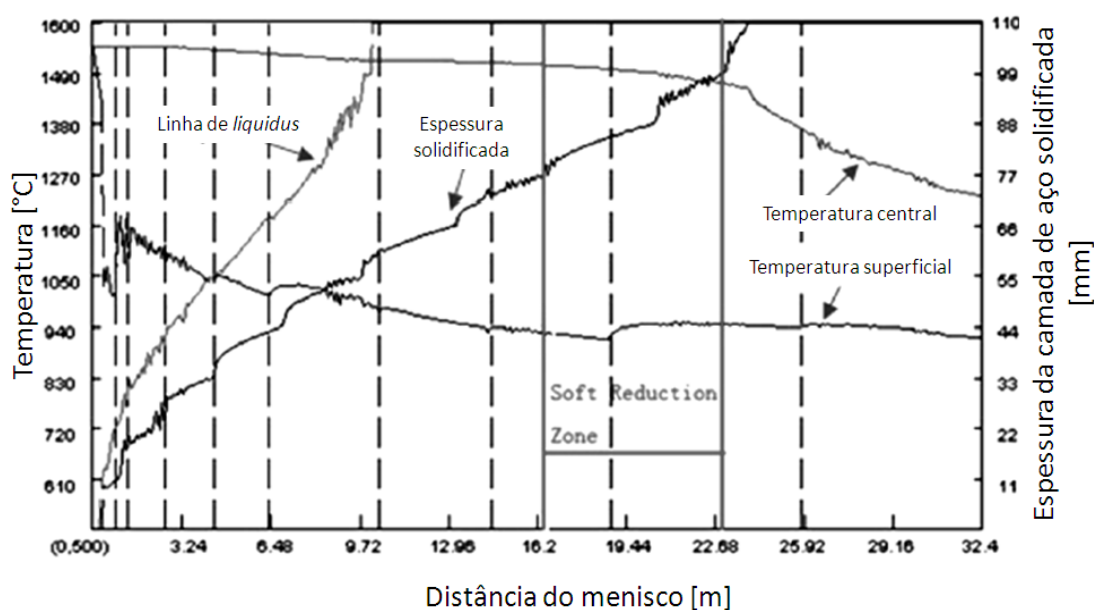


Figura 3.41 - Perfil de temperatura e espessura solidificada em função da distância do menisco (LEE e PARK, 2004).

As discussões até este ponto permitem o entendimento das considerações a serem tomadas para desenvolvimento e aplicação de um modelo de transferência de calor no processo de lingotamento contínuo. Sendo assim, no próximo tópico será apresentada a metodologia proposta para desenvolvimento deste estudo, levando em consideração as melhores práticas abordadas.

4 METODOLOGIA

Neste item será apresentada a metodologia que foi utilizada para desenvolvimento do modelo de transferência de calor para uma máquina de lingotamento de placas. Serão apresentadas as equações e condições de contorno e iniciais, posteriormente serão apresentados os experimentos que foram utilizados para calibração do modelo e testes de consistência avaliando o efeito de variáveis.

4.1 Desenvolvimento do Modelo

O modelo foi desenvolvido utilizando a estratégia de 2½ D, que consiste em acompanhar uma fatia da secção transversal do veio ao longo da máquina de lingotamento. A marcha no tempo está associada a um deslocamento desta fatia ao longo do veio. As condições de contorno foram ajustadas por meio de um rastreamento da posição desta fatia no veio. Quando as informações das temperaturas das fatias são unidas, é possível obter informações em 3 dimensões, mesmo resolvendo um problema bidimensional, por este fato esta abordagem recebe o nome de 2½ D.

A simulação da transferência de calor na placa foi realizada utilizando o método de volumes finitos em 2D. A equação que governa a transferência de calor em regime transiente expressa em coordenadas cartesianas é dada pela equação 4.1.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + S \quad (\text{Eq. 4.1})$$

Na equação 4.1 ρ é a densidade do aço [kg/m^3], C_p é o calor específico [J/kg K], k é a condutividade térmica do aço [W/m K], T é a temperatura [K], x e y as direções do sistema [m] e S o termo fonte [W/m^3]. Para discretizar a equação 4.1 é realizado o balanço de energia entre os pontos norte (N), sul (S), leste (L) e oeste (O) com o ponto (P) localizado no centro do elemento de volume, como apresentado na figura 4.1.

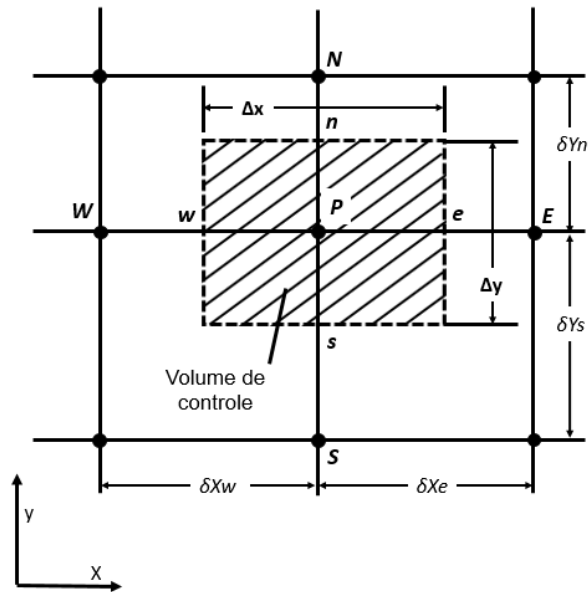


Figura 4.1–Volume de controle para uma situação bidimensional (PATANKAR, 1980).

As equações de 4.2 a 4.9 representam a discretização da equação 4.1 conforme descrito por PATANKAR (1980).

$$a_p T_p = a_E T_E + a_W T_W + a_N T_N + a_S T_S + b \quad (\text{Eq. 4.2})$$

$$a_E = \frac{k_e \Delta y}{(\delta x)_e} \quad (\text{Eq. 4.3})$$

$$a_W = \frac{k_w \Delta y}{(\delta x)_w} \quad (\text{Eq. 4.4})$$

$$a_N = \frac{k_n \Delta x}{(\delta y)_n} \quad (\text{Eq. 4.5})$$

$$a_S = \frac{k_s \Delta x}{(\delta y)_s} \quad (\text{Eq. 4.6})$$

$$a_p^o = \frac{\rho C_p \Delta x \Delta y}{\Delta t} \quad (\text{Eq. 4.7})$$

$$b = S_C \Delta x \Delta y + a_p^o T_p^o \quad (\text{Eq. 4.8})$$

$$a_p = a_E + a_W + a_N + a_S + a_p^o - S_P \Delta x \Delta y \quad (\text{Eq. 4.9})$$

Os significados físicos dos coeficientes apresentados na equação de discretização são examinados por PATANKAR (1980). Os coeficientes vizinhos a_E , a_W , a_N e a_S representam as condutâncias entre o ponto P e os vizinhos correspondentes. O termo $a_P^o T_P^o$ é a energia interna (dividida por Δt) contida no volume de controle no tempo t. A constante b consiste na energia interna e na taxa de geração de calor no volume de controle oriundo da S_C . O coeficiente do ponto central é o a_p é o resultado da soma dos coeficientes vizinhos, incluindo a_p^o que é o vizinho no tempo, T_p^o , além disso, este termo contém a contribuição da linearização do termo fonte.

Na figura 4.2 é apresentado um fluxograma do modelo desenvolvido.

O modelo foi desenvolvido de forma parametrizada permitindo a sua utilização para realizar simulações de resfriamento em máquinas de lingotamento contínuo desde que a seção do produto semiacabado seja retangular ou quadrada. Os parâmetros e suas considerações podem ser vistos na tabela IV.1.

Na figura 4.3 é apresentada uma ilustração (SIMETALDYNACS 3D, 2011; PATANKAR, 1980 e LONG et al., 2009) da fatia bidimensional que é resolvida a cada passo de tempo levando em consideração as condições de contorno e parâmetros de entrada do modelo.

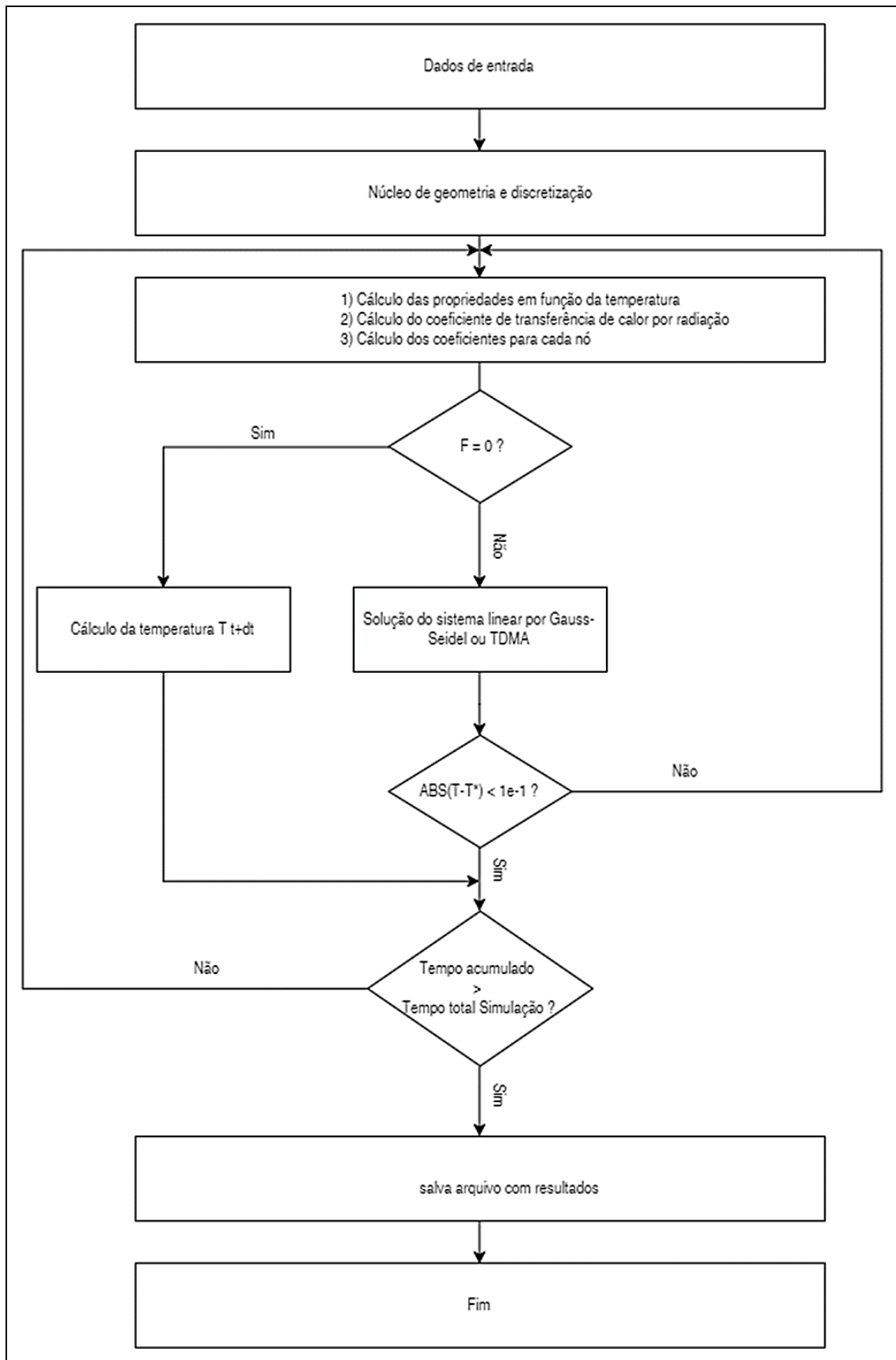


Figura 4.2 – Fluxograma do modelo desenvolvido.

Tabela IV.1 – Parâmetros do modelo.

Parâmetro	Unidade	Descrição
Coeficiente de relaxação	[-]	Coeficiente de relaxação
Técnica de solução	[-]	(1) Gauss-Seidel (2) TDMA
Velocidade de lingotamento	[m/min]	Velocidade de lingotamento
Passo de tempo	[s]	Se esquema de interpolação for explícito este será o maior passo de tempo considerado
Salvar resultado	[qte]	Intervalo de passos no tempo para salvar resultados
Esquema de interpolação, F	[-]	(0) explícito (1) implícito (0.5) Crank-Nicholson
Número de nós na direção X (leste – oeste)	[qte]	Divisões na direção da largura placa
Número de nós na direção Y (norte – sul)	[qte]	Divisões na direção da espessura da placa
Comprimento da peça na direção X	[m]	Largura da placa
Comprimento da peça na direção Y	[m]	Espessura da placa
Temperatura inicial	[°C]	Temperatura considerada em todos os nós inicialmente
Superaquecimento do aço	[°C]	Diferença de temperatura entre a de lingotamento e a <i>líquidus</i> do aço
Comprimento do molde	[m]	Distância do menisco até a saída do molde
Variação de temperatura entre a água de entrada e de saída nas faces do molde	[°C]	Variação de temperatura da água: diferença entre a temperatura de saída e a de entrada
Vazão de água nas faces	[l/min]	Vazão de água nas faces do molde
Temperatura da água de spray	[°C]	Temperatura de entrada da água de spray
Raio médio da máquina	[m]	Principal raio da máquina para o caso de máquinas multi-raios.
Largura máxima de placa	[m]	Comprimento máximo de incidência dos sprays
Comprimento da margem	[m]	Comprimento entre a região considerada central em dos lados da seção e a largura máxima.
Comprimento da Zona de Spray	[m]	É possível a entrada de comprimento de até 10 zonas de spray

Fluxo de água nas faces	[l/m ² s]	É possível a entrada de densidade de água para até 10 zonas de spray
Composição química do aço	[% massa]	Composição do aço: Carbono (C), Manganês (Mn), Silício (Si), Fósforo (P), Enxofre (S) e Alumínio (Al)
Escolha do modelo para determinação da fração de líquido e sólido do aço	[-]	(1) Modelo Linear (2) Regra da alavanca (3) Regra de Scheil
Constante de condutividade térmica efetiva	[-]	Valor varia de 5 a 10 para incrementar a condutividade para compensar o efeito da convecção que não foi levada em consideração
Calor latente de fusão do aço	[kJ/kg]	Calor latente
Simetria	[-]	(0) Sem simetria (1) 1 eixo de simetria 1/2 (largura) (2) 2 eixos de simetria 1/4 (largura e espessura)
Comprimento após sair da máquina	[m]	Região após a saída da máquina considerando somente convecção livre e radiação
Número de pares de rolos na máquina	[qte]	Pares de rolos
Matriz de posição e diâmetro dos rolos	[mm]	Entrada de dados de posição e diâmetro dos rolos

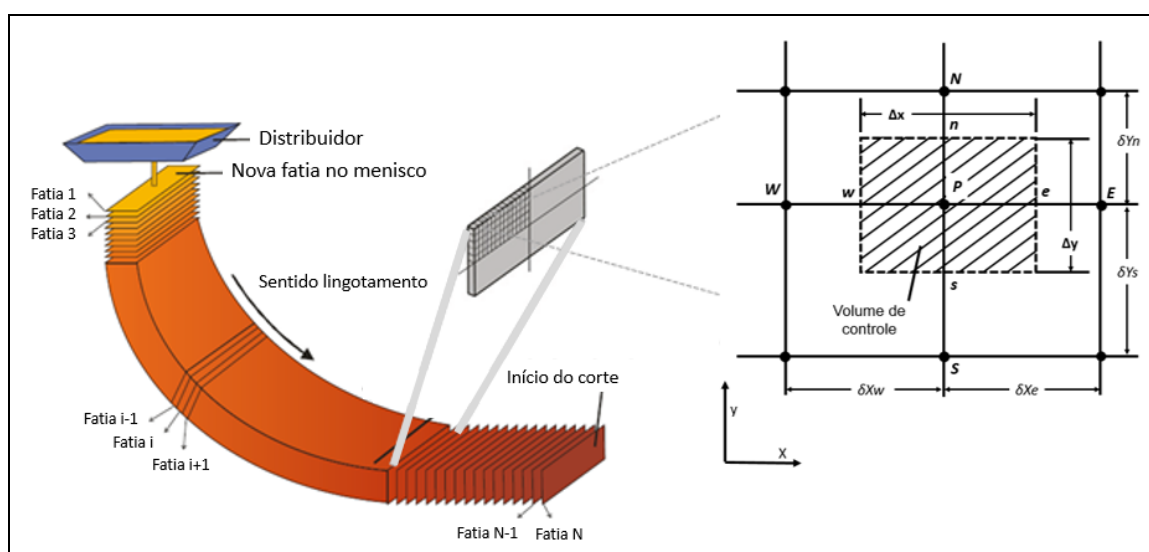


Figura 4.3 - Representação da fatia simulada ao longo do veio (SIMETALDYNACS 3D, 2011; PATANKAR, 1980 e LONG et al., 2009).

Passo de Tempo

Para que não fosse necessário a utilização, durante toda simulação, de um passo de tempo extremamente baixo, para adequação para solução do método explícito, foi implementada uma rotina de cálculo do maior passo de tempo permitido em cada ponto, e então assumido o valor mínimo como passo de tempo para progressão seguinte no tempo. Este método

baseia-se na condição do termo “AP” nunca ser menor do que “Zero” conforme apresentado na equação 4.10 (SILVA, 2015).

$$\Delta t < \frac{\rho C_p^{eq} \Delta X \Delta Y}{aN + aS + aE + aW} \quad (4.10)$$

Na equação 4.10 ρ é a densidade, C_p^{eq} é a capacidade calorífica equivalente, ΔX e ΔY são as distâncias das faces dos elementos de volume nas direções X e Y respectivamente e aN, aS, aE e aW são os coeficientes do sistema linear para os vizinhos nas posições norte, sul, leste e oeste respectivamente.

Fazendo desta forma a cada marcha no tempo, o passo de tempo é adequado automaticamente, estabilizando a solução

Critério de Convergência

Um dos aspectos importantes é o critério de convergência. Neste trabalho o critério considerado foi avaliado comparando as temperaturas, para cada nó, da iteração mais recente com a da iteração anterior. Quando, para todos os nós, esta diferença era menor do que 0,1 K considerava-se a convergência para quando o método de solução utilizado é o implícito ou semi-implícito.

Eixos de Simetria

De forma a acelerar a solução do problema sem perda de resolução foi implementada no programa a possibilidade de realizar simulações com a geometria completa, sem eixo de simetria, com um eixo de simetria ou com dois eixos de simetria simulando somente um quarto do sistema. Para a implementação dos eixos de simetria, quando for acionado, será considerado nestes eixos taxa de extração de calor igual a zero, ou seja, não existe gradiente de temperatura.

4.2 Condições de Contorno

Neste item serão apresentados o experimento e as metodologias empregadas para obtenção do fluxo de calor no molde e perfis de temperatura superficial da placa ao longo da máquina e da largura.

4.2.1 Resfriamento Primário

Na região do molde foi especificado o fluxo de calor pontual em função do tempo após o menisco, conforme apresentado na equação 4.11 (THOMAS, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1986).

$$q = A - B\sqrt{t} \quad (\text{Eq. 4.11})$$

Na equação 4.11 q é o fluxo de calor pontual dado em kW/m^2 e t é o tempo após o menisco.

O fluxo de calor pontual no molde de lingotamento contínuo pode ser expresso conforme a equação 4.12.

$$q = a - b \sqrt{\frac{60c}{V_{ling}}} \quad (\text{Eq. 4.12})$$

Na equação 4.12 c é a distância do menisco dada em [m] e V_{ling} a velocidade de lingotamento [m/min], q é o fluxo de calor [kW/m^2], a e b são constantes, cuja relação regem o perfil de fluxo de calor ao longo da altura no molde. As unidades destas constantes são [kW/m^2] e [$\text{kW/m}^2 \text{s}^{1/2}$] respectivamente.

A equação 4.13 representa a taxa de extração de calor global no molde em função da vazão de água no molde e resposta de variação de temperatura da água entre a entrada e saída do molde.

$$Q = \dot{m} C_p \Delta T \quad (\text{Eq. 4.13})$$

Na equação 4.13 Q é a taxa de extração de calor [W], \dot{m} é a vazão de água na face [kg/s], C_p é o calor específico da água [J/kg °C] e ΔT é a variação de temperatura da água entre a entrada e saída [°C].

Igualando a média pela integral da equação 4.12 com a equação 4.13 é possível obter valores das constantes a e b mantendo desta forma a extração de calor real praticada no molde considerando um perfil deste fluxo em função da posição no molde.

4.2.2 Resfriamento Secundário

Para definição das condições de contorno no resfriamento secundário foi desenvolvido um algoritmo para determinar, em função do comprimento das zonas de resfriamento, posição e diâmetro dos rolos, as condições de extração de calor (i) através do contato da superfície da placa com os rolos, (ii) região seca com extração de calor por convecção e radiação principalmente, (iii) região de incidência do spray e (iv) região de escoamento e acúmulo de água. Estas regiões são ilustradas na figura 4.4 (SCHWERDTFEGGER, 2003).

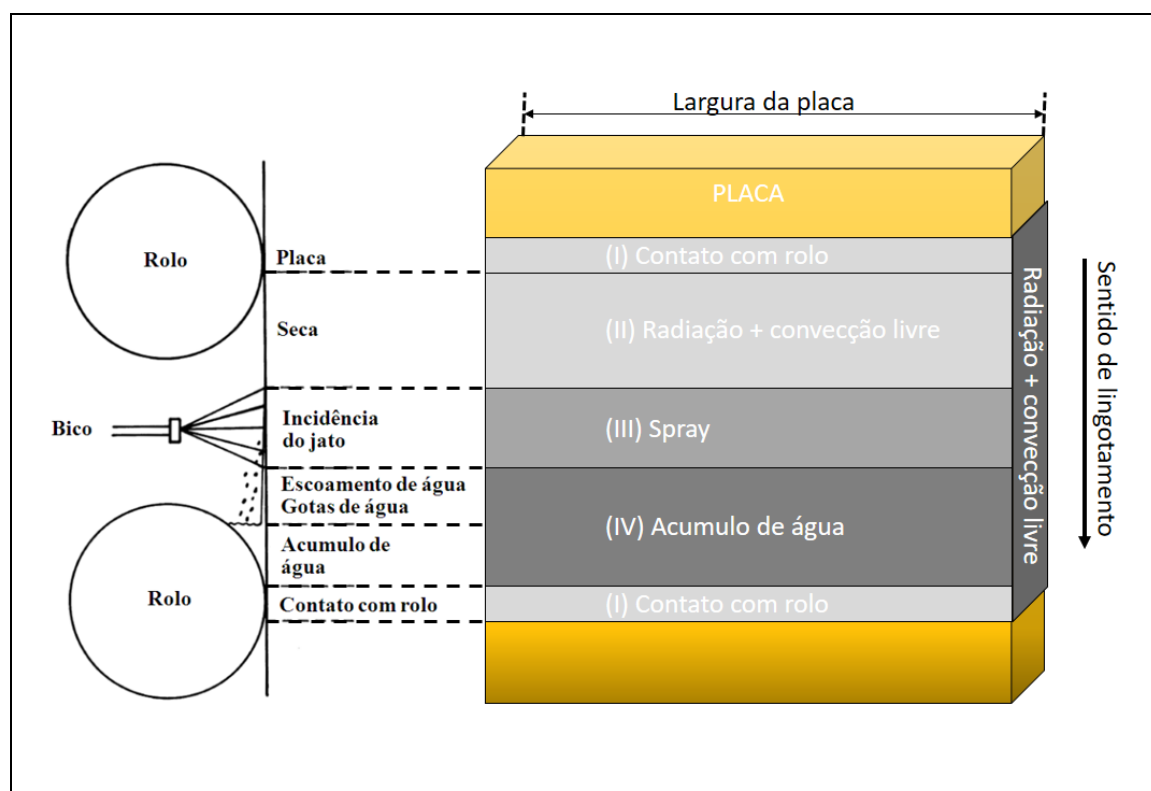


Figura 4.4 – Regiões de transferência de calor no resfriamento secundário (adaptado: SCHWERDTFEGGER, 2003).

A extração de calor devido ao contato dos rolos com a placa é obtida pela implementação da equação 4.14.

$$q_{roll} = 11513,7 \times T_S^{0,7556} \times V_C^{-0,2010} \times (2\theta)^{-0,1039} \quad (\text{Eq. 4.14})$$

Onde q_{roll} é o fluxo de calor, W/m², T_S é a temperatura superficial da placa, °C, V_C é a velocidade de lingotamento, m/min e θ o ângulo de contato entre a placa e o rolo, que pode

variar de 4° a 12° (JAVUREK et al., 2015). Neste trabalho o ângulo de contato foi considerado de forma arbitrária de 8°.

Com o ângulo de contato definido, o comprimento de contato entre a superfície da placa e o rolo é estimado pela equação 4.15.

$$C_{contato} = \pi D \frac{\theta}{360} \quad (\text{Eq. 4.15})$$

Na equação 4.15 D é o diâmetro do rolo [mm], em função da posição da fatia e definido conforme matriz de entrada de dados de posição e diâmetro dos rolos e $C_{contato}$ é o comprimento de contato entre a placa e o rolo em [mm].

A região de transferência de calor por radiação pode ser representada pela equação 4.16 para a obtenção do coeficiente de transferência de calor.

$$h_{rad} = \sigma \times \varepsilon_{aço} \times (T_S^2 + T_{amb}^2) (T_S + T_{amb}) \quad (\text{Eq. 4.16})$$

Onde h_{rad} é o coeficiente de transferência de calor por radiação, W/m² K, σ é a constante de Stefan-Boltzmann, 5,67x10⁻⁸ W/m² K⁴, T_S e T_{amb} são as temperaturas superficial da placa e do ambiente em K, $\varepsilon_{aço}$ é a emissividade do aço que, conforme apresentado por ZHANG et al.(2011), pode ser ajustada em função da temperatura superficial da placa, T_S , conforme apresentado na equação 4.17.

$$\varepsilon_{aço} = \frac{0,85}{(1 + \exp(42,68 - 0,02682xT_S))^{0,0115}} \quad (\text{Eq. 4.17})$$

Para considerar a extração de calor devido à incidência do spray na superfície da placa foi implementada a equação 4.18 (NOZAKI et al., 1978),

$$h_{spray} = \frac{1,57 (FMARG \times \dot{w})^{0,55} (1 - 0,0075 T_W)}{\alpha} \quad (\text{Eq. 4.18})$$

Na equação 4.18, h_{spray} é o coeficiente de transferência de calor para o spray [$W/m^2 K$], \dot{w} é a densidade de fluxo de água [$l/m^2 s$], T_w é a temperatura da água [$^{\circ}C$], α é o coeficiente de ajuste adimensional e $FMARG$ é a fração de densidade de água do centro que será considerada na margem, normalmente esta fração aumenta com a largura da placa.

Máquinas de lingotamento de placas são projetadas com possibilidade de regulagem diferente entre os bicos de spray centrais e os da margem. Tanto a fração de densidade de água de spray quanto o comprimento da margem são valores de entrada por zona e geral da máquina.

Na região abaixo da incidência do spray é considerada a extração de calor devido à evaporação de água que escoar e acumula acima dos rolos. Para considerar o resfriamento por evaporação na superfície superior, usou-se a equação 4.19, e para a face inferior, a equação 4.20 (ZHANG et al. 2011).

$$h_{eva} = (1 + J)h_{rad} \quad (\text{Eq. 4.19})$$

$$h_{eva} = \left(1 + J \left[1 - \text{sen}\left(\frac{2Z}{\pi r}\right)\right]\right) h_{rad} \quad (\text{Eq. 4.20})$$

Onde J é uma constante adimensional da máquina que para *air-mist* é 1,5 e 3 para sprays só com água, Z é a distância do início do arco da máquina até o comprimento simulado [m], q_{rad} é o fluxo de calor por radiação, r é o raio da máquina.

4.3 Modelos Periféricos

Neste tópico serão descritos os modelos para obtenção de condutividade térmica, calor específico, temperatura de *solidus* e *liquidus* e fração de sólidos e líquidos.

4.3.1 Propriedades físicas do aço

A condutividade térmica foi considerada como sendo função da temperatura do aço, conforme apresentada na equação 4.21 (THOMAS, SAMARASEKERA e BRIMACOMBE, 1987).

$$k = \begin{cases} 59,4 - 0,0418T, & T < 800 \\ 18,4 + 0,0094T, & T_L \leq T \leq 800 \\ 43,0, & T > T_L \end{cases} \quad (\text{Eq. 4.21})$$

Na equação 4.21 T é a temperatura dada em °C e k a condutividade térmica dada em W/m °C.

Como forma de considerar a homogeneização térmica na fase líquida devido à convecção é utilizada a equação 4.22 com o coeficiente C que pode variar de 5 a 10 obtendo a condutividade térmica efetiva, k_{ef} , para o aço líquido. Esta aproximação foi proposta por MIZIKAR apud CHOUDHARY, MAZUMDAR e GHOSH (1993).

$$k_{ef} = k_S [f_s + (1 - f_s)C] \quad (\text{Eq. 4.22})$$

Na equação 4.22, k_S é a condutividade térmica [W/m K] e f_s é a fração de sólidos [adimensional].

O calor específico foi considerado conforme apresentado na equação 4.23 (KIM et al., 1991).

$$C_p = \begin{cases} 2,368 - 1,492 \times 10^{-2}T + 4,107 \times 10^{-5}T^2 - 4,696 \times 10^{-8}T^3 + 1,953 \times 10^{-11}T^4 & T \leq 1033K \\ 7,802 - 5,278 \times 10^{-3}T - 3,676 \times 10^{-6}T^2 + 1,388 \times 10^{-9}T^3 + 1,031 \times 10^{-12}T^4 & 1033K < T \leq 1200K \\ 0,703 & 1200K < T \leq T_S K \\ 0,715^* & T_S K < T \leq T_L K \\ 0,720 & T > T_L K \end{cases} \quad (\text{Eq. 4.23})$$

*valor adaptado.

Na equação 4.23, C_p é o calor específico [J/kg K], T é a temperatura em [K], T_S e T_L são as temperaturas de *solidus* e *liquidus*, respectivamente.

O calor específico equivalente, C_p^{eq} foi utilizado para introduzir o efeito da liberação do calor latente na frente de solidificação, conforme apresentado na equação 4.24 (WON E THOMAS, 2001).

$$C_p^{eq} = C_p + L_f \frac{df_l}{dT} \quad (\text{Eq. 4.24})$$

Na equação 4.24, L_f é o calor latente dado em [J/kg] e f_l é a fração de líquidos.

A temperatura de fusão do metal puro foi considerada como 1536 °C e as temperaturas de *liquidus* e *solidus* foram obtidas pelas equações 4.25, 4.26, 4.27 e 4.28 (HOWE; 1988).

$$T_L = 1536 - \Delta T_L \quad (\text{Eq. 4.25})$$

$$\Delta T_L = 78 \%C + 7,6 \%Si + 4,9 \%Mn + 34,4 \%P + 38 \%S + 3,6 \%Al \quad (\text{Eq. 4.26})$$

$$T_S = 1536 - \Delta T_S \quad (\text{Eq. 4.27})$$

$$\Delta T_S = 415,5 \%C + 12,3 \%Si + 6,8 \%Mn + 124,5 \%P + 183,9 \%S + 4,1 \%Al \quad (\text{Eq. 4.28})$$

4.3.2 Fração de sólidos e líquidos

Para os cálculos apresentados nas equações 4.22 e 4.24 é necessário conhecer a fração de líquidos e a variação destes parâmetros em referência à variação da temperatura. A obtenção destes parâmetros pode ser feita por meio de três métodos: (i) variação linear (ii) regra da alavanca e (iii) Scheil. Vale ressaltar que o método de variação linear não tem embasamento teórico e que Scheil não considera difusão do soluto na fase sólida, não sendo válido para o aço.

As equações 4.29 e 4.30 são utilizadas para obtenção da fração de líquidos e da variação da fração de líquidos em referência à temperatura pelo método de variação linear.

$$f_L = \frac{(T - T_S)}{(T_L - T_S)} \quad (\text{Eq. 4.29})$$

$$\frac{df_L}{dT} = \frac{1}{(T_L - T_S)} \quad (\text{Eq. 4.30})$$

Nas equações 4.29 e 4.30, T, T_S e T_L são as temperaturas no elemento de volume, *solidus* e *liquidus*, respectivamente.

Nas equações 4.31 e 4.32 são apresentadas as formas de calcular as frações de líquido e a variação deste parâmetro em relação à variação da temperatura, pela regra da alavanca (KIM et al., 1991).

$$f_L = \frac{(T_0 - T_L) - k(T_0 - T)}{(1 - k)(T_0 - T)} \quad (\text{Eq. 4.31})$$

$$\frac{df_L}{dT} = \frac{(T_0 - T_L)}{(1 - k)(T_0 - T)^2} \quad (\text{Eq. 4.32})$$

Nas equações 4.31 e 4.32, T_0 é a temperatura de fusão do metal puro, que para o caso do aço foi considerada de 1536 °C, e k é o coeficiente de partição dado pela equação 4.33.

$$k = \frac{(T_0 - T_L)}{(T_0 - T_S)} \quad (\text{Eq. 4.33})$$

Nas equações 4.34 e 4.35 são apresentadas as formas de cálculo das frações de líquido e da variação deste parâmetro em função da temperatura adotando a regra de Scheil.

$$f_L = \left(\frac{T_0 - T}{T_0 - T_L} \right)^{\left(\frac{1}{k-1} \right)} \quad (\text{Eq. 4.34})$$

$$\frac{df_L}{dT} = \frac{-1}{(k - 1)(T_0 - T_L)} \left(\frac{T_0 - T}{T_0 - T_L} \right)^{\left(\frac{2-k}{k-1} \right)} \quad (\text{Eq. 4.35})$$

Na figura 4.5 é apresentado um gráfico da fração de líquidos em função da temperatura para uma faixa de temperatura entre a *liquidus*, 1526°C, e a *solidus*, 1497°C.

Como pode ser visto na figura 4.5 a fração de líquido varia pouco quando comparados os resultados obtidos pela regra da alavanca com os de Scheil.

Na figura 4.6 é apresentada a derivada da fração de líquidos em função da temperatura, para os três métodos implementados.

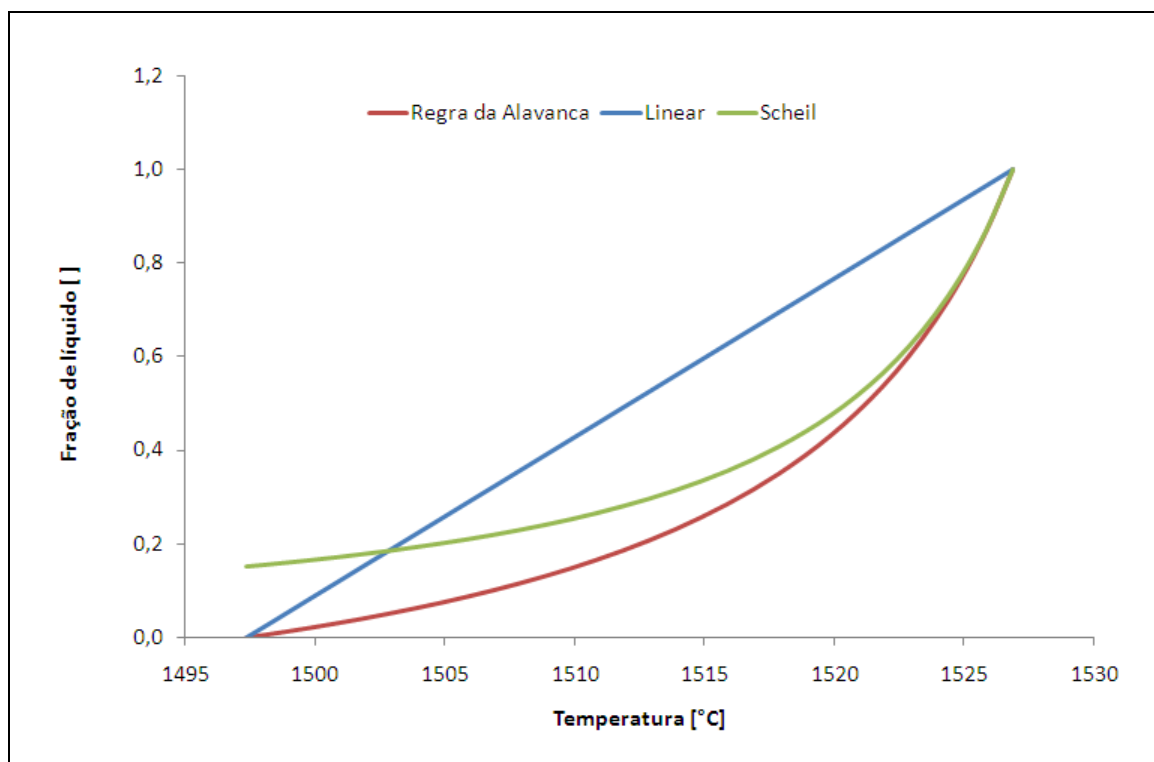


Figura 4.5 – Fração de líquidos em função da temperatura.

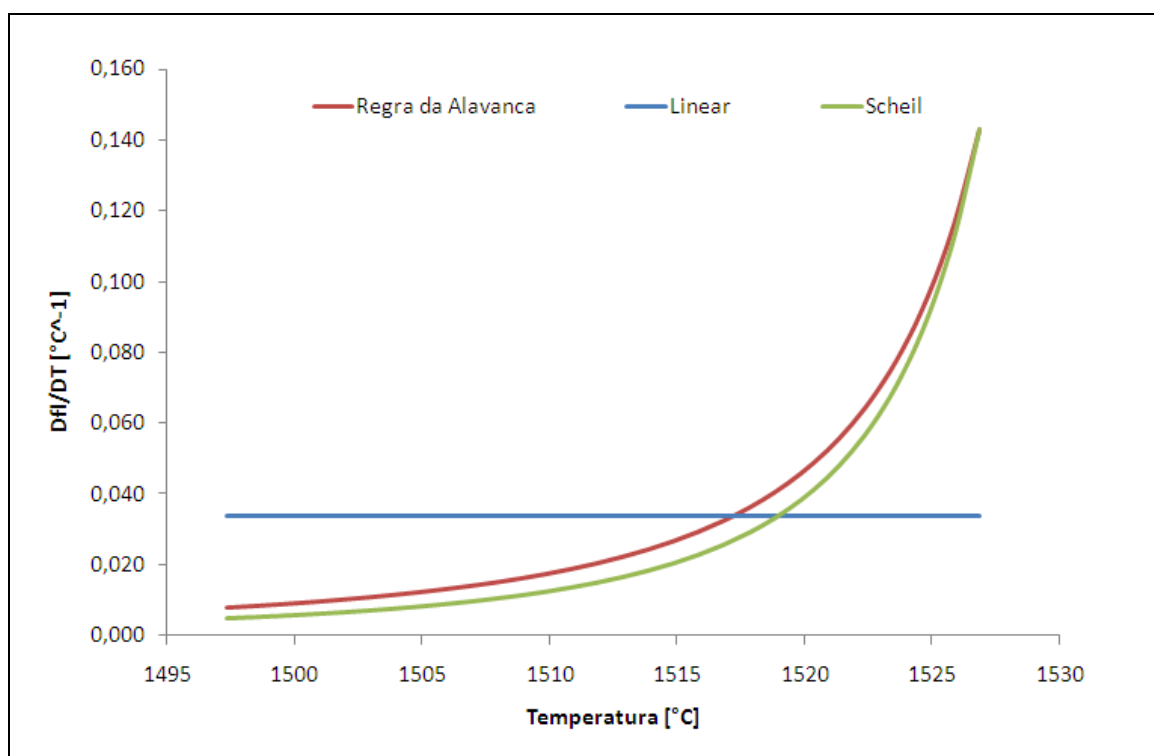


Figura 4.6 – Derivada da fração de líquidos em função da temperatura.

Na figura 4.7 é apresentada a derivada da fração de líquido com a temperatura em função da fração de líquido.

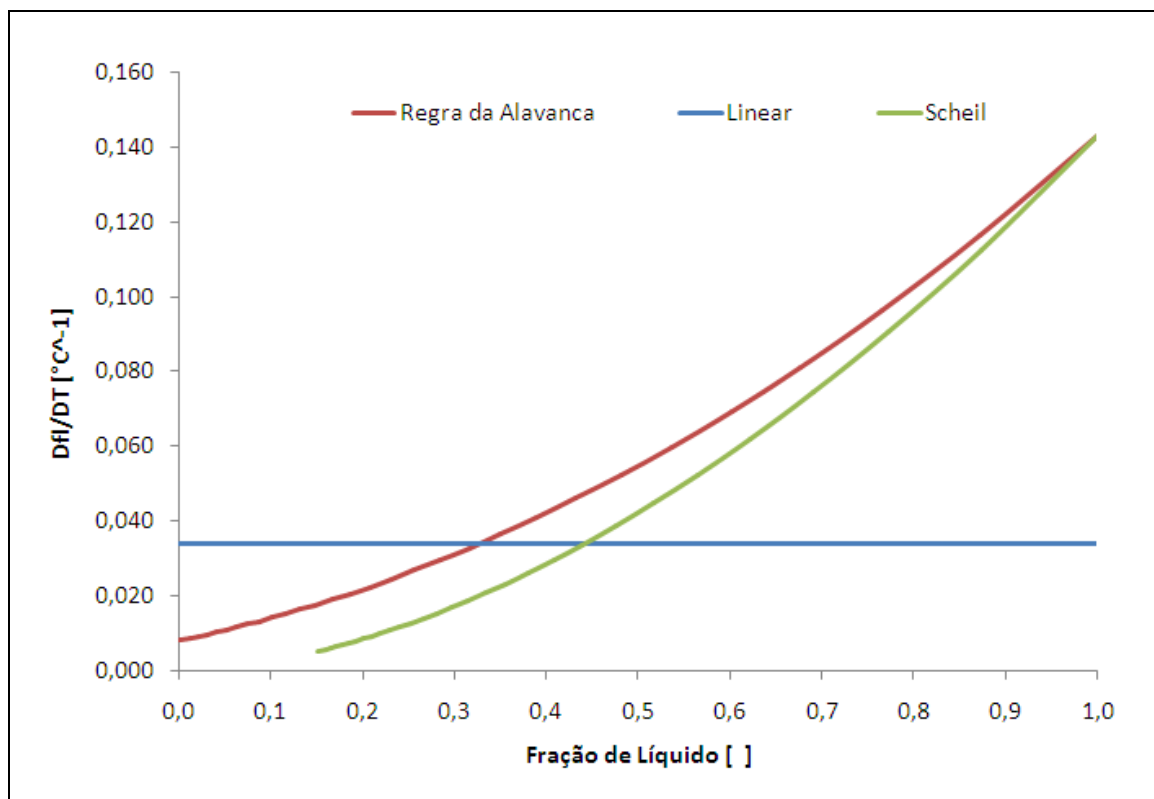


Figura 4.7 – Derivada da fração de líquido em função fração de líquido.

Na figura 4.7 verifica-se que a derivada da fração de líquidos em função da temperatura, para a regra da alavanca e de Scheil são próximas, a menos em regiões com baixas frações de líquidos.

4.4 Validação do Modelo

No presente estudo, para calibração do modelo, foram inseridos termopares no veio da máquina de lingotamento contínuo entre os rolos e superfície da placa para obtenção do perfil de temperatura em função da distância do menisco. Este perfil de temperatura foi utilizado para calibração do modelo realizando-se o ajuste de parâmetros utilizados na obtenção dos coeficientes de transferência de calor para cada zona da máquina. Estes termopares foram inseridos a uma distância de 4,2 m tomando como referência o menisco. Para avaliação do perfil de temperatura ao longo da largura da placa foi utilizada câmera

termográfica no descurvamento e saída da máquina. Todos os resultados experimentais foram obtidos durante o lingotamento de aços peritéticos.

Foram utilizados termopares tipo K com bitola de 3 mm e 70 m de comprimento, com isolamento mineral. A ponta do termopar foi modificada de forma a possibilitar o ancoramento junto à superfície da placa, evitando o escorregamento. O termopar foi inserido após o segmento de encurvamento, *bender*. Um esboço da montagem que foi realizada é apresentado na figura 4.8.

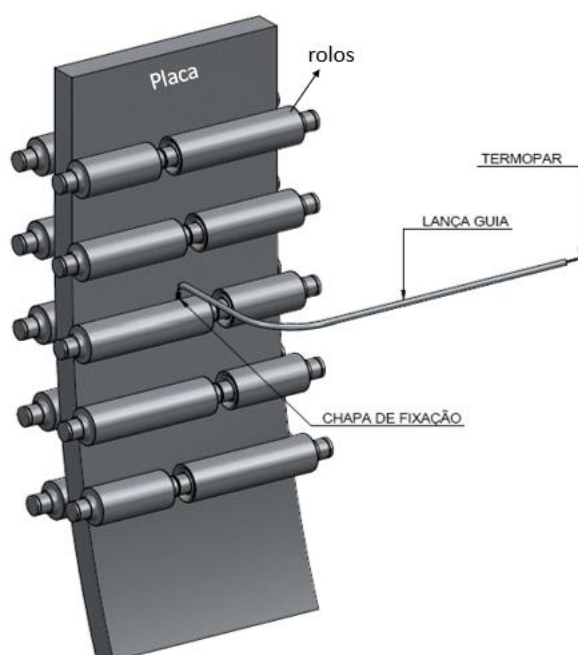


Figura 4.8 – Croqui da montagem do aparato experimental para obtenção do perfil de temperatura superficial da placa ao longo do comprimento da máquina.

O modelo foi testado de forma a avaliar o efeito dos parâmetros nos resultados de temperaturas e espessura solidificada.

Espessuras da camada de aço solidificada foram obtidas em placas oriundas de duas ocorrências de rompimento de pele e os resultados foram comparados com os obtidos utilizando o modelo matemático.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nos tópicos a seguir serão apresentados e discutidos os resultados obtidos no estudo referente ao desenvolvimento, validação e aplicação do modelo.

No anexo A.1 são apresentados o código do programa e os parâmetros de entrada.

5.1 Resultados Experimentais

Os dados experimentais de medição de temperatura superficial da placa e espessura da camada de aço solidificada de placas oriundas de rompimento de pele foram obtidos para aços com as composições químicas conforme apresentado na tabela V.1.

Tabela V.1 – Composição química dos aços considerados.

Composição Química (% m/m)						
Aços	%C	%Mn	%Si	%P	%S	%Al
CQ.01	0,15	0,39	0,017	0,0190	0,007	0,0360
CQ.02	0,16	0,85	0,200	0,0190	0,005	0,0360
CQ.03	0,16	1,07	0,200	0,0190	0,007	0,0380

Os resultados serão apresentados nos próximos tópicos.

5.1.1 Medição de temperatura superficial

As condições experimentais durante as medições de temperatura utilizando câmera termográfica e inserção do termopar são apresentadas na tabela V.2.

Tabela V.2 – Condições experimentais durante as medições de temperatura com câmera termográfica e termopar.

TP.01 (inserção do termopar – termografia)					
Velocidade de lingotamento [m/min]		0,90			
Composição química do aço		CQ.03			
Largura [mm]		2100			
Espessura [mm]		250			
Superaquecimento [°C]		32			
Resfriamento primário		Vazão de água [l/min]		ΔT^* [°C] da água no molde	
		Face larga	Face estreita	Face larga	Face estreita
		5000	530	5,4	6,5
Resfriamento Secundário	Zona	Fluxo de água [l/m ² s]	Zona	Fluxo de água [l/m ² s]	
	1 NL/F	14,53	7 I C	1,03	
	1 IO	9,10	7 O C	1,03	
	2 IO	9,91	7 I M	0,48	
	3 IO	5,35	7 O M	0,48	
	4 IO	3,24	8 I C	0,84	
	5 IO C	3,27	8 O C	0,84	
	5 IO M	1,51	8 I M	0,43	
	6 I C	1,90	8 O M	0,43	
	6 O C	1,90	9 I	0,36	
	6 I M	0,88	10 I	0,36	
	6 O M	0,88	9 X	0,88	
			10 X	0,88	

* ΔT é a diferença entre temperatura da água de entrada e saída.

Na figura 5.1 são apresentadas as temperaturas superficiais da placa no centro da largura, em função da distância do menisco obtidas por meio da inserção do termopar.

A medição de temperatura superficial de temperatura no centro da largura da placa foi válida somente a partir dos 20 metros abaixo do menisco devido uma falha de acoplamento do termopar na placa, devido a temperaturas de aproximadamente 100°C caracterizando o contato do termopar com vapor de água. Sendo assim, as medidas de temperatura antes dos 20 metros serão desconsideradas.

Na figura 5.2 são apresentadas as temperaturas superficiais da placa em função da largura à uma distância 18 m do menisco para as condições descritas na tabela V.2.

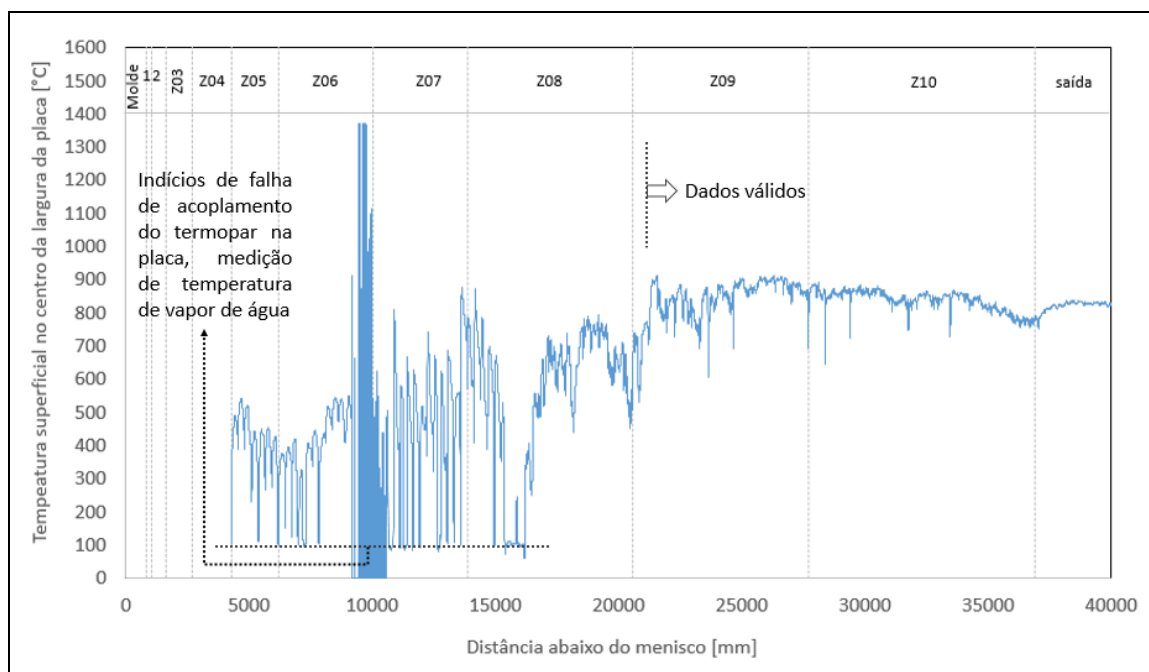


Figura 5.1 – Temperatura superficial da placa em função da distância do menisco, para os dois testes realizados de inserção de termopar.

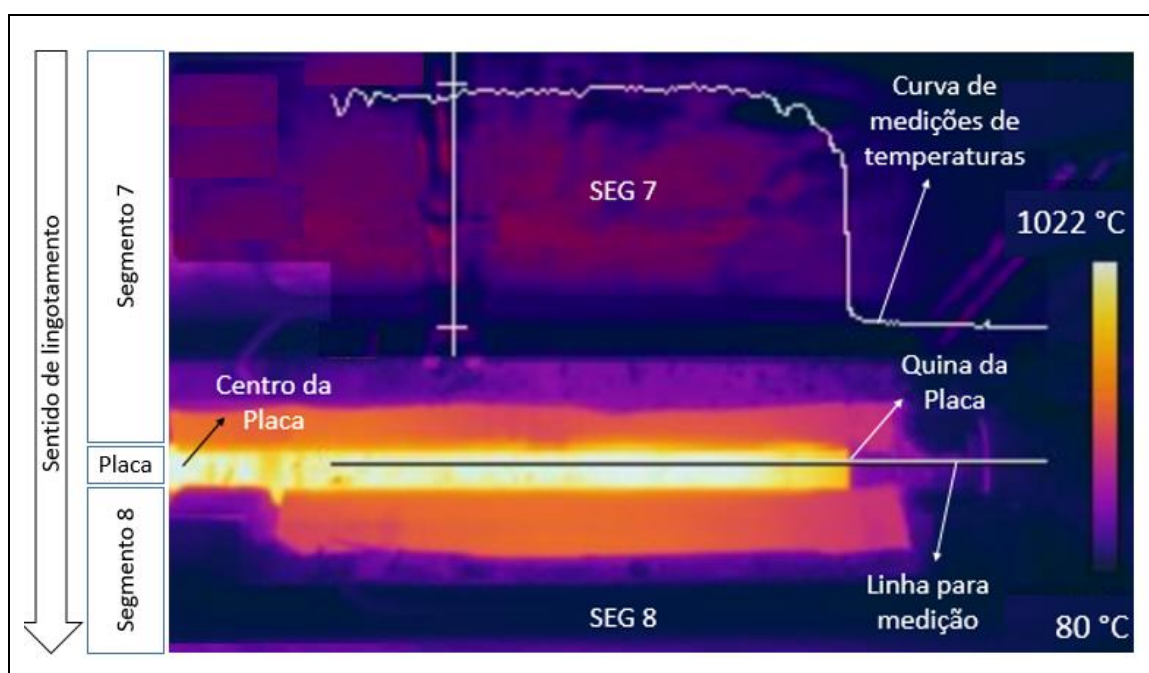


Figura 5.2 – Temperaturas superficiais da quina e centro da largura da placa em função da largura à uma distância de 18 m do menisco medidas com a câmera termográfica.

Na figura 5.3 são apresentados os resultados das medições de temperaturas superficiais da quina e centro da largura da placa para o caso 1, aço médio carbono e largura de 2100mm.

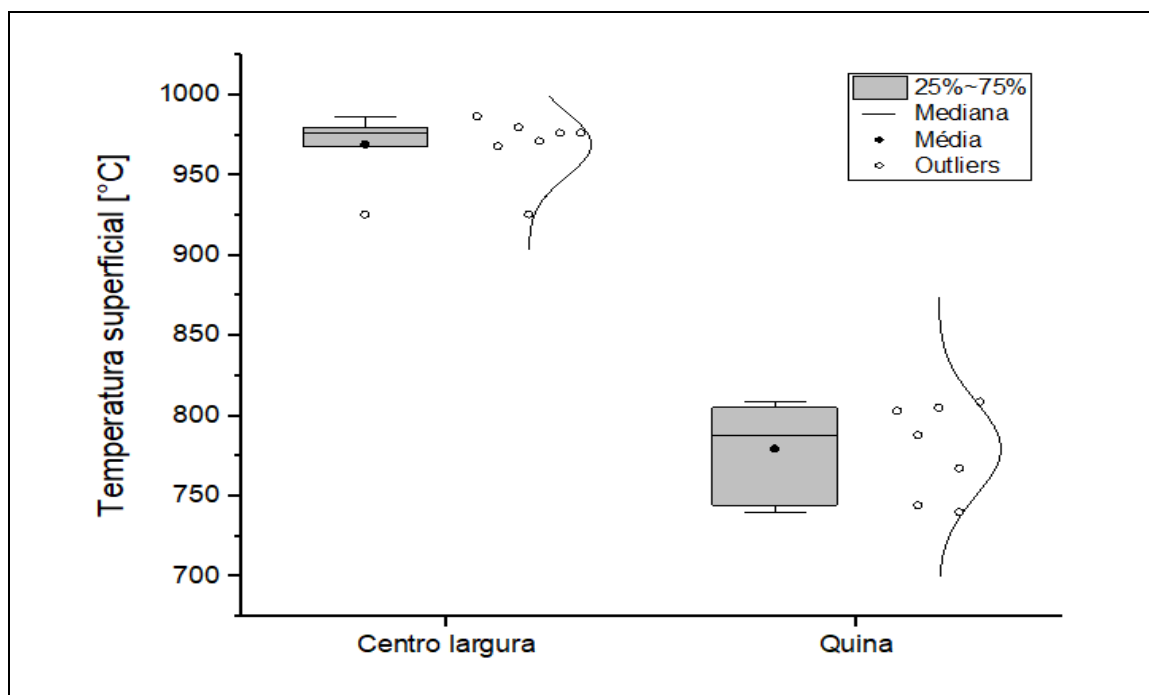


Figura 5.3 – Temperaturas superficiais da quina e centro da largura da placa medidas com câmera termográfica à uma distância de 18 m do menisco.

Conforme pode ser observado na figura 5.3 a dispersão dos resultados de medição da temperatura superficial na quina da placa, foi maior do que a obtida no centro. Este fato pode estar correlacionado com a maior presença de carepa nesta região.

Na figura 5.4 é apresentado o perfil de temperatura superficial em função da largura da placa para uma posição a 18 m abaixo do menisco obtido com câmera termográfica.

Como pode ser visto na figura 5.4 existem reduções repentinas da temperatura superficial da placa na região do mancal. Nestas regiões, por existir espaço entre a placa e o mancal a água dos sprays forma uma lâmina em cima da placa que impede a obtenção da temperatura.

Estes resultados de medição de temperatura serão utilizados para a validação do modelo, e apresentados nos próximos tópicos.

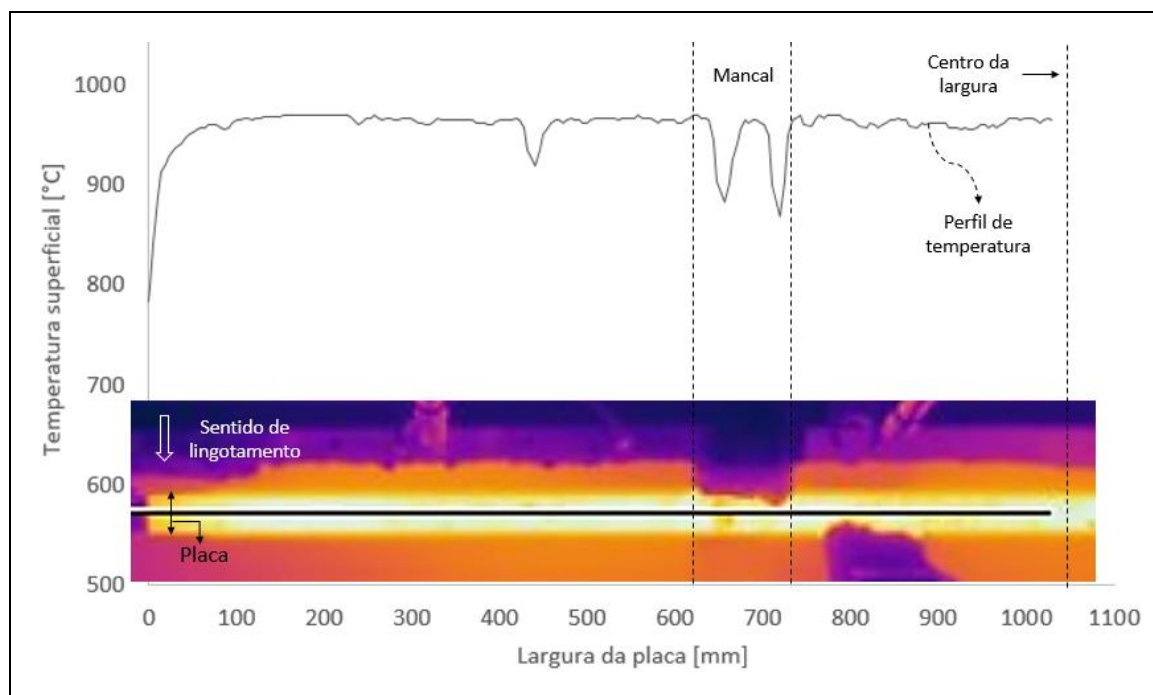


Figura 5.4 – Perfil da temperatura superficial em função da largura da placa a uma distância de 18 m abaixo do menisco obtido por câmera termográfica.

5.1.2 Medição de espessura de camada solidificada da placa

Foram realizadas duas amostragens após rompimentos de pele sendo as condições operacionais para cada uma das amostras especificadas na tabela V.3.

Tabela V.3 – Condições de lingotamento relativas às amostras oriundas de rompimento de pele.

Aços	BO.01 - (Amostra na região do molde)				BO.02 – (Amostra na região do <i>bender</i>)				
Velocidade de lingotamento [m/min]	0,76				0,86				
Composição química	CQ.01				CQ.02				
Largura [mm]	995				1264				
Espessura [mm]	250				220				
Superaquecimento [°C]	15				29				
Resfriamento primário	Vazão de água [l/min]		ΔT [°C] da água no molde		Vazão de água [l/min]		ΔT [°C] da água no molde		
	Larga	Estreita	Larga	Estreita	Larga	Estreita	Larga	Estreita	
	5000	530	2,44	5,60	5000	530	3,75	6,30	
Resfriamento Secundário	Zona	Fluxo de água [l/m ² s]				Fluxo de água [l/m ² s]			
	1 NL/F	13,13				15,76			
	1 IO	8,01				8,36			
	2 IO	6,76				8,97			
	3 IO	3,86				4,75			
	4 IO	2,30				2,81			
	5 IO C	2,13				2,51			
	5 IO M	0,75				0,79			
	6 I C	1,29				1,51			
	6 O C	1,67				1,96			
	6 I M	0,50				0,50			
	6 O M	0,65				0,65			
	7 I C	0,83				0,92			
	7 O C	1,25				1,39			
	7 I M	0,43				0,43			
	7 O M	0,65				0,65			
	8 I C	0,82				0,82			
	8 O C	1,40				1,40			
	8 I M	0,43				0,43			
	8 O M	0,72				0,72			
9 I	0,32				0,34				
10 I	0,32				0,34				
9 X	0,88				0,88				
10 X	0,88				0,88				

Na figura 5.5 e 5.6 são apresentadas as fotos das placas oriundas de rompimento de pele em que foram realizadas as medições da espessura da camada de aço solidificada, para rompimento de pele na saída do molde e no *bender*, respectivamente.

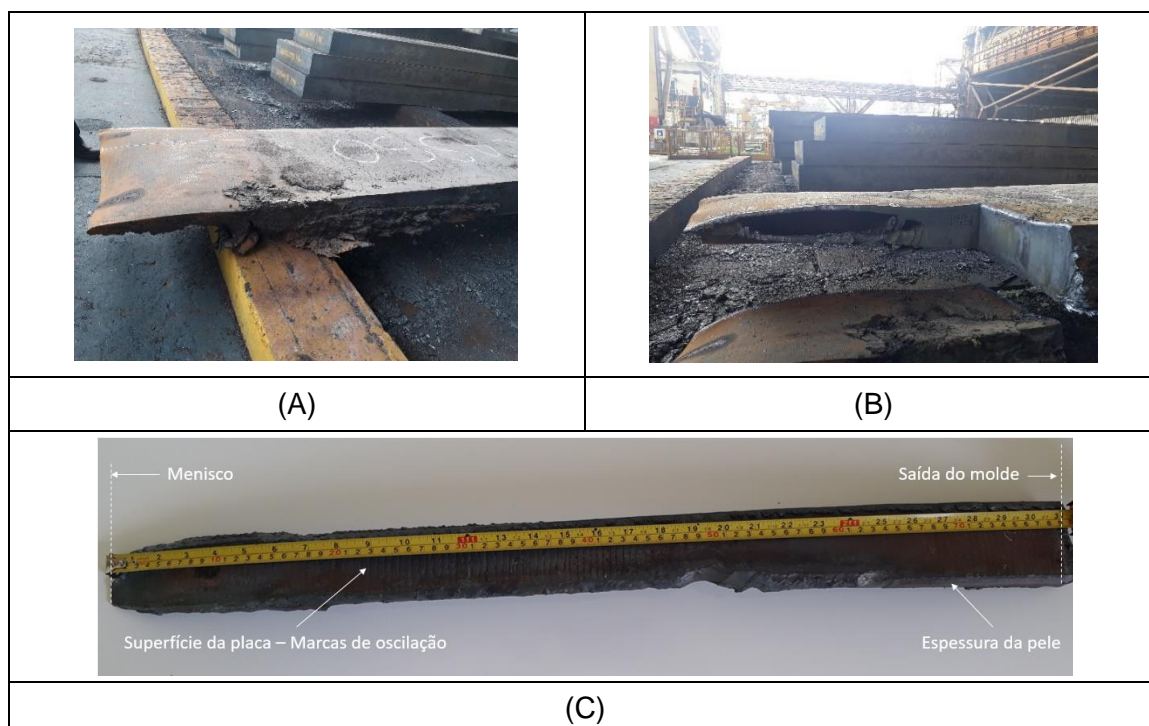


Figura 5.5 – Fotos da placa oriunda de rompimento de pele em que foi possível retirar amostra na região do molde (BO.01).

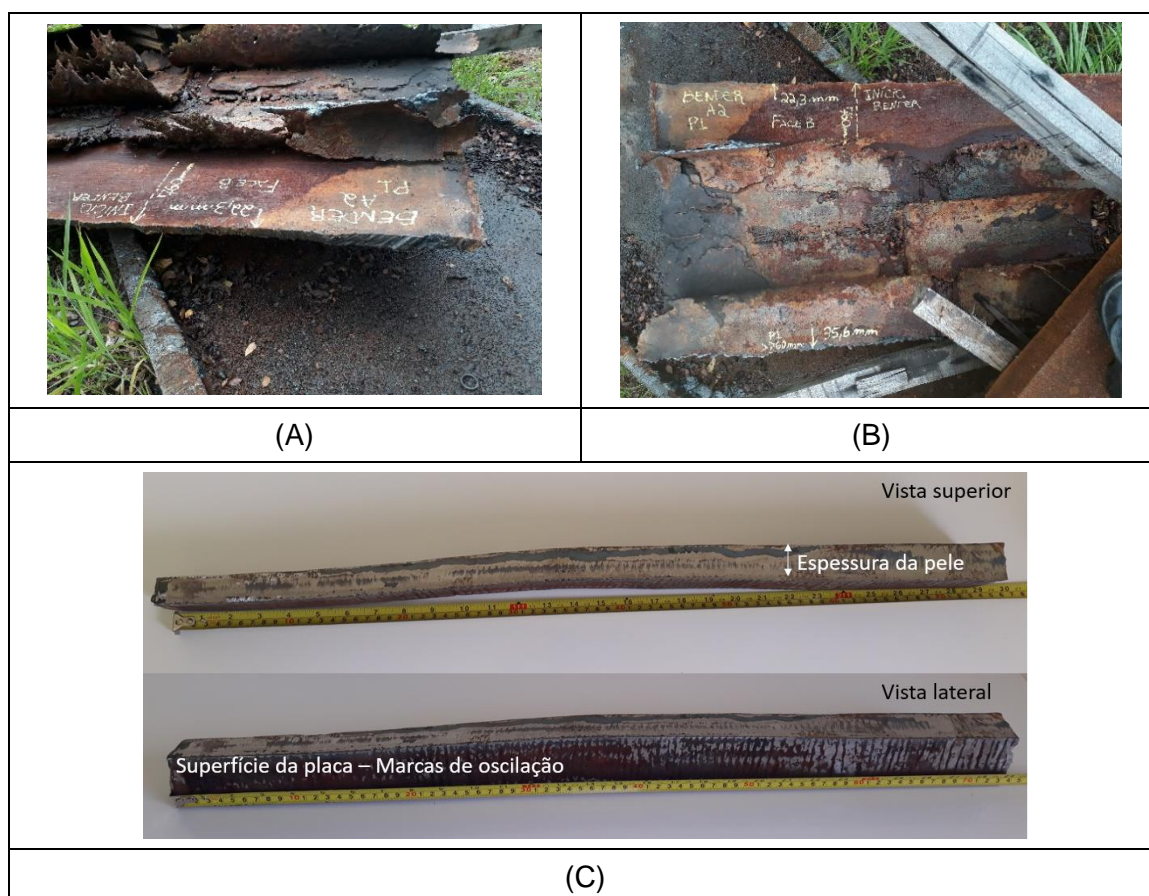


Figura 5.6 – Fotos da placa oriunda de rompimento de pele em que foi possível retirar amostra na região do *bender* (BO.02).

Na figura 5.7 são apresentadas as espessuras da camada solidificada em função da distância do menisco, para as duas amostras retiradas de placas oriundas de rompimento de pele.

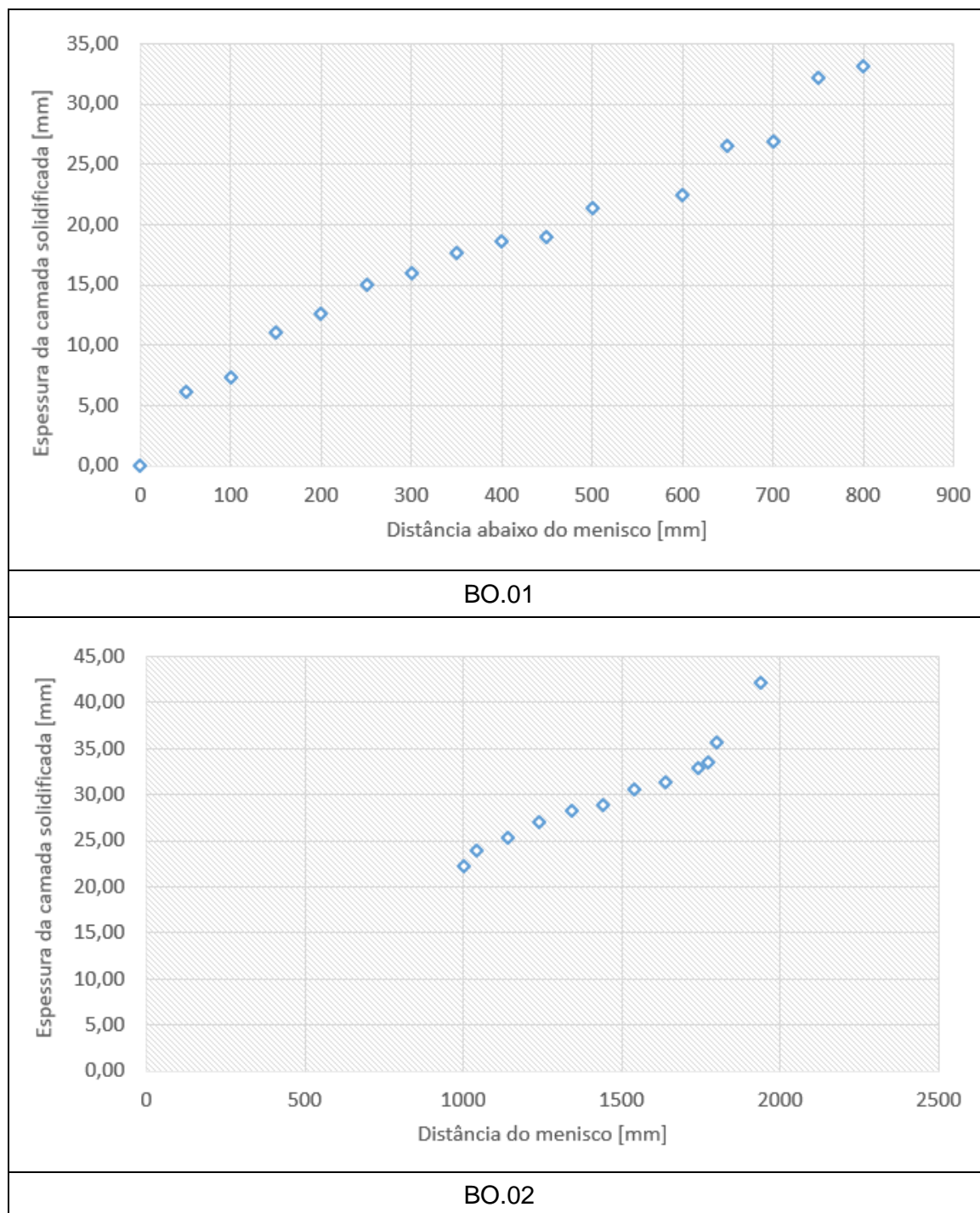


Figura 5.7 – Espessura da camada de aço solidificado em função da distância do menisco para as duas amostragens realizadas de rompimento de pele.

5.1.3 Medição da espessura do leque de spray

Para definir a área de incidência de leque de spray no resfriamento secundário, foi realizada medição do ângulo e espessura do leque em uma bancada para realização de testes de bicos de spray no laboratório da Spraying Systems do Brasil.

O aparato experimental é apresentado na figura 5.8. Ele é composto por suportes para fixação das lanças e uma mesa com repartições para coleta da água oriunda dos sprays.

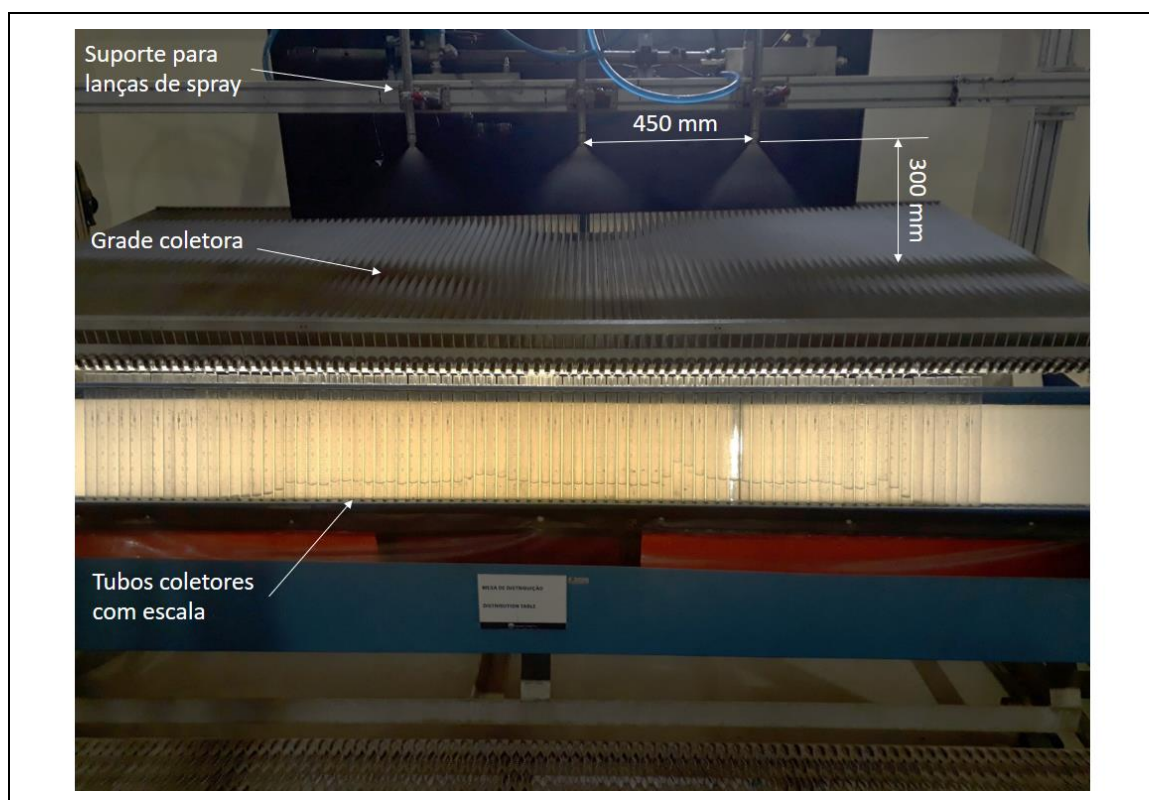


Figura 5.8 – Aparato experimental para medição de distribuição de água de sprays.

Para definição da área de incidência dos sprays foi considerado o comprimento e a largura projetada dos sprays dispostos a uma distância de 300 mm da bancada, correspondente a região curva da máquina de placas da Gerdau Ouro Branco. Na figura 5.9 é apresentado o resultado de medição obtido para a largura do leque de spray projetado.

A espessura do leque de spray que corresponde a 85% do volume de água do spray é de 60 mm e será considerada no modelo para cálculo de fluxo de água e área efetiva do spray.

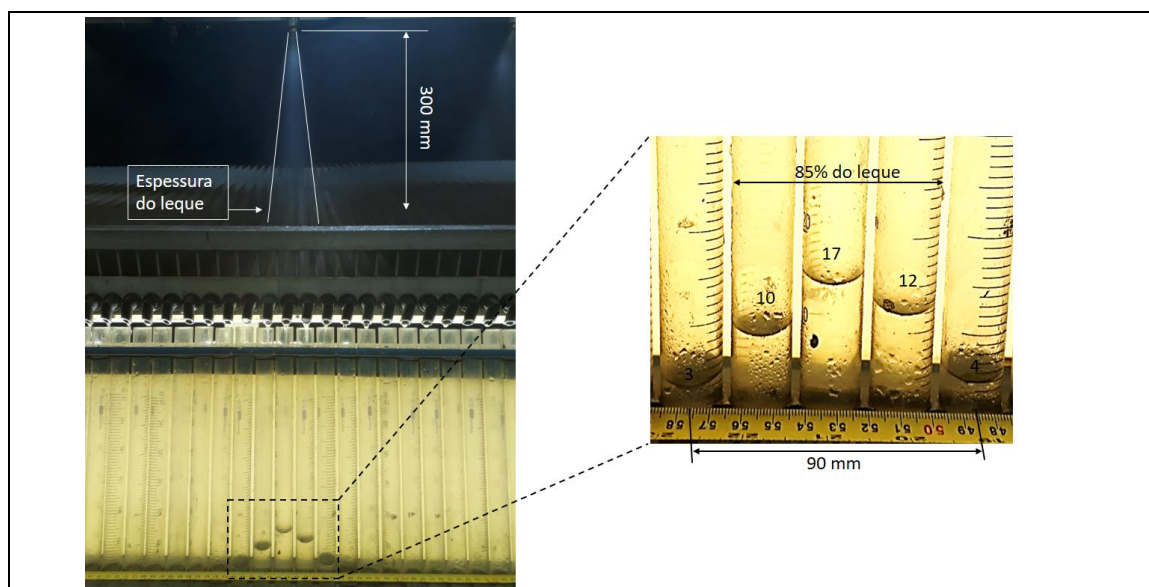


Figura 5.9 – Medição da largura da projeção do leque de spray na placa.

Vale ressaltar que neste trabalho a distribuição de água, tanto na largura quanto no comprimento da projeção do leque, foi considerada uniforme. Considerando somente os diferentes fluxos de água entre margem e centro.

5.2 Modelo Matemático

5.2.1 Análise de Independência de Malha e Passo de Tempo

Para análise de independência de malha e passo de tempo foram utilizadas as condições de contorno e parâmetros do modelo idênticos aos considerados no caso BO.02.

Na tabela V.4 são apresentadas as malhas utilizadas para realizar a análise de independência de malha.

Tabela V.4 – Parâmetros utilizados nas simulações para análise de independência de malha e passo de tempo.

Malha	Direção X - Largura		Direção Y - Espessura		Número total de elementos	Tempo para simulação [s]
	Número de nós	Delta X [m]	Número de nós	Delta Y [m]		
M.01	101	0,0126	17	0,0137	1.600	8
M.02	161	0,0079	25	0,0092	3.840	45
M.03	211	0,0060	35	0,0065	7.140	140
M.04	161	0,0079	70	0,0032	11.040	329

As simulações foram realizadas em um computador HP Core i5-6300U CPU @ 2.400GHz com 8,00 GB de memória RAM. Foram considerados dois eixos de simetria, sendo então realizada as simulações em 1/4 do domínio.

Na figura 5.10 são apresentados os resultados de temperatura superficial da placa em função da distância do menisco obtidos utilizando os diferentes parâmetros de malha apresentados na tabela V.4.

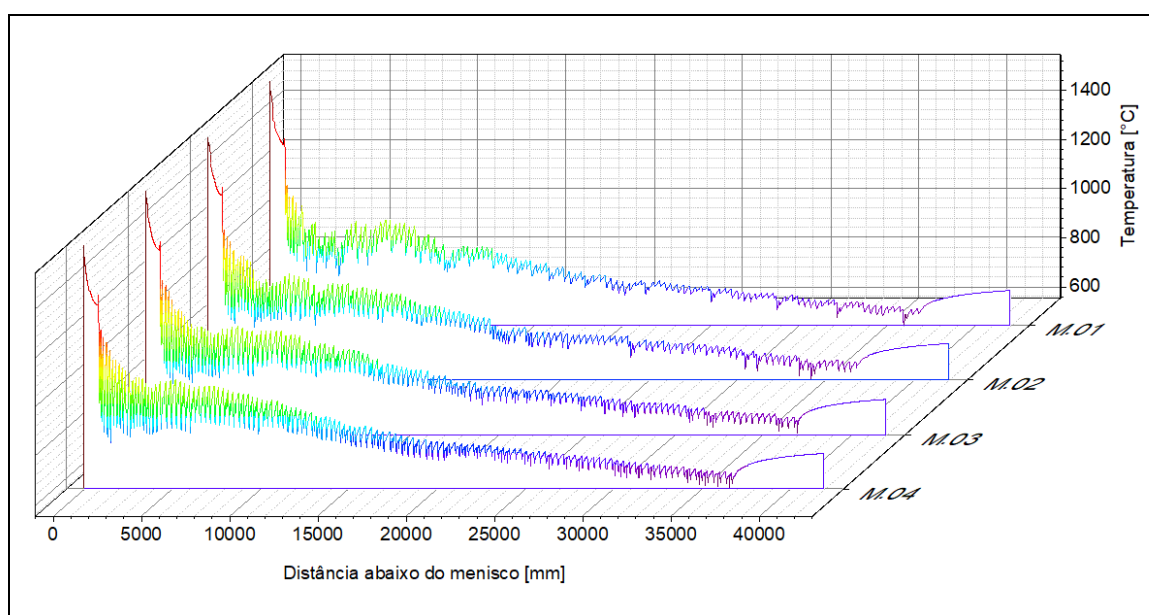


Figura 5.10 – Temperatura superficial da placa no centro da largura em função da distância do menisco, para diferentes malhas.

Na figura 5.11 são apresentados os resultados de espessura da camada de aço solidificada em função da distância do menisco para as condições de malha especificadas na tabela V.4.

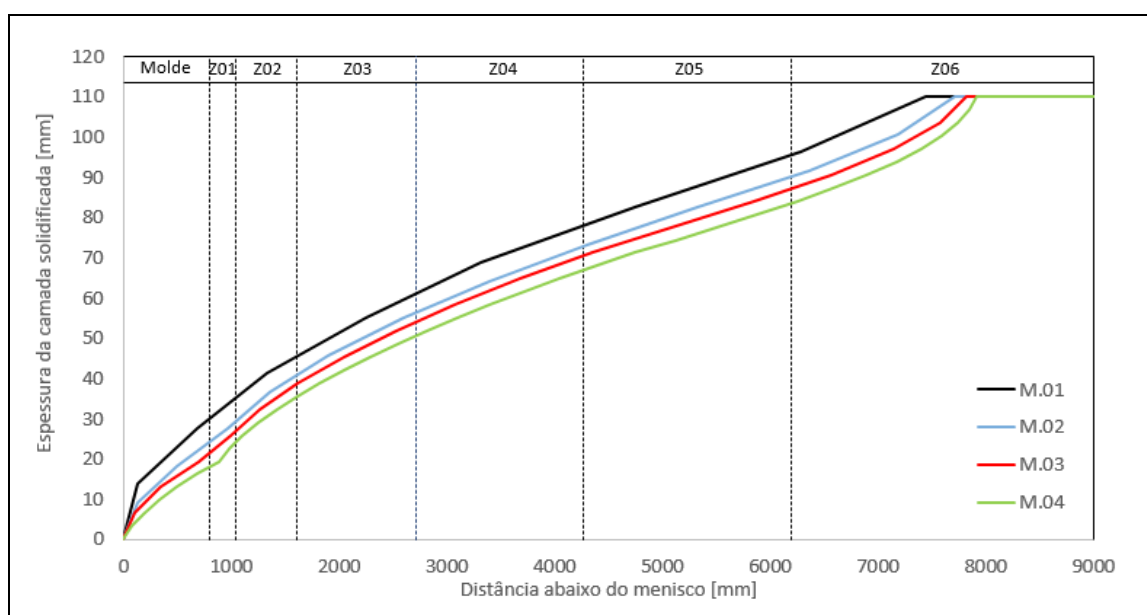


Figura 5.11 – Espessura da camada de aço solidificada em função da distância do menisco, para diferentes malhas.

Na figura 5.12 são apresentados os pontos finais de solidificação e os desvios percentuais dos casos em referência ao resultado obtido para a malha mais refinada.

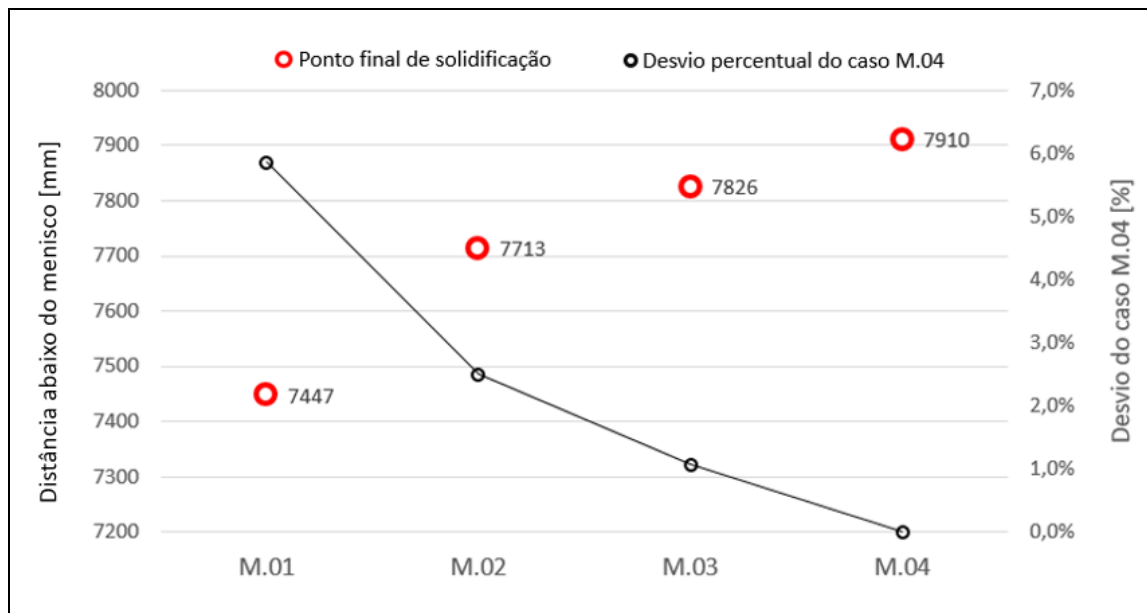


Figura 5.12 – Ponto final de solidificação para cada configuração de malha.

Na figura 5.13 é apresentada a evolução do tempo para simulação em função do número de elementos da malha.

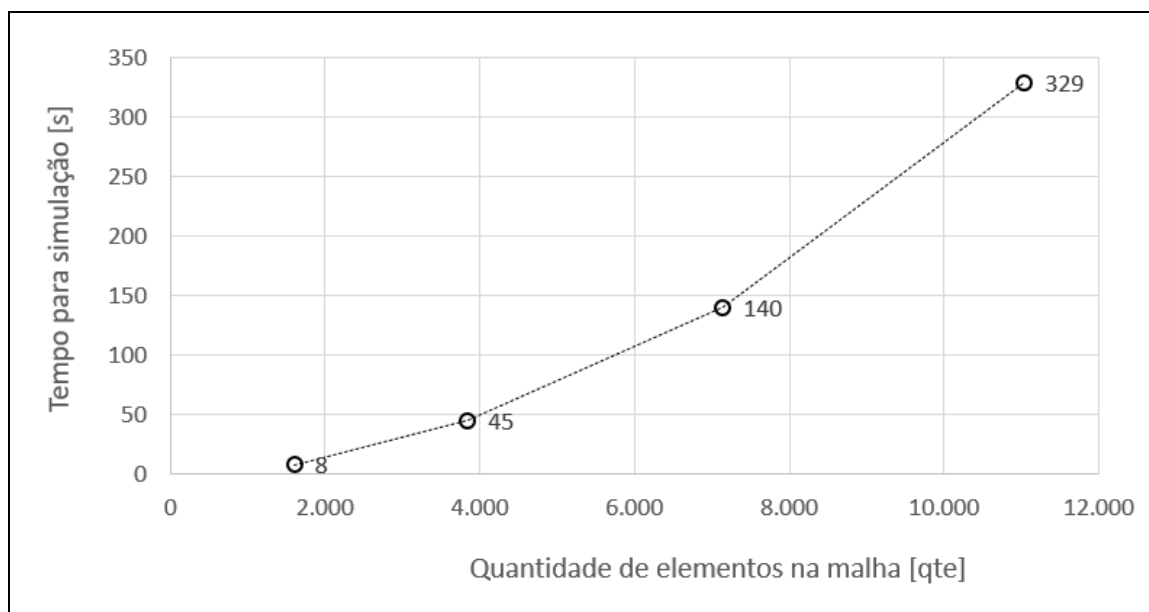


Figura 5.13 – Pontos finais de solidificação para cada configuração de malha.

Pode-se observar nas figuras 5.12 e 5.13 que as condições de malha utilizadas nos casos M.03 e M.04 não apresentam divergências significativas nos resultados. O erro percentual entre estes casos foi da ordem de 1%. Entende-se então, que o resultado não irá variar significativamente para uma malha mais refinada do que o caso M.04, 11.040 elementos, mas por outro lado o recurso computacional para solução irá aumentar de forma expressiva, visto a diferença entre os tempos para simulação entre os casos M.03 e M.04. Sendo assim, a malha M.04 será utilizada em todas as simulações, sendo considerada a malha com o melhor resultado entre custo/benefício.

O salto de tempo utilizado nas simulações é adaptado para cada condição conforme apresentado na equação 5.1. Este método baseia-se na condição do termo “AP” nunca ser menor do que “Zero (SILVA, 2015).

$$\Delta t < \frac{\rho C_p^{eq} \Delta X \Delta Y}{aN + aS + aE + aW} \quad (5.1)$$

Na figura 5.14 são apresentadas as evoluções dos passos de tempo em função da distância do menisco, para os casos apresentados na tabela V.4.

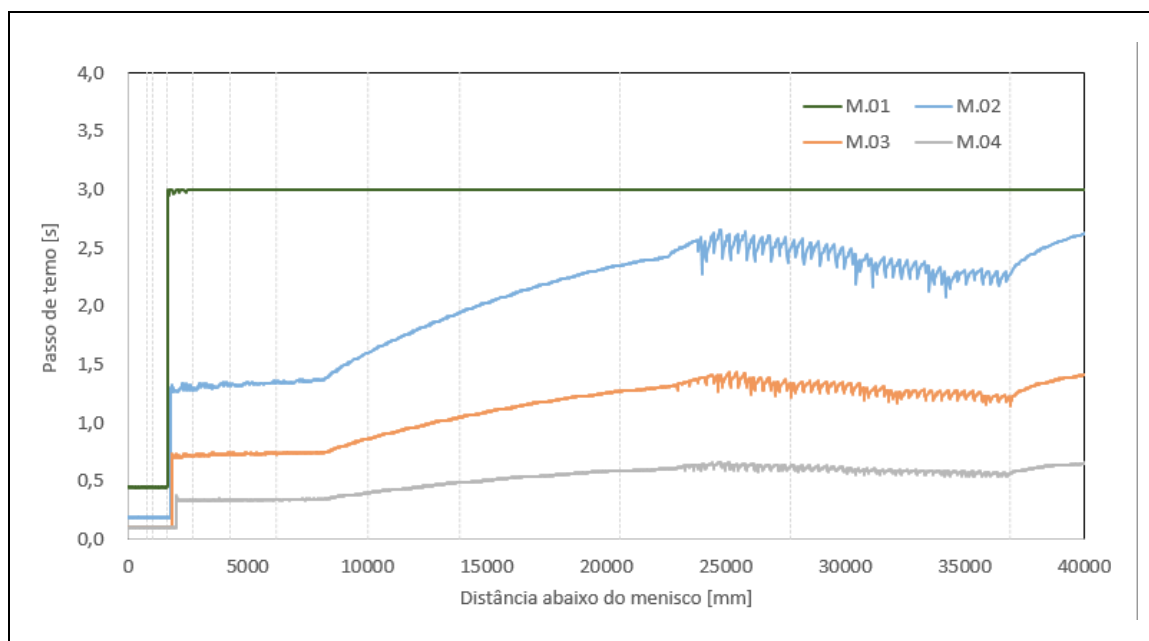


Figura 5.14 – Passo de tempo em função da distância do menisco.

Conforme apresentado na equação 5.1 o passo de tempo irá variar com os termos de linearização e com o tamanho da malha nas duas direções.

5.2.2 Análise de Sensibilidade

Na tabela V.5 são apresentadas as variações e condições utilizadas para realização de análise de efeitos do superaquecimento do aço, velocidade de lingotamento e fração de sólidos e líquidos. Nas simulações foram utilizadas as condições de contorno similares as do caso BO.02, alterando somente os parâmetros conforme tabela V.5. Foram corrigidos os fluxos de água e variação de temperatura nas faces do molde linearmente proporcional à variação da velocidade de lingotamento.

Tabela V.5 – Parâmetros a serem variados para análise de sensibilidade do modelo.

Análise de Efeito	Simulação	ΔT [°C]	Velocidade de lingotamento [m/min]	Malha*	Método para Fração de líquido
Método para obtenção da Fração de Líquido	S.01	20	1,00	M.04	Linear
	S.02	20	1,00	M.04	Alavanca
	S.03	20	1,00	M.04	Scheil
Super aquecimento do aço (ΔT)	S.04	5	1,00	M.04	Alavanca
	S.02	20	1,00	M.04	Alavanca
	S.05	35	1,00	M.04	Alavanca
Velocidade de lingotamento	S.06	20	1,30	M.04	Alavanca
	S.02	20	1,00	M.04	Alavanca
	S.07	20	0,70	M.04	Alavanca

Na figura 5.15 são apresentadas as frações de líquido, no centro da placa, em função da distância do menisco para as 3 simulações utilizando modelo linear, regra da alavanca e Scheil para obtenção da fração de líquido.

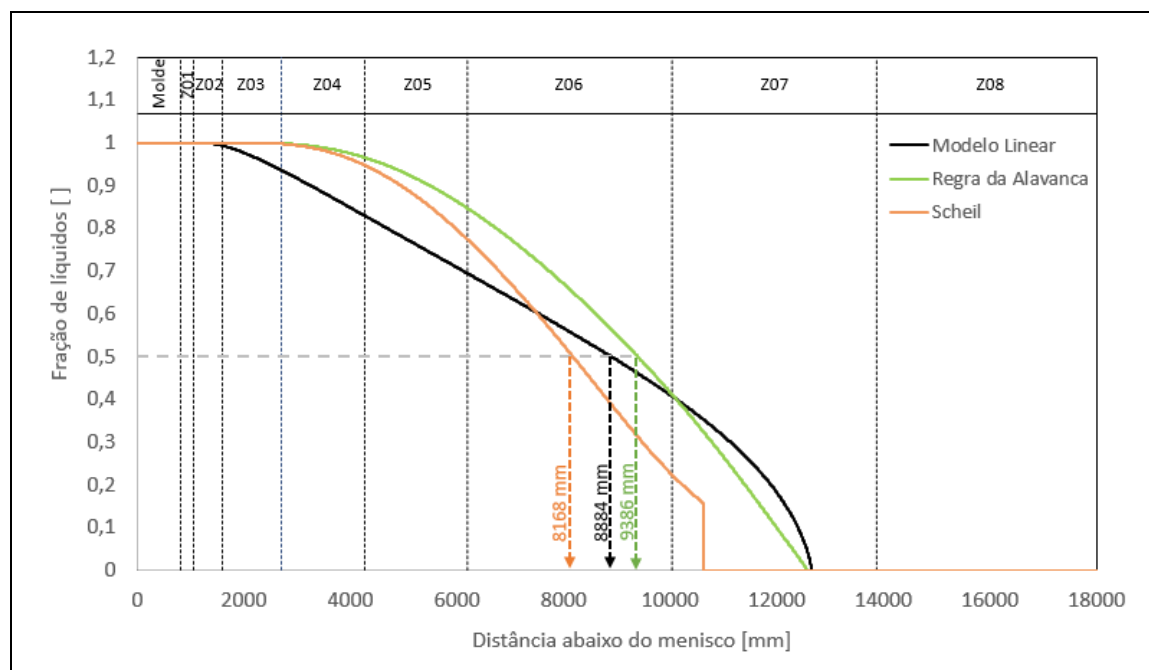


Figura 5.15 – Fração de líquido em função da distância do menisco utilizando modelo linear, regra da alavanca e Scheil.

Conforme pode ser visto na figura 5.15, existem diferenças significativas na posição das frações de líquido obtidas nas simulações dependendo do modelo adotado. Esta diferença reforça a importância em realizar validação dos modelos online das máquinas de lingotamento contínuo, pelo fato deste serem fonte de informação para a definição da posição de aplicação da redução suave, *soft reduction*, que consiste em realizar uma leve laminação na placa com o intuito de deslocar o líquido, rico em soluto, para a regiões fora da região de solidificação. Esta redução pode ser determinada por dois parâmetros: (i) fração de sólidos para início e final da aplicação e (ii) total de redução na espessura. A taxa de redução, dada em mm/m, dependerá do comprimento da zona pastosa. Na tabela V.6 são apresentadas as divergências dos resultados de aplicação de *soft reduction* se fossem considerados os resultados obtidos para as três formas de obtenção de fração de líquidos e sólidos, para início de aplicação em fração de sólidos de 0,5 e final em 1,0 para uma redução total de 4,00 mm.

Tabela V.6 – Parâmetros resposta para aplicação de *soft reduction* considerando os resultados obtidos nas simulações para os três métodos de obtenção de fração de sólidos e líquidos.

	Distância abaixo do menisco [mm]		Taxa de redução [mm/m]
	Fs = 0,50	Fs = 1,00	
Modelo Linear	8884	12688	1,05
Regra da Alavanca	9386	12582	1,25
Scheil	8168	10627	1,63

LIU et al. (2017) relataram o índice de trincas interdendríticas em função da taxa de redução, por aplicação da *soft reduction*, em um segmento, conforme apresentando na figura 5.16. Este estudo reforça a necessidade de uma definição correta da região para aplicação desta redução, que será uma consequência da escolha correta do método para obtenção da fração de sólido e líquido no modelo implementado na máquina visando melhoria na qualidade interna de placas.

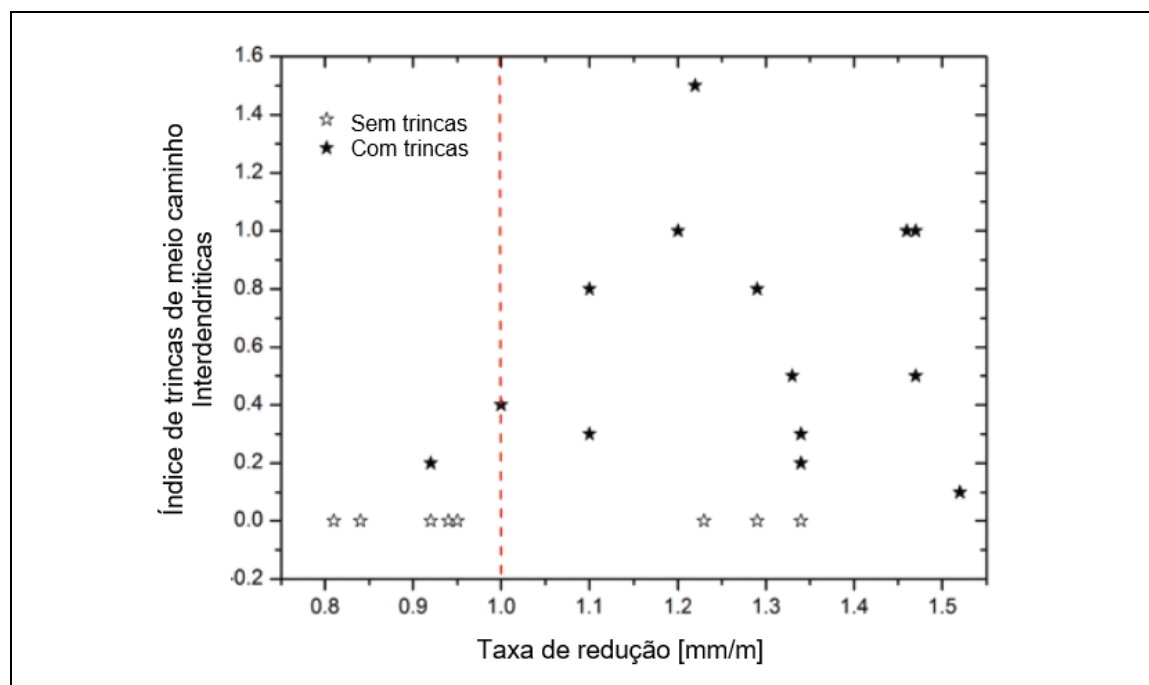


Figura 5.16 – Índice de trincas interdendríticas em função da taxa de redução por segmento (LIU et al., 2017).

Na figura 5.17 são apresentados os perfis de solidificação em função da distância abaixo do menisco para simulações realizadas com superaquecimento do aço líquido de 5, 20 e 35 °C.

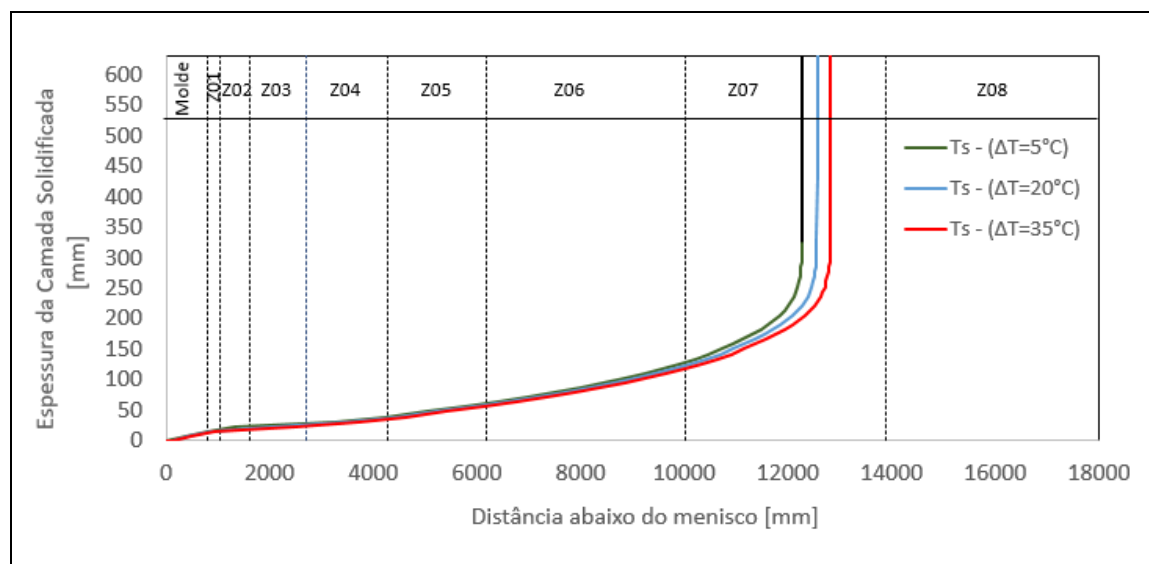


Figura 5.17 – Perfil de solidificação no centro da espessura para simulações realizadas com superaquecimento de 5, 20 e 35°C.

Na figura 5.18 são apresentados os pontos finais de solidificação em função do superaquecimento do aço.

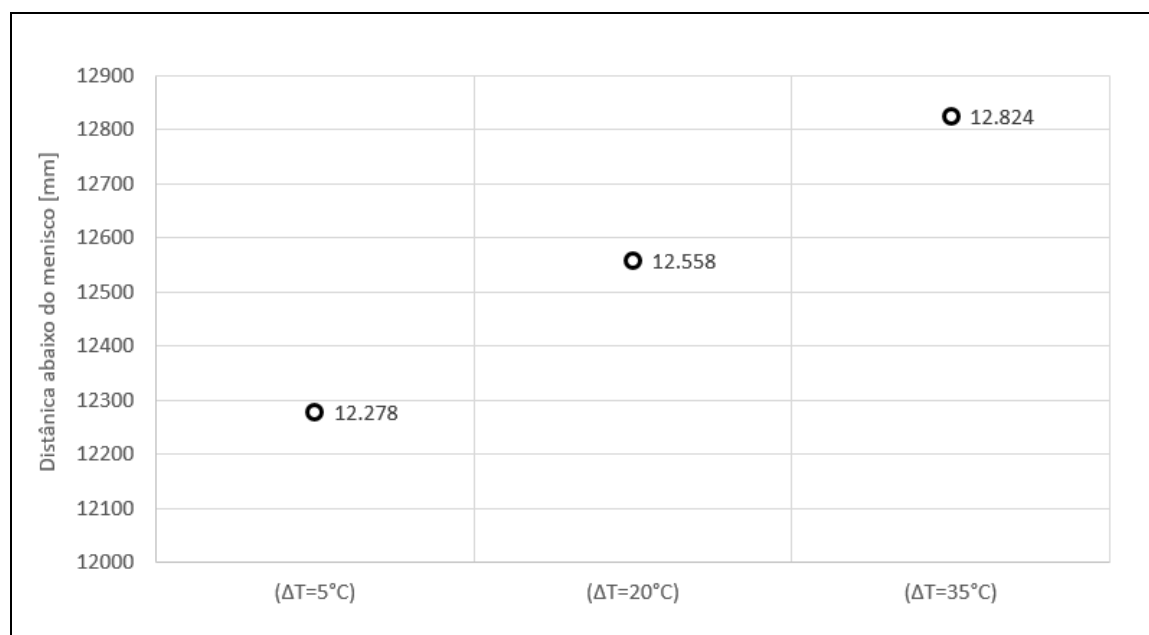


Figura 5.18 – Ponto final de solidificação em função dos superaquecimentos do aço líquido.

Como pode ser visto na figura 5.18, a diferença de 30°C no superaquecimento altera o ponto final de solidificação em 546 mm, para as condições utilizadas nas simulações.

Na figura 5.19 são apresentados os perfis de solidificação, para velocidades de lingotamento de 0,70, 1,00 e 1,30 m/min.

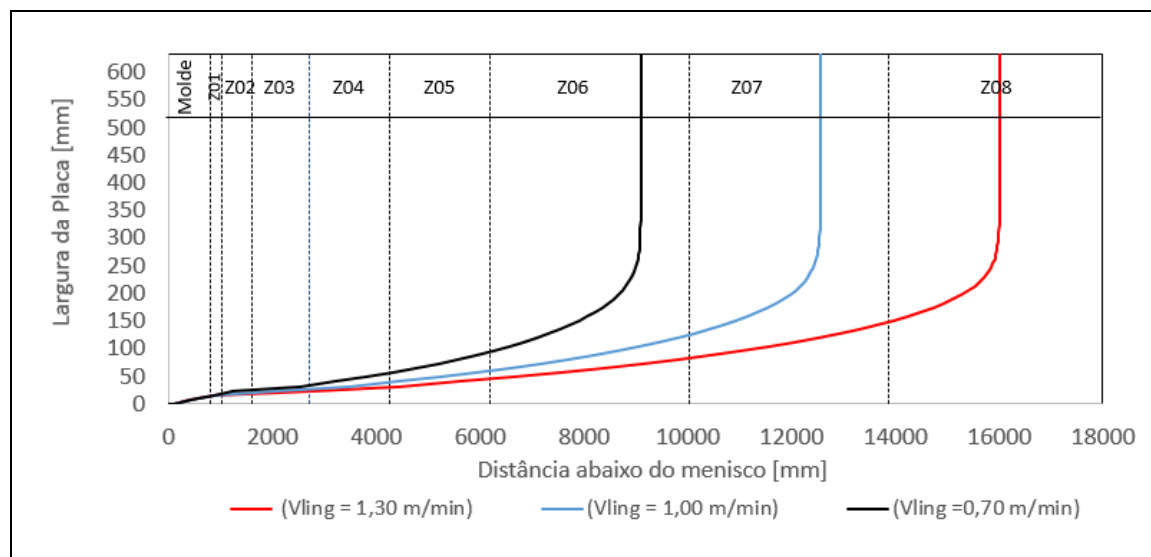


Figura 5.19 – Perfil de solidificação no centro da espessura para simulações realizadas com velocidades de lingotamento de 0,70, 1,00 e 1,30 m/min.

Na figura 5.20 são apresentados os pontos finais de solidificação em função da velocidade de lingotamento.

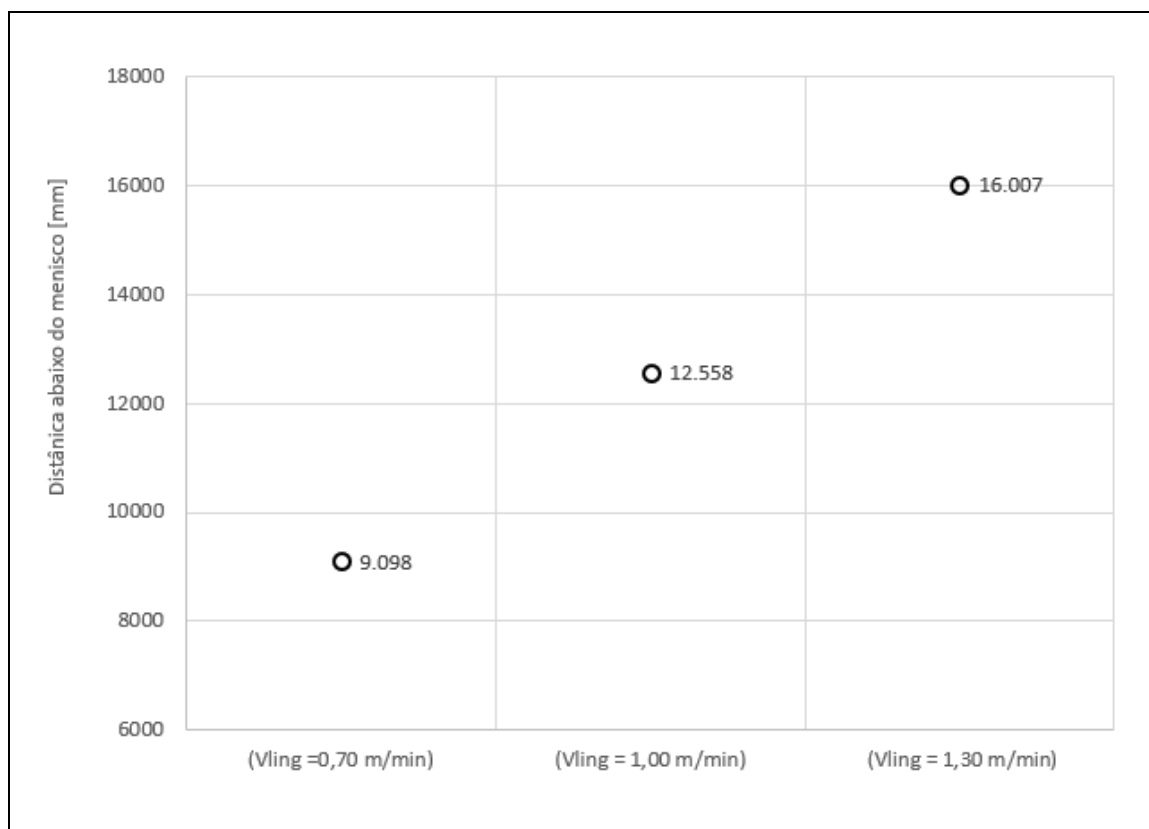


Figura 5.20 – Ponto final de solidificação em função da velocidade de lingotamento.

Como pode ser visto na figura 5.20, o ponto final de solidificação varia de forma linear com a velocidade de lingotamento. Para as condições utilizadas nas simulações, variações de 0,10 m/min na velocidade de lingotamento, corresponde em um deslocamento de 1,15 m no ponto final de solidificação.

Na figura 5.21 são apresentados os perfis de temperatura superficial no centro da largura em função da distância abaixo do menisco, comparando as simulações realizadas com as velocidades de 0,70, 1,00 e 1,30 m/min.

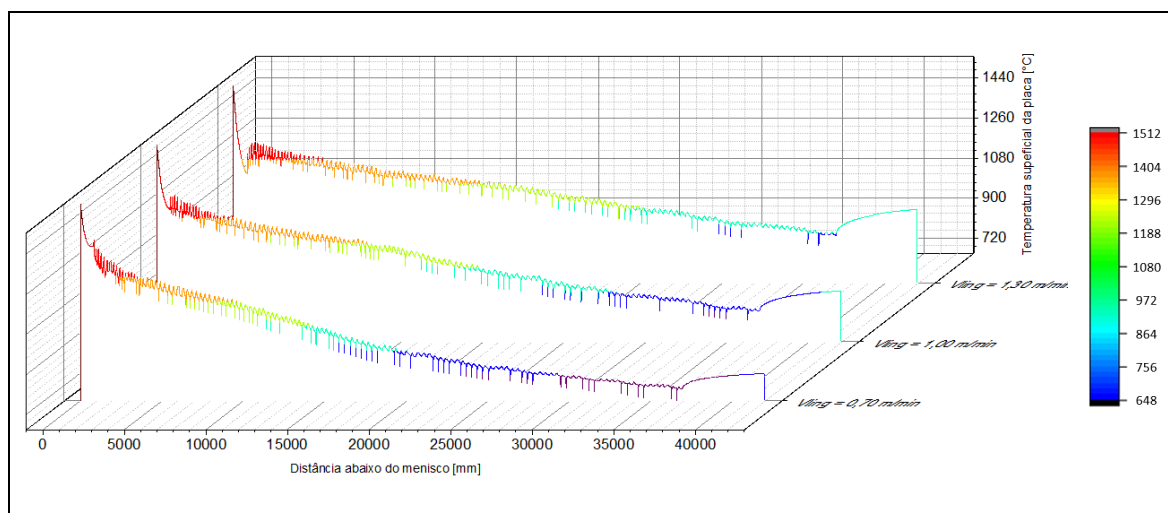


Figura 5.21 – Perfil de temperatura superficial no centro da largura em função da distância abaixo do menisco para simulações realizadas com velocidades de lingotamento de 0,70, 1,00 e 1,30 m/min.

Como pode ser visto na figura 5.21, os perfis de temperaturas obtidos para simulações com velocidades de lingotamento mais baixas apresentaram temperaturas mais baixas, mesmo mantendo a proporcionalidade do fluxo de água com a velocidade de lingotamento.

5.2.3 Validação do Modelo

Para validação do modelo foram realizadas simulações com as condições de contorno, conforme apresentadas na tabela V.3 para comparação das espessuras de camada solidificada em sucatas de placas oriundas de rompimento de pele.

Na figura 5.22 é apresentada a comparação entre as espessuras da camada de aço solidificada e função da distância abaixo do menisco dos resultados obtidos experimentalmente com os obtidos realizando as simulações com as condições de contorno similares às utilizadas e obtidas durante a ocorrência.

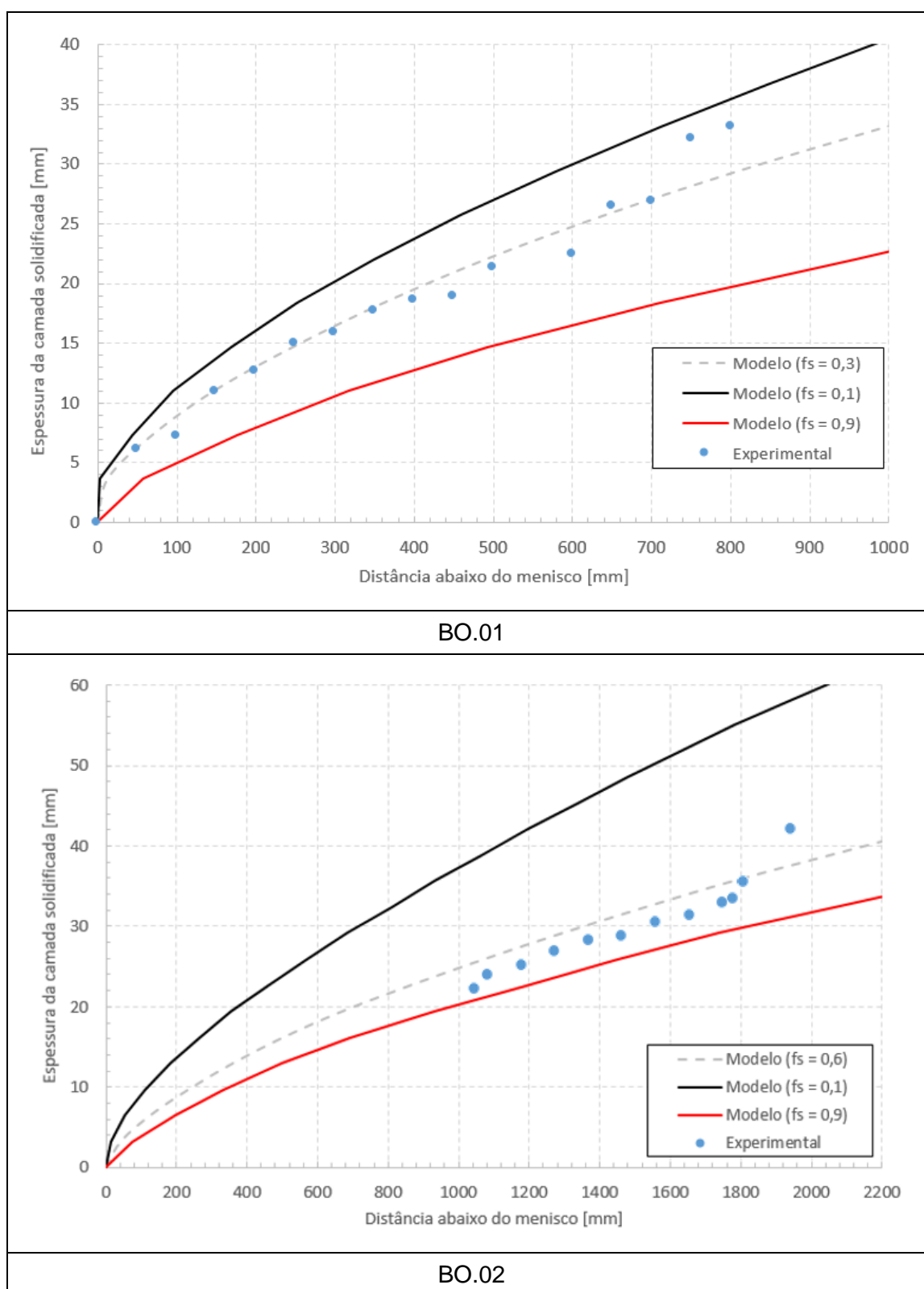


Figura 5.22 – Comparação entre os resultados de espessura de camada de aço solidificada em função da distância abaixo do menisco entre os resultados experimentais e calculados utilizando o modelo.

MENG e THOMAS (2003) ressaltaram as dificuldades em realizar comparações entre resultados de espessura da camada de aço solidificado obtidos em modelos matemáticos com os obtidos em sucatas de placas oriundas de rompimento de pele. A comparação entre os resultados experimentais e os obtidos para fração de sólidos de 0,1 torna-se razoável pela existência do aço líquido interdendrítico, aprisionado pela tensão superficial durante a drenagem do aço causada pelo rompimento de pele. Sendo assim, conforme apresentado na figura 5.22, os resultados obtidos realizando simulações com as condições similares às utilizadas durante a ocorrência dos rompimentos de pele apresentaram uma ótima correlação para a fração de sólidos igual à 0,3 e 0,6, respectivamente. O tempo de drenagem nos dois casos não foi medido, mas para o caso BO.02 a causa raiz foi identificada como arraste do cordão de escória que fragilizou a pele vindo a romper na região do *bender*. Neste caso não foi identificado um furo, mas sim um rasgo em quase toda a largura da placa podendo-se inferir um tempo de drenagem baixo o que aproxima a espessura da camada de aço solidificada final da espessura antes do rompimento de pele.

Na figura 5.23 são apresentados os resultados de temperatura superficial de placa obtidos utilizando o modelo em comparação com os obtidos por experimentos, para as condições de contorno apresentadas na tabela V.2.

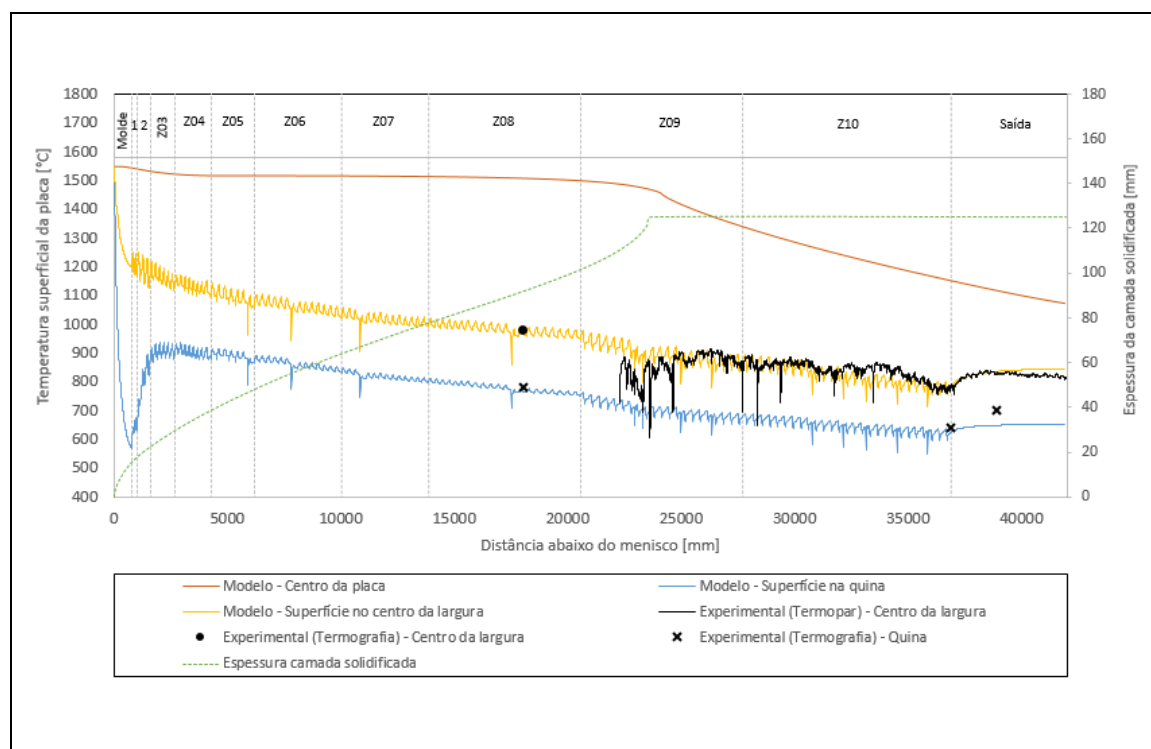


Figura 5.23 – Comparação entre os resultados de temperaturas entre os resultados experimentais e calculados utilizando o modelo.

Conforme pode ser observado na figura 5.23 os resultados de temperatura superficial do centro da largura, tanto para as medições realizadas por termografia quanto por termopar, estão coerentes com os resultados obtidos pelo modelo. Os resultados obtidos por termografia para a quina da placa também apresentaram ótima concordância com os obtidos pelo modelo.

Os resultados obtidos pelo modelo fornecem grandes níveis de detalhes de temperaturas e espessura da camada de aço solidificada. Na figura 5.24 é apresentado o perfil de temperatura superficial da placa em duas dimensões, perfis da temperatura em função da largura e ao longo do comprimento da máquina.

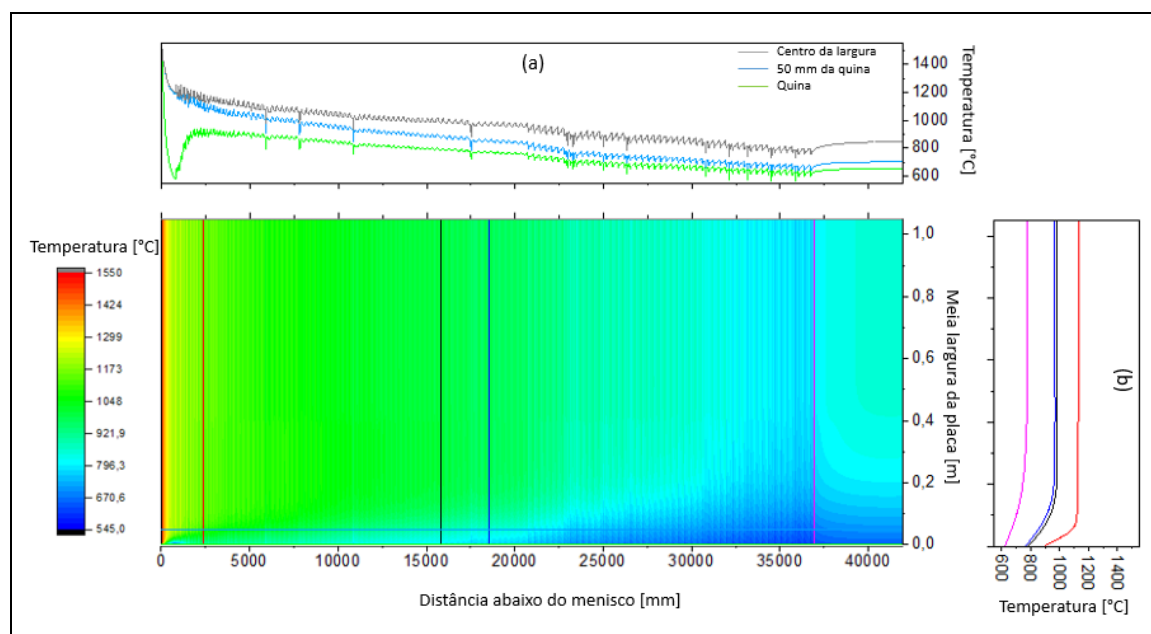


Figura 5.24 – Perfil da temperatura superficial da placa em função do comprimento da máquina (a) e em função da largura (b).

Conforme pode ser visto na figura 5.24, para as distâncias abaixo do menisco maiores do que 20 m, os perfis de temperatura ao longo da largura possuem gradientes menores do que regiões superiores na máquina.

Na figura 5.25 são apresentados os resultados obtidos por termografia e pelo modelo de temperatura superficial ao longo da largura entre os segmentos 7 e 8, à 18 metros abaixo do menisco.

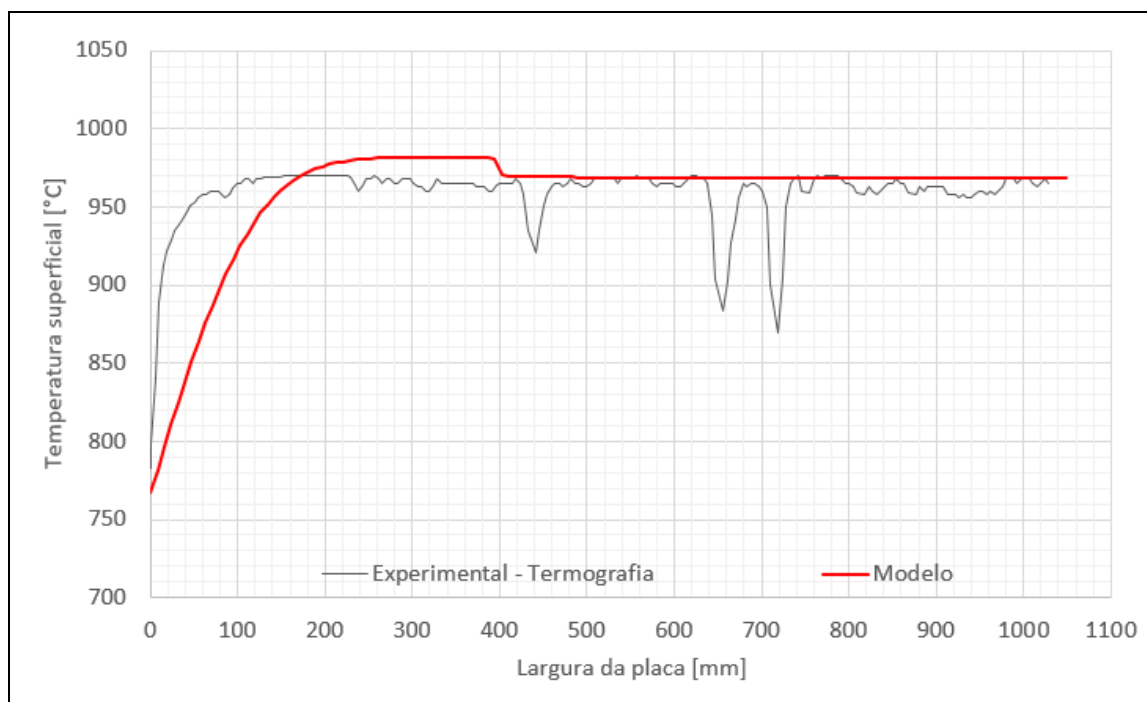


Figura 5.25 – Comparação entre os resultados de temperaturas superficiais ao longo da largura obtidas via termografia e pelo modelo.

Como pode ser visto na figura 5.25 o resultado do modelo apresentou ótima concordância com o resultado de perfil de temperatura ao longo da largura da placa, obtido por termografia. O resultado de temperatura na quina da placa e para posições superiores a 150 mm da quina, apresentaram desvios de temperatura menores do que 2%. A divergência encontrada entre a quina e 150 mm da quina, entre as temperaturas obtidas pela termografia com os resultados do modelo, podem ser explicadas por duas hipóteses: (i) região em que não existe um contato eficiente entre a placa e os rolos devido a maior resistência mecânica da quina da placa e/ou (ii) no momento das medições existiam bicos de spray obstruídos. Estas duas hipóteses levariam a resultados de temperatura mais altos próximo à quina e que justificariam a divergência, mas estas hipóteses precisam ser melhor investigadas.

O gradiente de temperatura ao longo da largura diminui à medida em que a distância abaixo do menisco aumenta. Estratégias para retardar esta diminuição do gradiente, visando gradientes elevados na região de descurvamento, podem resultar em temperaturas superficiais mais altas, próximas as quinas da placa que irá resultar em índices mais baixos de ocorrência de trincas de quina e borda.

Os resultados experimentais foram comparados com os obtidos por simulação, considerando as condições de contorno, e apresentaram concordância. Sendo assim, o

modelo desenvolvido foi validado e pode ser utilizado para auxiliar nas alterações de processo que visam, por exemplo, a melhoria da qualidade interna e superficial de placas.

6 CONCLUSÃO

Um modelo de transferência de calor e solidificação foi desenvolvido de forma que possibilite a adequação para máquinas de lingotamento contínuo de secção transversal retangular. São consideradas adequações do fluxo e perfil de extração de calor no molde e no resfriamento secundário a cada intervalo entre rolos foram consideradas 4 regiões: (i) contato com os rolos, (ii) radiação, (iii) incidência do spray e (iv) acúmulo de água.

A medição de temperatura no centro da largura da placa foi realizada com a inserção e os resultados foram considerados válidos somente para a parte reta da máquina até aproximadamente 5 m após a saída, sendo possível evidenciar o reaquecimento da superfície da placa. As medições foram consideradas válidas quando não mais foram obtidas temperaturas em torno de 100°C o que evidencia uma falta de acoplamento entre o termopar e a placa, sendo este resultado a medição de temperatura do vapor de água.

O perfil de temperatura em função da largura da placa foi obtido por câmera termográfica, a uma distância de 18 m do menisco, entre os segmentos 7 e 8. Para viabilizar esta medição foram tamponados os bicos de spray entre estes segmentos, retirando desta forma a interferência da névoa dos sprays e de uma boa quantidade de vapor de água. A dispersão dos resultados de temperatura foram em torno de 25°C e 50°C para o centro e quina da placa, respectivamente. Os resultados são influenciados pela água que escoar na superfície da placa entre os mancais, de partição dos rolos, e a placa.

Foram realizadas medições de espessura da camada de aço solidificada em placas oriundas de rompimento de pele. As medições foram realizadas no centro da largura para duas ocorrências em aço peritético, com teor de carbono de 0,16%. O primeiro caso foi o rompimento logo na saída do molde e o segundo caso à uma distância abaixo do menisco de 2000 mm. Foram obtidas espessuras de 34 mm na saída do molde, a uma distância de 800 mm abaixo do menisco, e uma espessura de 42 mm para um a distância de aproximadamente 2000 mm abaixo do menisco, para o primeiro e segundo caso respectivamente. Os resultados tiveram concordância com os obtidos por simulação para frações de sólido de 0,3 e 0,6, para o primeiro e segundo caso, respectivamente. Conforme literatura e por análise dos resultados e frações de sólidos que houve concordância com os resultados experimentais, conclui-se que existe uma divergência nas espessuras da camada

de aço solidificada devido a influência da tensão superficial e velocidade da drenagem do aço líquido através do rompimento na pele.

O ponto final de solidificação avança aproximadamente 1,15 m a cada incremento de 0,10 m/min na velocidade de lingotamento para processamento de um aço peritético com superaquecimento de 20 °C e mantendo uma relação linear entre o fluxo de calor no molde e fluxo de água do resfriamento secundário com a velocidade de lingotamento.

A variação de 30 °C no superaquecimento do aço líquido é irrelevante para a alteração da posição do ponto final de solidificação.

A escolha incorreta da regra para obtenção das fações de sólidos e líquidos, a ser implementada no modelo, pode acarretar uma maior incidência de trincas de meio caminho em placas, por resultar em uma taxa de redução de até 30 % superior da visada, durante a aplicação de *soft reduction*.

O gradiente de temperatura ao longo da largura diminui à medida em que a distância abaixo do menisco aumenta. Estratégias para retardar esta diminuição do gradiente, visando gradientes elevados na região de descurvamento, podem resultar em temperaturas superficiais mais altas, próximas as quinas da placa que irá resultar em índices mais baixos de ocorrência de trincas de quina e borda.

Os resultados experimentais foram comparados com os obtidos por simulação e apresentaram ótima concordância. Sendo assim, o modelo desenvolvido foi validado e pode ser utilizado para auxiliar nas alterações de processo que visam, por exemplo, a melhoria da qualidade interna e superficial de placas para a máquina de lingotamento contínuo de placas da Gerdau Ouro Branco.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Implementar modelos de tensões deformações para definição do abaulamento na placa em função da distância do menisco.
- Implementar modelos para previsão do nível de segregação na placa em função dos parâmetros de lingotamento.
- Desenvolvimento de metodologia para determinação do ângulo de contato entre o rolo e a placa.
- Realizar teste experimentais para considerar a distribuição de água e a sobreposição dos leques dos bicos de spray ao longo da largura da placa.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASSUNÇÃO, C. S. *Determinação da Distribuição de Água no Resfriamento Secundário do Lingotamento Contínuo da Vallourec Tubos do Brasil e de seus Efeitos sobre o Comportamento Térmico do Aço*. Belo horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2014.211p. (Tese, Doutorado em Engenharia Metalúrgica).

BOYLE R. *Audits of Secondary Cooling Systems in Existing Casters as a Method to Enhance Product Quality and Productivity* – Lechler Ltd, 2004.

BRIMACOMBE, J. K.; AGARWAL, P. K.; HIBBINS, S.; PRABHAKER, B.; BAPTISTA, L. *Spray Cooling in the Continuous Casting of Steel*. ISS/AIME, Warrendale, PA, 1984, Vol. 2, pp. 109-123.

CHOUDHARY, S. K., MAZUMDAR, D., GHOSH, A. *Mathematical Modeling of Heat Transfer Phenomena in Continuous Casting of Steel*. ISIJ International, Vol. 33 (1993), N° 7, PP. 764-774.

CICUTTI, C., SCHWERDTFEGER, K. *Overview of Metallurgical Know How in the Mold of Continuous Casting for Slabs, Squares and Rounds*. 6thIndependent Modulus-Continuous Casting International Course. Belo Horizonte (2008).

CUNHA, P. H. C. P.; BARTEX, S. L. T., BARCELLOS, V. K., SANTOS, C. A., JUNIOR, J. A. S. *Aplicação de Software de Simulação para o Processo de Lingotamento Contínuo*. In: 61° CONGRESSO ANUAL DA ABM. São Paulo: ABM, 2006. pp. 4235-4243.

DAVIES, R., NEIL, B., CAMPBELL, P. *Solidification Modeling – An Aid to Continuous Casting*. Proc. 4th International Conference of Continuous Casting. Brussels (1988), pp. 645-654.

GILLES, L. H. *Primary and Secondary Cooling Control*. The AISE Steel Foundation, Pittsburgh, PA. Vol. 18 (2003).

HOWE, A. A. *Estimation of Liquidus Temperatures for Steels*. Ironmaking and Steelmaking, Vol. 15, N° 3, p. 134-142; 1988.

ITO, Y.; MURAI, T.; MIKI, Y.; MITSUZONO, M.; GOTO, T. *Development of Hard Secondary Cooling by High-pressure Water Spray in Continuous Casting* – ISIJ International, Vol. 51 (2011), n° 9, pp. 1454-1460; Maio de 2011.

JAVUREK, M.; LADNER, P.; WATZINGER, J.; WIMMER, P.; SHAN, G. *Secondary Cooling: Roll Heat Transfer during Dry Casting*. Proc. METEC ESTAD conf. 2015.

KIM, Y. FAROUK, B. KEVERIAN, J. A *Mathematical Model for Thermal Analysis of Thin Strip Casting of Low Carbon Steel*. Journal of Engineering for Industry – Transactions of ASME, 1991, Vol. 113, p.52-58.

LAIT, J. E., BRIMACOMBE, J. K., WEINBERG, F. *Mathematical Modeling of Heat Flow in the Continuous Casting of Steel*: Ironmaking and Steelmaking (1974), vol. 2, pp. 90-97.

LEE S. M.; PARK J. M. *Development and Industrialization of a Slab Temperature Scanning Device for Continuous Slab Casters* – Steelmaking Research Group, POSLAB, POSCO, Korea, 2004.

LIU, K.; WANG, C.; LIU, G.; DING, N.; SUN, Q.; TIAN, Z. *Research on Soft Reduction Amount Distribution to Eliminate Typical Inter-dendritic Crack in Continuous Casting Slab of X70 Pipeline Steel by Numerical Model* – High Temp. Mater. Proc. 36(4): 359-372, 2017.

LONG, M. J.; CHEN D. F.; WANG Q. X.; LUO D. H.; HAN Z. W.; LIU Q.; GAO W. X. *Determination of CC Slab Solidification using Nail Shooting Technique* – Ironmaking and Steelmaking, Vol. 39, n° 5; 2012.

LONG, X., HE, S., WANG, Q., PISTORIUS, P. C. *Structure of Solidified Films of Mold Flux for Peritectic Steel*, Metallurgical and Materials Transactions B, 17 March 2017.

LOPEZ, A. R., NEGRON, D. M., PARDAVÉ, M. P., ROMO, M. A. R., TREJO, J. G. *Heat Removal Analysis on Steel Billets and Slabs Produced by Continuous Casting Using Numerical Simulation*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2017).

MALISKA, C. R. *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacionais*. Livros Técnicos e Científicos Editora S. A., 1995. 424p.

MENG Y.; THOMAS B. G. *Heat-Transfer and Solidification Model of Continuous Slab Casting: CON1D* – Metallurgical and Materials Transactions B – Volume 34B, October 2003.

MENG, Y., THOMAS, B. G. *Heat-Transfer and Solidification Model of Continuous Slab Casting: CON1D*, Metallurgical and Materials Transactions B, v. 34B, n.5, pp. 685-705, Oct., 2003.

MILLS, K. C., KARAGADDE, S., LEE, P. D., YUAN, L., SHAHBAZIAN, F. *Calculation of Physical Properties for Use in Models of the Continuous Casting Process Part 2 Steels*. ISIJ International (2016).

MIZIKAR, E. A. *Spray Cooling Investigation for Continuous Casting of Billets and Blooms*. Iron and Steel Engineer. Vol. 47, (1970). Pp. 125-132.

MUNDIM M. J., VALADARES C. A. G. *Análise da Solidificação do Aço no Lingotamento Contínuo* – Seminário sobre Fundição – Porto Alegre, RS; Maio de 1984.

NOZAKI, T., MATSUNO, J., MURATA, K., OOI, H., KODAMA, M. *A Secondary Cooling Pattern for Preventing Surface Cracks of Continuous Casting Slab*. Transactions ISIJ, Vol. 18 (1978), pp.330-338.

PATANKAR, S. V. *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. Hemisphere Publishing Corporation, 1980. 197p.

SARLER B. *Continuous Casting of Steel: Modeling, Simulation, Optimisation* – Institut Podstawowych Problemow Techniki – Warszawa, Polska, Abril de 2003.

SAVAGE, J., PRITCHARD, W.H. *The Problem of Rupture of the Billet in the Continuous Casting of Steel*. Journal of Iron Steel Institute. (1954), Nov., pp. 269-277.

SCHWERDTFEGER, K. *Heat Withdrawal in Continuous Casting of Steel*. The AISE Steel Foundation, Pittsburgh, PA. Vol. 4 (2003).

SENGUPTA, J., THOMAS, B. G., WELLS, M. A. *Understanding the Role Water-cooling Plays during Continuous Casting of Steel and Aluminum Alloys*. In: MS&T 2004 CONFERENCE PROCEEDINGS. New Orleans. Warrendale: AIST, (2004). pp. 179-193.

SHIMADA, M., MITSUTSUKA, M. *On Heat Transfer Coefficient by Forced Water Cooling to Carbon Steel*. Tetsu-to-Hagane, Vol. 52 (1966), pp. 1643-1645.

SILVA, F. D. A. *Otimização da Qualidade no Lingotamento Contínuo de Tarugos Através da Utilização de Modelos Matemáticos*. Recife: Universidade Federal de Pernambuco, 2015. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica, na área Materiais e Fabricação do Departamento de Engenharia Mecânica).

SIMETALDYNACS 3D – *Flexible Secondary Cooling Solution for Slab and Bloom Casters* – Siemens AG, 2011

THOMAS, B. G., BRIMACOMBE, J. K., SAMARASEKERA, I. V. *The Formation of Panel Cracks in Steel Ingots: A State-of-the-Art Review*, ISS Transactions, v.7, pp. 7-20, 1986.

THOMAS, B. G., SAMARASEKERA, I. V., BRIMACOMBE, J. K. *Mathematical Model of the Thermal Processing of Steel Ingots: Part I. Heat Flow Model*, Metallurgical Transactions B, v.18B, pp. 119-130, 1987.

VAI AUTOMATION – *Secondary Cooling System (Dynacs)* – SCO_HELP.DOC – Novembro de 1998.

VIEIRA, F. B. *Desenvolvimento de uma Metodologia para Seleção de Pó Fluxante para o Lingotamento de Placas de Aços com Comportamento Peritético*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2002. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Minas).

WON, Y. M., THOMAS, B. G. *Simple Model of Microsegregation during Solidification of Steels* YOUNG-MOK - Metallurgical And Materials Transactions A- Volume 32a, July 2001—1755

YAMASAKI, N.; SHIMA, S.; TSUNENARI, K.; HAYASHI, S.; DOKI, M. *Particle-based Numerical Analysis of Spray Water Flow in Secondary Cooling of Continuous Casting Machines*. ISIJ International, Vol. 55 (2015), N° 5, pp. 976-983.

ZHANG, J., CHEN, D., WANG, S., LONG, M. *Compensation Model of Superheat and Cooling Water Temperature for Secondary Cooling of Continuous Casting*. *Steel Research International*. Vol. 82, (2011), pp. 213–221.

ZHANG, Q., YANG, L., WEN, H. *A Mathematical Modeling of Heat Transfer in Continuous Casting Slab*. *Applied Mechanics and Materials*. Vols. 44-47 (2011), pp. 33-37.

ZHAO, Y., CHEN, D. F., LONG, M. J., SHEN, J. L., QIN, R. S. *Two-dimensional Heat Transfer Model for Secondary Cooling of Continuous Cast Beam Blanks*. *Ironmaking and Steelmaking*. Vol. 41 (2014), N° 5, pp. 377-386.

ANEXO A.1

Dados de entrada:

DADOS DE ENTRADA DA SIMULAÇÃO

```

1.2      !COEFICIENTE DE RELAXAÇÃO                {CORELAX}
2        !TIPO DA SIMULAÇÃO (1) GAUSS-SEIDEL (2) TDMA    {TIPOSOLUCAO}
1.0      !VELOCIDADE DE LINGOTAMENTO [m/min]            {VLING}
1        !PASSO DE TEMPO [s] (OBS. : SE EXPLICITO MAIOR PASSO DE TEMPO PERMITIDO
[S])                {Timestep}
100      !SALVAR RESULTADO A CADA X NÚMEROS DE TIME STEPS {NTimestep}
0        !FATOR F ESQUEMA DE INTERPOLAÇÃO (0) EXPLICITO (1) IMPLICITO (0.5) CRANK-
NICHOLSON {FINTERPO}

113      !NÚMERO DE NÓS NA DIREÇÃO X                {XNX}
35       !NÚMERO DE NÓS NA DIREÇÃO Y                {XNY}
1.500    !COMPRIMENTO DA PEÇA NA DIREÇÃO X - LARGURA DA PLACA [m] {XX}
0.25     !COMPRIMENTO DA PEÇA NA DIREÇÃO Y - ESPESSURA DA PLACA [m] {XY}
1540     !CHUTE INICIAL DE TEMPERATURA [°C]          {TCHUTE}
20       !SUPERAQUECIMENTO DELTA T CONDIÇÃO INICIAL DE TEMPERATURA DA PLACA
(TEMPERATURA DE AÇO NO DISTRIBUIDOR) [°C] {TINICIAL}

!CONDIÇÕES MOLDE
0.800    !COMPRIMENTO MOLDE [m]                    {XMOLDE}
5        !DELTA TEMPERATURA FACE NORTE [°C]         {DTNML}
5        !DELTA TEMPERATURA FACE SUL [°C]           {DTSML}
5        !DELTA TEMPERATURA FACE LESTE              {DTEML}
5        !DELTA TEMPERATURA FACE OESTE [°C]         {DTWML}
4500     !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [l/min]     {WNML}
4500     !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [l/min]       {WSML}
500      !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [l/min]     {WEML}
500      !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [l/min]     {WWML}

!SPRAY (SECUNDÁRIO)
40       !TEMPERATURA AMBIENTE [°C]                 {TAMBI}
32       !TEMPERATURA DA ÁGUA DE ENTRADA [°C]
{TWSPIN}
2.100    !INICIO DO ENCURVAMENTO [m]               {INICURV}
20.00    !FIM PARTE CURVA [m]                      {FIMCURV}
9.089    !RAIO MÉDIO DA MÁQUINA [m]                {RM}
2.158    !LARGURA MAXIMA DA MÁQUINA [m]           {LMAX}
0.600    !COMPRIMENTO DA MARGEM [m]                {MARG}
1.5      !CONSTANTE PARA ACUMULO DE AGUA (1,5) AIR-MIST (3) AGUA
{JSpray}

```

```

!CONDIÇÕES ZONA 1

```

0.168 !COMPRIMENTO DA ZONA 1 [m] {XZ1}
 0.000 !FRAÇÃO DE SPRAY NA MARGEM [1/m² s] {FWMARGZ1}
 13.822 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [1/m² s] {WNZ1}
 13.822 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [1/m² s] {WSZ1}
 25.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [1/m² s] {WEZ1}
 25.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [1/m² s] {WWZ1}
 4.0 !FATOR DE AJUSTE DA EQUAÇÃO SPRAY (AIR-MIST, PRESSÃO AR...ETC)
 {FSPRAYZ1}

!CONDIÇÕES ZONA 2

1.170 !COMPRIMENTO DA ZONA 2 [m] {XZ2}
 0.000 !FRAÇÃO DE SPRAY NA MARGEM [1/m² s] {FWMARGZ2}
 2.1554 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [1/m² s] {WNZ2}
 2.1554 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [1/m² s] {WSZ2}
 0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [1/m² s] {WEZ2}
 0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [1/m² s] {WWZ2}
 4 !FATOR DE AJUSTE DA EQUAÇÃO SPRAY (AIR MIST, PRESSÃO AR...ETC)
 {FSPRAYZ2}

!CONDIÇÕES ZONA 3

1.157 !COMPRIMENTO DA ZONA 3 [m] {XZ3}
 0.000 !FRAÇÃO DE SPRAY NA MARGEM [1/m² s] {FWMARGZ3}
 2.8271 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [1/m² s] {WNZ3}
 2.8271 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [1/m² s] {WSZ3}
 0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [1/m² s] {WEZ3}
 0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [1/m² s] {WWZ3}
 4 !FATOR DE AJUSTE DA EQUAÇÃO SPRAY (AIR MIST, PRESSÃO AR...ETC)
 {FSPRAYZ3}

!CONDIÇÕES ZONA 4

1.783 !COMPRIMENTO DA ZONA 4 [m] {XZ4}
 0.000 !FRAÇÃO DE SPRAY NA MARGEM [1/m² s] {FWMARGZ4}
 0.5181 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [1/m² s] {WNZ4}
 0.5181 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [1/m² s] {WSZ4}
 0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [1/m² s] {WEZ4}
 0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [1/m² s] {WWZ4}
 4 !FATOR DE AJUSTE DA EQUAÇÃO SPRAY (AIR MIST, PRESSÃO AR...ETC)
 {FSPRAYZ4}

!CONDIÇÕES ZONA 5

2.6780 !COMPRIMENTO DA ZONA 5 [m] {XZ5}
 0.000 !FRAÇÃO DE SPRAY NA MARGEM [1/m² s] {FWMARGZ5}
 10.2309 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [1/m² s] {WNZ5}
 10.2309 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [1/m² s] {WSZ5}
 0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [1/m² s] {WEZ5}
 0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [1/m² s] {WWZ5}

4 !FATOR DE AJUSTE DA EQUAÇÃO SPRAY (AIR MIST, PRESSÃO AR...ETC)
{FSPRAYZ5}

!CONDIÇÕES ZONA 6

2.730 !COMPRIMENTO DA ZONA 6 [m] {XZ6}

0.000 !FRAÇÃO DE SPRAY NA MARGEM [1/m² s] {FWMARGZ6}

10.1699 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [1/m² s] {WNZ6}

10.1699 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [1/m² s] {WSZ6}

0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [1/m² s] {WEZ6}

0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [1/m² s] {WWZ6}

4 !FATOR DE AJUSTE DA EQUAÇÃO SPRAY (AIR MIST, PRESSÃO AR...ETC)
{FSPRAYZ6}

!CONDIÇÕES ZONA 7

3.280 !COMPRIMENTO DA ZONA 7 [m] {XZ7}

0.000 !FRAÇÃO DE SPRAY NA MARGEM [1/m² s] {FWMARGZ7}

0.0461 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [1/m² s] {WNZ7}

0.0461 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [1/m² s] {WSZ7}

0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [1/m² s] {WEZ7}

0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [1/m² s] {WWZ7}

4 !FATOR DE AJUSTE DA EQUAÇÃO SPRAY (AIR MIST, PRESSÃO AR...ETC)
{FSPRAYZ7}

!CONDIÇÕES ZONA 8

3.280 !COMPRIMENTO DA ZONA 8 [m] {XZ8}

0.000 !FRAÇÃO DE SPRAY NA MARGEM [1/m² s] {FWMARGZ8}

0.0461 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [1/m² s] {WNZ8}

0.0461 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [1/m² s] {WSZ8}

0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [1/m² s] {WEZ8}

0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [1/m² s] {WWZ8}

4 !FATOR DE AJUSTE DA EQUAÇÃO SPRAY (AIR MIST, PRESSÃO AR...ETC)
{FSPRAYZ8}

!CONDIÇÕES ZONA 9

9.922 !COMPRIMENTO DA ZONA 9 [m] {XZ9}

0.000 !FRAÇÃO DE SPRAY NA MARGEM [1/m² s] {FWMARGZ9}

0.0461 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [1/m² s] {WNZ9}

0.0461 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [1/m² s] {WSZ9}

0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [1/m² s] {WEZ9}

0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [1/m² s] {WWZ9}

4 !FATOR DE AJUSTE DA EQUAÇÃO SPRAY (AIR MIST, PRESSÃO AR...ETC)
{FSPRAYZ9}

!CONDIÇÕES ZONA 10

9.922 !COMPRIMENTO DA ZONA 10 [m] {XZ10}

0.000 !FRAÇÃO DE SPRAY NA MARGEM [1/m² s]

{FWMARGZ10}

0.0461 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (NORTE) [1/m² s] {WNZ10}
 0.0461 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (SUL) [1/m² s] {WSZ10}
 0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (LESTE) [1/m² s] {WEZ10}
 0.00 !VAZÃO DE ÁGUA NA FACE (OESTE) [1/m² s] {WWZ10}
 4 !FATOR DE AJUSTE DA EQUAÇÃO SPRAY (AIR MIST, PRESSÃO AR...ETC)
 {FSPRAYZ10}

!COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO

0.1181 !%C
 1.76 !%MN
 0.017 !%SI
 0.0176 !%P
 0.00431 !%S
 0.0386 !%AL

!FORMA DE DETERMINAÇÃO DA FRAÇÃO DE LÍQUIDO

2 !(1) LINEAR (2) REGRA DA ALAVANCA (3) REGRA DE SCHEIL
 7.5 !CONSTANTE DE INCREMENTO DA CONDUTIVIDADE NO LÍQUIDO E ZONA PASTOSA
 VALOR DE 5 A 10.
 276.8 !CALOR LATENTE KJ/KG
 0 !(0) SEM SIMETRIA (1) UM EIXO DE SIMETRIA 1/2 (LARGURA) (2) DOIS EIXOS
 DE SIMETRIA 1/4 (LARGURA E ESPESSURA)

!CONDIÇÕES REGIÕES APÓS SAIÍDA DA MÁQUINA

5 !COMPRIMENTO APÓS SAIR DA MÁQUINA [M]
 {FREECOOLING}

!QUANTIDADE DE PAR DE ROLOS DA MAQUINA

122 !NUMERO DE PARES DE ROLOS DA MAQUINA {NROLOS}

!POSIÇÃO E DIAMETRO DOS ROLOS DA MAQUINA

{DIAROLOs} {POSIROLOS}
 1040 100
 1225 150
 1410 150
 1595 150
 1780 150
 1965 150
 2150 150
 2335 150
 2520 150
 2705 150
 2890 150
 3075 150
 3260 150
 3445 150
 3630 150

3815	150
4000	150
4262	230
4531	230
4799	230
5078	250
5358	230
5626	230
5894	230
6184	230
6453	230
6722	230
7000	250
7279	230
7547	230
7815	230
8105	230
8374	230
8642	230
8921	250
9200	230
9468	230
9737	230
10027	230
10295	230
10563	230
10842	250
11122	230
11390	230
11658	230
11948	230
12216	230
12484	230
12764	250
13043	230
13311	230
13579	230
13869	230
14138	230
14406	230
14685	250
14965	230
15233	230
15501	230
15832	300
16168	300
16503	300

16839 300
17176 300
17514 300
17852 300
18192 300
18531 300
18871 300
19211 300
19551 300
19891 300
20231 300
20571 300
20911 300
21251 300
21591 300
21931 300
22271 300
22611 300
22951 300
23291 300
23631 300
23971 300
24311 300
24651 300
24991 300
25331 300
25671 300
26011 300
26351 300
26691 300
27031 300
27371 300
27711 300
28051 300
28391 300
28731 300
29071 300
29411 300
29751 300
30091 300
30431 300
30771 300
31111 300
31451 300
31791 300
32131 300
32471 300

32811 300
 33151 300
 33491 300
 33831 300
 34171 300
 34511 300
 34851 300
 35191 300
 35531 300
 35871 300
 36211 300
 36551 300
 36891 300

Código do Programa:

```

PROGRAM TRABALH003
  IMPLICIT NONE
  REAL, DIMENSION(:), ALLOCATABLE :: PNOSX, DNOSX, PFCX, DFCX, PNOSY
& , DNOSY, PFCY, DFCY, P, Q, EMIN, EMIS, EMIE, EMIW, HRADN, HRADS, HRADE
& , HRADW, HGN, HGS, HGE, HGW, HCONVN, HCONVS, HCONVE, HCONVW, POSIROLOS,
& DIAROLOS, HROLON, HROLOS, HAGUAN, HAGUAS
  REAL, DIMENSION(:, :), ALLOCATABLE :: ACP, ACE, ACW, ACN, ACS, BC, TVEL,
& TNOV, KNO, KFX, KFY, TVELP, TNOVP, PX, PY, TTETA, TPASSADO, TFUT
& , ACPO, CP, FL, DFL, MAXDTVET
  INTEGER XNX, XNY, I, J, ITER, TIPOSOLUCAO, K, L, NTIMESTEP,
& TIMEPRINT, TPRINT, CO, REGRAFL, SIMETRIA, CON, COE,
& CENTROX, CENTROY, CONTADORROLO
  REAL INCRC, XX, XY, A, B, C, D, E, TFN, TFS, TFE, TFW, F,
& TCHUTE, CORELAX, TEMPOTOTAL, LARGURA,
& TEMPOINICIAL, LMAX, RM, TAMBI, TWSPIN, INICURV, FIMCURV, MARG,
& JSPRAY, TIMESTEP, ERRO, TEMPOACUM, POSICAO,
& TEMPO, TEMPOFINAL, TINICIAL, TEMPOSIMUL, VELOMEDIA,
& RO, EMI, STEP, TL, TS, MAXDT, XMOLDE, BMHTFN, AMHTFN, BMHTFS,
& AMHTFS, BMHTFE, AMHTFE, BMHTFW, AMHTFW, DTNML, DTSML, DTEML,
& DTWML, HFMOLDEFN, HFMOLDEFS, HFMOLDEFE, HFMOLDEFW,
& WNML, WSML, WEML, WWML, WNZ1, WSZ1, WEZ1, WWZ1,
& WNZ2, WSZ2, WEZ2, WWZ2, WNZ3, WSZ3, WEZ3, WWZ3, WN, WS, WE, WW,
& CCQ, MNCQ, SICQ, PCQ, SCQ, ALCQ, VLING, HFMOLDE, CO1, CO2, DTS, DTL
& , KM, CK, LATENTE, ESPESSURA, ESPEPASTO, MAXTIMESTEP, POSIPRINT,
& XZ1, WNZ1, WSZ1, WEZ1, WWZ1, FWMARGZ1, FSPRAYZ1,
& XZ2, WNZ2, WSZ2, WEZ2, WWZ2, FWMARGZ2, FSPRAYZ2,
& XZ3, WNZ3, WSZ3, WEZ3, WWZ3, FWMARGZ3, FSPRAYZ3,
& XZ4, WNZ4, WSZ4, WEZ4, WWZ4, FWMARGZ4, FSPRAYZ4,
& XZ5, WNZ5, WSZ5, WEZ5, WWZ5, FWMARGZ5, FSPRAYZ5,

```

```

& XZ6, WNZ6, WSZ6, WEZ6, WWZ6, FWMARGZ6, FSPRAYZ6,
& XZ7, WNZ7, WSZ7, WEZ7, WWZ7, FWMARGZ7, FSPRAYZ7,
& XZ8, WNZ8, WSZ8, WEZ8, WWZ8, FWMARGZ8, FSPRAYZ8,
& XZ9, WNZ9, WSZ9, WEZ9, WWZ9, FWMARGZ9, FSPRAYZ9,
& XZ10, WNZ10, WSZ10, WEZ10, WWZ10, FWMARGZ10, FSPRAYZ10,
& FREECOOLING, NROLOS, TESTE, TIPOHT1, TIPOHT2, TIPOHT3,
& TIPOHT4, FWMARG, FSPRAY, Z
CHARACTER TIPOSIMU*13

```

```

OPEN (UNIT=9, FILE= "RESULTADOS_TEMPERATURAS.TXT")
WRITE (9, ' (3/, 1X, A15, 1X, A10, 2X, A7, 3X, A7, 2X, A20, 2X, A20, 2X,
& A20, 1/)' )
& ' POSIÇÃO [mm]', ' TEMPO [s]', ' X [m]', ' Y [m]', ' TEMPERATURA [°C]',
& ' ESPESSURA [m]', ' PASTOSA [m]'

```

```

CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC

```

```

C WRITE (9, ' (5X, "0 valor do delta X e = ", F8.5)' ) XDXC
C DIMENSIONANDO AS MATRIZES
ALLOCATE (POSIROLOS(200), DIAROLOs(200))

```

```

CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC

```

```

C BUSCA TEMPO INICIAL
CALL CPU_TIME(TEMPOINICIAL)
CONTADORROLO=1
TIPOHT1=0
TIPOHT2=0
TIPOHT3=0
TIPOHT4=0

```

```

CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC

```

```

C ENTRADA DE DADOS

```

```

C LER ARQUIVO
OPEN (UNIT=11, FILE= "DADOS_DE_ENTRADA.ASCII")
READ (11, ' (2/, F5.4)' ) CORELAX
READ (11, ' (I1.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, I4.0, 1/, F5.0)' )
& TIPOSOLUCAO, VLING, TIMESTEP, TPRINT, F
READ (11, ' (1/, I4.0, 1/, I4.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)' )
& XNX, XNY, XX, XY, TCHUTE, TINICIAL
READ (11, ' (2/, F5.0)' )
& XMOLDE
READ (11, ' (I4.0, 1/, I4.0, 1/, I4.0, 1/, I4.0)' )
& DTNML, DTSML, DTEML, DTWML
READ (11, ' (I4.0, 1/, I4.0, 1/, I4.0, 1/, I4.0)' )
& WNML, WSML, WEML, WWML
READ (11, ' (2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)' )
& TAMBI, TWSPIN, INICURV, FIMCURV, RM, LMAX

```

```

READ (11, '(F5.0, 1/, F5.0)')
&    MARG, JSPRAY
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    XZ1, FWMARGZ1, WNZ1, WSZ1, WEZ1, WWZ1
READ (11, '(F5.0)')
&    FSPRAYZ1
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    XZ2, FWMARGZ2, WNZ2, WSZ2, WEZ2, WWZ2
READ (11, '(F5.0)')
&    FSPRAYZ2
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    XZ3, FWMARGZ3, WNZ3, WSZ3, WEZ3, WWZ3
READ (11, '(F5.0)')
&    FSPRAYZ3
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    XZ4, FWMARGZ4, WNZ4, WSZ4, WEZ4, WWZ4
READ (11, '(F5.0)')
&    FSPRAYZ4
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    XZ5, FWMARGZ5, WNZ5, WSZ5, WEZ5, WWZ5
READ (11, '(F5.0)')
&    FSPRAYZ5
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    XZ6, FWMARGZ6, WNZ6, WSZ6, WEZ6, WWZ6
READ (11, '(F5.0)')
&    FSPRAYZ6
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    XZ7, FWMARGZ7, WNZ7, WSZ7, WEZ7, WWZ7
READ (11, '(F5.0)')
&    FSPRAYZ7
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    XZ8, FWMARGZ8, WNZ8, WSZ8, WEZ8, WWZ8
READ (11, '(F5.0)')
&    FSPRAYZ8
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    XZ9, FWMARGZ9, WNZ9, WSZ9, WEZ9, WWZ9
READ (11, '(F5.0)')
&    FSPRAYZ9
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    XZ10, FWMARGZ10, WNZ10, WSZ10, WEZ10, WWZ10
READ (11, '(F5.0)')
&    FSPRAYZ10
READ (11, '(2/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0)')
&    CCQ, MNCQ, SICQ, PCQ, SCQ, ALCQ
READ (11, '(2/, I1.0, 1/, F5.0, 1/, F5.0, 1/, I1.0)')
&    REGRAFL, CK, LATENTE, SIMETRIA
READ (11, '(2/, F5.0)')

```



```

&      HGS (XNX) , HGE (XNY) , HGW (XNY) , MAXDTVET (XNY, XNX) ,
&      HCONVN (XNX) , HCONVS (XNX) , HCONVE (XNY) , HCONVW (XNY) , FL (XNY, XNX) ,
&      DFL (XNY, XNX) , HROLON (XNX) , HROLOS (XNX) , HAGUAN (XNX) , HAGUAS (XNX) )
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
                                !INCREMENTO DE DISTANCIA PARA DETERMINAÇÃO DA POSIÇÃO DOS NÓS
E FACES
C      DIREÇÃO X
C      CARREGANDO E ESCRIVENDO O VETOR COM POSIÇÃO DOS NÓS
      INCR = 0
      DO I=1, XNX, 1
        PNOX(I) = INCR
        INCR = INCR + (XX/(XNX-1))
      END DO
C      CALCULANDO E CARREGANDO VETOR COM DISTANCIA ENTRE OS NÓS
      DO I=1, XNX-1, 1
        DNOX(I) = PNOX(I+1)-PNOX(I)
      END DO
C      OBTENDO A POSIÇÃO DAS FACES DE CONTORNO
      PFCX(1) = 0
      PFCX(XNX+1) = XX
C      OBTENDO A POSIÇÃO DAS FACES CENTRAIS
      DO I=2, XNX, 1
        PFCX(I) = PNOX(I-1) + DNOX(I-1) / 2
      END DO
C      DISTANCIA ENTRE FACES
      DO I=1, XNX, 1
        DFCX(I) = PFCX(I+1) - PFCX(I)
      END DO

C      DIREÇÃO Y
C      CARREGANDO E ESCRIVENDO O VETOR COM POSIÇÃO DOS NÓS
      INCR = 0
      DO I=1, XNY, 1
        PNOY(I) = INCR
        INCR = INCR + (XY/(XNY-1))
      END DO
C      CALCULANDO E CARREGANDO VETOR COM DISTANCIA ENTRE OS NÓS
      DO I=1, XNY-1, 1
        DNOY(I) = PNOY(I+1)-PNOY(I)
      END DO
C      OBTENDO A POSIÇÃO DAS FACES DE CONTORNO
      PFCY(1) = 0
      PFCY(XNY+1) = XY
C      OBTENDO A POSIÇÃO DAS FACES CENTRAIS
      DO I=2, XNY, 1
        PFCY(I) = PNOY(I-1) + DNOY(I-1) / 2

```

```

      END DO
C     DISTANCIA ENTRE FACES
      DO I=1, XNY, 1
          DFCY(I) = PFCY(I+1) - PFCY(I)
      END DO
C     MATRIZ X E Y PARA IMPRIMIR JUNTO COM RESULTADO DE TEMPERATURA.
      DO I=1, XNY, 1
          DO J=1, XNX, 1
              PX(I, J) = PNOSX(J)
              PY(I, J) = PNOSY(I)
          END DO
      END DO
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
C     COEFICIENTE DE RELAXAÇÃO
C     CORELAX = 1.0

CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
C     LOOP PARA ENCONTRAR O VALOR OTIMO PARA CORELAX PARA O MÍNIMO DE ITERAÇÃO
C 500 IF (CORELAX.LE.1.49)GOTO 502
C     GOTO 501

C 502 CONTINUE
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
C     TS E TL DO AÇO (HOWE, A. A. - 1988)
      DTS=415.5*CCQ+12.3*SICQ+6.8*MNCQ+124.5*PCQ+183.9*SCQ+4.1*ALCQ
      TS=1536-DTS      !EM ° C
      DTL=78*CCQ+7.6*SICQ+4.9*MNCQ+34.4*PCQ+38*SCQ+3.6*ALCQ
      TL=1536-DTL     !EM ° C
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
C     CARREGANDO MATRIZ DE TEMPERATURAS COM ZEROS E CHUTE INICIAL
      DO I=1, XNY+2, 1
          DO J=1, XNX+2, 1
              TVELP(I, J)=0
              TNOVP(I, J)=0
              TFUT(I, J)=0
              TPASSADO(I, J)=0
          END DO
      END DO
      DO I=2, XNY+1, 1
          DO J=2, XNX+1, 1
              TFUT(I, J)=TL+TINICIAL
              TVELP(I, J) = TL+TINICIAL
              TPASSADO(I, J)=TL+TINICIAL
          END DO
      END DO

```



```

        IF (CONTADORROLO.EQ.1) THEN
!       IF (POSICAO.LT. (POSIROLOS (1)+(8*3.14*DIAROS (1)/(360*2)))) THEN           !8
GRAUS DE CONTATO CONSIDERADO. DIVISAO POR DOIS É DEVIDO A REGIAO POSTERIOR E
ANTERIOR AO ROLO
        IF (POSICAO.LT. (((POSIROLOS (1)-(XMOLDE*1000))/2)-25+
&      (XMOLDE*1000)))) THEN                                           !25
É A METADE DA ESPESSURA DO SPRAY
        TIPOHT1=0
        TIPOHT2=1
        TIPOHT3=0
        TIPOHT4=0
    ELSE
        IF ((POSICAO.GE. (((POSIROLOS (1)-(XMOLDE*1000))/2)-25+
&      (XMOLDE*1000))).AND.                                           !considerado
50mm de espessura do jato de spray
&      (POSICAO.LE. (((POSIROLOS (1)-(XMOLDE*1000))/2)+25+
&      (XMOLDE*1000)))) THEN
        TIPOHT1=0
        TIPOHT2=0
        TIPOHT3=1
        TIPOHT4=0
    ELSE
        IF (POSICAO.GT. (((POSIROLOS (1)-(XMOLDE*1000))/2)+25+
&      (XMOLDE*1000))).AND.
&      (POSICAO.LE. (POSIROLOS (1)-(8*3.14*DIAROS (1)/(360/2))))))
&      THEN
        TIPOHT1=0
        TIPOHT2=0
        TIPOHT3=0
        TIPOHT4=1
    ELSE
        IF (POSICAO.GT. (POSIROLOS (1)-(8*3.14*DIAROS (1)/(360*2)))
&      .AND. (POSICAO.LT. (POSIROLOS (1)+(8*3.14*DIAROS (1)/(360*2))))))
&      THEN
        TIPOHT1=1
        TIPOHT2=0
        TIPOHT3=0
        TIPOHT4=0
        END IF
    END IF
!   END IF
END IF
END IF
END IF
C   DEFININDO A CONDIÇÃO PARA OS DEMAIS ROLOS

```

```

      IF (POSICAO. GE. POSIROLOS (CONTADORROLO) +
        & (8*3. 14*DIAROS (CONTADORROLO) / (360*2))) THEN          ! INCREMENTO DA
POSICAO DOS ROLOS
      CONTADORROLO = CONTADORROLO+1
    END IF

    IF (CONTADORROLO. GT. 1) THEN
C      IF ((POSICAO. LT. POSIROLOS (CONTADORROLO) + 8*3. 14*
C      & DIAROS (CONTADORROLO) / (360*2)). AND. (POSICAO. GT.
C      & POSIROLOS (CONTADORROLO))) THEN
C      TIPOHT1=1
C      TIPOHT2=0
C      TIPOHT3=0
C      TIPOHT4=0
C      ELSE
      IF (POSICAO. GE. (POSIROLOS (CONTADORROLO-1) + 8*3. 14*          ! 4 É A METADE
DO ANGULO DE CONTATO ENTRE O ROLO E A PLACA, POR ISSO A FRAÇÃO DA CIRCUNFERENCIA
4/360
      & DIAROS (CONTADORROLO-1) / (360*2)). AND. (POSICAO. LT.
      & POSIROLOS (CONTADORROLO-1)
      & + ((POSIROLOS (CONTADORROLO) - POSIROLOS (CONTADORROLO-1)) / 2) - 25))
      & THEN          ! 25 É
MEIA ESPESSURA DO LEQUE DE SPRAY ESTE VALOR FOI CONSIDERADO CONSTANTE
      TIPOHT1=0
      TIPOHT2=1
      TIPOHT3=0
      TIPOHT4=0
      ELSE
      IF (POSICAO. GE. POSIROLOS (CONTADORROLO-1) +
      & ((POSIROLOS (CONTADORROLO) - POSIROLOS (CONTADORROLO-1)) / 2) - 25
      & . AND. (POSICAO. LE. POSIROLOS (CONTADORROLO-1) +
      & ((POSIROLOS (CONTADORROLO) - POSIROLOS (CONTADORROLO-1)) / 2) + 25))
      & THEN
      TIPOHT1=0
      TIPOHT2=0
      TIPOHT3=1
      TIPOHT4=0
      ELSE
      IF (POSICAO. GT. (POSIROLOS (CONTADORROLO-1) +
      & ((POSIROLOS (CONTADORROLO) - POSIROLOS (CONTADORROLO-1)) / 2) + 25)
      & . AND. (POSICAO. LT. (POSIROLOS (CONTADORROLO) - 8*3. 14*
      & DIAROS (CONTADORROLO) / (360*2)))) THEN
      TIPOHT1=0
      TIPOHT2=0
      TIPOHT3=0
      TIPOHT4=1

```

```

ELSE
    IF (POSICAO. GE. (POSIROLOS (CONTADORROLO) - 8 * 3. 14 *
&     DIAROLOS (CONTADORROLO) / (360 * 2)). AND. (POSICAO. LT.
&     POSIROLOS (CONTADORROLO) + 8 * 3. 14 *
&     DIAROLOS (CONTADORROLO) / (360 * 2))) THEN
        TIPOHT1=1
        TIPOHT2=0
        TIPOHT3=0
        TIPOHT4=0
        END IF
    END IF
END IF
END IF
C     END IF
END IF
END IF

C     IF (POSICAO. GT. (POSIROLOS (1) + ((4 / 360) * 3. 14 * DIAROLOS (1)))) THEN      IF
(POSICAO. LT. (((POSIROLOS (CONTADORROLO) -
C     &     (POSIROLOS (CONTADORROLO - 1)) / 2) - 25)). AND.
C     &     (POSICAO. GT. (POSIROLOS (CONTADORROLO - 1) -
C     &     (0. 05 * 2 * 3. 14 * DIAROLOS (CONTADORROLO - 1)))))) THEN
C     TIPOHT=2
C     ELSE
C     IF (POSICAO. GT. POSIROLOS (CONTADORROLO - 1) +
C     &     (((POSIROLOS (CONTADORROLO) -
C     &     (POSIROLOS (CONTADORROLO - 1)) / 2) - 25). AND.
C     &     (POSICAO. LT. POSIROLOS (CONTADORROLO - 1) +
C     &     (((POSIROLOS (CONTADORROLO) -
C     &     (POSIROLOS (CONTADORROLO - 1)) / 2) + 25)))) THEN
C     TIPOHT=3
C     ELSE
C     IF (POSICAO. GT. POSIROLOS (CONTADORROLO - 1) +
C     &     (((POSIROLOS (CONTADORROLO) -
C     &     (POSIROLOS (CONTADORROLO - 1)) / 2) + 25). AND.
C     &     (POSICAO. LT. (POSIROLOS (CONTADORROLO) -
C     &     (0. 05 * 2 * 3. 14 * DIAROLOS (CONTADORROLO)))))) THEN
C     TIPOHT=4
C     ELSE
C     IF (POSICAO. GT. (POSIROLOS (CONTADORROLO) -
C     &     (0. 05 * 2 * 3. 14 * DIAROLOS (CONTADORROLO)))
C     &     . AND. (POSICAO. LT. (POSIROLOS (CONTADORROLO) +
C     &     (0. 05 * 2 * 3. 14 * DIAROLOS (CONTADORROLO)))))) THEN
C     TIPOHT=1
C     CONTADORROLO=CONTADORROLO+1
C     END IF
C     END IF

```



```
ELSE
  IF (POSICAO. LE. (XMOLDE+XZ1+XZ2)*1000) THEN
    HFMOLDEFN=0
    HFMOLDEFS=0
    HFMOLDEFE=0
    HFMOLDEFW=0
    CO1=1
    CO2=1
    TFN=TAMBI
    TFS=TAMBI
    TFE=TAMBI
    TFW=TAMBI
    WN=WNZ2
    WS=WSZ2
    WE=WEZ2
    WW=WWZ2
    FSPRAY=FSPRAYZ2
    FWMARG=FWMARGZ2
  ELSE
    IF (POSICAO. LE. (XMOLDE+XZ1+XZ2+XZ3)*1000) THEN
      HFMOLDEFN=0
      HFMOLDEFS=0
      HFMOLDEFE=0
      HFMOLDEFW=0
      CO1=1
      CO2=1
      TFN=TAMBI
      TFS=TAMBI
      TFE=TAMBI
      TFW=TAMBI
      WN=WNZ3
      WS=WSZ3
      WE=WEZ3
      WW=WWZ3
      FSPRAY=FSPRAYZ3
      FWMARG=FWMARGZ3
    ELSE
      IF (POSICAO. LE. (XMOLDE+XZ1+XZ2+XZ3+XZ4)*1000) THEN
        HFMOLDEFN=0
        HFMOLDEFS=0
        HFMOLDEFE=0
        HFMOLDEFW=0
        CO1=1
        CO2=1
        TFN=TAMBI
        TFS=TAMBI
        TFE=TAMBI
```



```

TFW=TAMBI
WN=WNZ4
WS=WSZ4
WE=WEZ4
WW=WWZ4
FSPRAY=FSPRAYZ4
FWMARG=FWMARGZ4
ELSE
  IF (POSICAO. LE. (XMOLDE+XZ1+XZ2+XZ3+XZ4+XZ5)*1000) THEN
    HFMOLDEFN=0
    HFMOLDEFS=0
    HFMOLDEFE=0
    HFMOLDEFW=0
    CO1=1
    CO2=1
    TFN=TAMBI
    TFS=TAMBI
    TFE=TAMBI
    TFW=TAMBI
    WN=WNZ5
    WS=WSZ5
    WE=WEZ5
    WW=WWZ5
    FSPRAY=FSPRAYZ5
    FWMARG=FWMARGZ5
  ELSE
    IF (POSICAO. LE. (XMOLDE+XZ1+XZ2+XZ3+XZ4+XZ5+XZ6)
      &      *1000) THEN
      HFMOLDEFN=0
      HFMOLDEFS=0
      HFMOLDEFE=0
      HFMOLDEFW=0
      CO1=1
      CO2=1
      TFN=TAMBI
      TFS=TAMBI
      TFE=TAMBI
      TFW=TAMBI
      WN=WNZ6
      WS=WSZ6
      WE=WEZ6
      WW=WWZ6
      FSPRAY=FSPRAYZ6
      FWMARG=FWMARGZ6
    ELSE
      IF (POSICAO. LE. (XMOLDE+XZ1+XZ2+XZ3+XZ4+XZ5+XZ6+XZ7)
        &      *1000) THEN

```

```

HFMOLDEFN=0
HFMOLDEFS=0
HFMOLDEFE=0
HFMOLDEFW=0
CO1=1
CO2=1
TFN=TAMBI
TFS=TAMBI
TFE=TAMBI
TFW=TAMBI
WN=WNZ7
WS=WSZ7
WE=WEZ7
WW=WWZ7
FSPRAY=FSPRAYZ7
FWMARG=FWMARGZ7
ELSE
  IF (POSICAO. LE. (XMOLDE+XZ1+XZ2+XZ3+XZ4+XZ5+XZ6
&      +XZ7+XZ8)*1000) THEN
    HFMOLDEFN=0
    HFMOLDEFS=0
    HFMOLDEFE=0
    HFMOLDEFW=0
    CO1=1
    CO2=1
    TFN=TAMBI
    TFS=TAMBI
    TFE=TAMBI
    TFW=TAMBI
    WN=WNZ8
    WS=WSZ8
    WE=WEZ8
    WW=WWZ8
    FSPRAY=FSPRAYZ8
    FWMARG=FWMARGZ8
  ELSE
&      IF (POSICAO. LE. (XMOLDE+XZ1+XZ2+XZ3+XZ4+XZ5+XZ6
        +XZ7+XZ8+XZ9)*1000) THEN
          HFMOLDEFN=0
          HFMOLDEFS=0
          HFMOLDEFE=0
          HFMOLDEFW=0
          CO1=1
          CO2=1
          TFN=TAMBI
          TFS=TAMBI
          TFE=TAMBI

```

```

TFW=TAMBI
WN=WNZ9
WS=WSZ9
WE=WEZ9
WW=WWZ9
FSPRAY=FSPRAYZ9
FWMARG=FWMARGZ9
ELSE
  IF (POSICAO. LE. (XMOLDE+XZ1+XZ2+XZ3+XZ4+XZ5+
& XZ6+XZ7+XZ8+XZ9+XZ10)*1000) THEN
    HFMOLDEFN=0
    HFMOLDEFS=0
    HFMOLDEFE=0
    HFMOLDEFW=0
    CO1=1
    CO2=1
    TFN=TAMBI
    TFS=TAMBI
    TFE=TAMBI
    TFW=TAMBI
    WN=WNZ10
    WS=WSZ10
    WE=WEZ10
    WW=WWZ10
    FSPRAY=FSPRAYZ10
    FWMARG=FWMARGZ10
  ELSE
    HFMOLDEFN=0
    HFMOLDEFS=0
    HFMOLDEFE=0
    HFMOLDEFW=0
    CO1=0
    CO2=0
    TFN=0
    TFS=0
    TFE=0
    TFW=0
    WN=0
    WS=0
    WE=0
  END IF
END IF
END IF
END IF
END IF
END IF
END IF
END IF
END IF

```


C FAZER EMISSIVIDADE EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA

```

HRADN(I)=5.67E-8*EMIN(I)*(((1-CO)*(TPASSADO(2,I+1)+273)+
& (CO)*(TVELP(2,I+1)+273))+(TFN+273))*
& (((1-CO)*(TPASSADO(2,I+1)+273)+
& (CO)*(TVELP(2,I+1)+273))**2+(TFN+273)**2)
HCONVN(I)=CO1*((1000/FSPRAY)*(1.57*((FWMARG*WN)**0.55)*
& (1-0.0075*TWSPIN)))+(1-CO1)*15
HROLON(I)=11513.7*(((1-CO)*(TPASSADO(2,I+1)))+(CO)*
& (TVELP(2,I+1)))**0.7556*(1./(VLING**0.2010))*
& (1./(4.)*0.1039))

```

!0

ANGULO CONSIDERADO FOI 4 GRAUS

```
HAGUAN(I)=HRADN(I)*(1+JSPRAY)!*(1-SIN(2.0*Z/(3.1416*RM)))
```

!J

FUNÇÃO DA POSIÇÃO NA MAQUINA PARTE CURVA E PARTE RETA/SUPERIOR E INFERIOR

```

HGN(I)=CO2*(TIPOHT1*HROLON(I)+TIPOHT2*HRADN(I)+
& TIPOHT3*HCONVN(I)+TIPOHT4*HAGUAN(I))

```

C SUL

```
EMIS(I)=0.8
```

```

HRADS(I)=5.67E-8*EMIS(I)*(((1-CO)*(TPASSADO(XNY+1,I+1)+273)+
& (CO)*(TVELP(XNY+1,I+1)+273))+(TFS+273))*
& (((1-CO)*(TPASSADO(XNY+1,I+1)+273)+
& (CO)*(TVELP(XNY+1,I+1)+273))**2+(TFS+273)**2)
HCONVS(I)=CO1*((1000/FSPRAY)*(1.57*((FWMARG*WS)**0.55)*
& (1-0.0075*TWSPIN)))+(1-CO1)*15
HROLOS(I)=11513.7*(((1-CO)*(TPASSADO(XNY+1,I+1)))+(
& (CO)*(TVELP(XNY+1,I+1)))**0.7556*(1./(VLING**0.2010))
& *1./(4.)*0.1039))

```

!0

ANGULO CONSIDERADO FOI 4 GRAUS

```
HAGUAS(I)=HRADS(I)*(1+JSPRAY)
```

```

HGS(I)=CO2*(TIPOHT1*HROLOS(I)+TIPOHT2*HRADS(I)+
& TIPOHT3*HCONVS(I)+TIPOHT4*HAGUAS(I))

```

ELSE

```
EMIN(I)=0.8
```

C FAZER EMISSIVIDADE EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA

```

HRADN(I)=5.67E-8*EMIN(I)*(((1-CO)*(TPASSADO(2,I+1)+273)+
& (CO)*(TVELP(2,I+1)+273))+(TFN+273))*
& (((1-CO)*(TPASSADO(2,I+1)+273)+
& (CO)*(TVELP(2,I+1)+273))**2+(TFN+273)**2)
HCONVN(I)=CO1*((1000/FSPRAY)*(1.57*((WN)**0.55)*
& (1-0.0075*TWSPIN)))+(1-CO1)*15
HROLON(I)=11513.7*(((1-CO)*(TPASSADO(2,I+1)))+(CO)*
& (TVELP(2,I+1)))**0.7556*(1./(VLING**0.2010))*

```



```

&          (1. / (4. **0. 1039))          !0
ANGULO CONSIDERADO FOI 4 GRAUS
      HAGUAN(I)= HRADN(I)*(1+JSPRAY)!(1-SIN(2*Z/(3. 1416*RM))) !J FUNÇÃO DA
      POSIÇÃO NA MAQUINA PARTE CURVA E PARTE RETA/SUPERIOR E INFERIOR

      HGN(I)=CO2*(TIPOHT1*HROLOM(I)+TIPOHT2*HRADN(I)+
&          TIPOHT3*HCONVN(I)+TIPOHT4*HAGUAN(I))
C  SUL
      EMIS(I)=0. 8
      HRADS(I)=5. 67E-8*EMIS(I)*(((1-CO)*(TPASSADO(XNY+1, I+1)+273)+
&          (CO)*(TVELP(XNY+1, I+1)+273))+(TFS+273))*
&          (((1-CO)*(TPASSADO(XNY+1, I+1)+273)+
&          (CO)*(TVELP(XNY+1, I+1)+273))**2+(TFS+273)**2)
      HCONVS(I)=CO1*((1000/FSPRAY)*(1. 57*((WS)**0. 55)*
&          (1-0. 0075*TWSPIN)))+(1-CO1)*15
      HROLOS(I)=11513. 7*(((1-CO)*(TPASSADO(XNY+1, I+1))+
&          (CO)*(TVELP(XNY+1, I+1)))*0. 7556)*(1. / (VLING**0. 2010))
&          *(1. / (4. **0. 1039))          !0
ANGULO CONSIDERADO FOI 4 GRAUS
      HAGUAS(I)=HRADS(I)*(1+JSPRAY)

      HGS(I)=CO2*(TIPOHT1*HROLOS(I)+TIPOHT2*HRADS(I)+
&          TIPOHT3*HCONVS(I)+TIPOHT4*HAGUAS(I))

      END IF
      END DO

C  FACES LESTE E OESTE
DO I=1, XNY, 1
      EMIW(I)=0. 8
      HRADW(I)=5. 67E-8*EMIW(I)*(((1-CO)*(TPASSADO(I+1, 2)+273)+
&          (CO)*(TVELP(I+1, 2)+273))+(TFW+273))*
&          (((1-CO)*(TPASSADO(I+1, 2)+273)+
&          (CO)*(TVELP(I+1, 2)+273))**2+(TFW+273)**2)
      HCONVW(I)=CO1*(1000*(708*(WW**0. 75)*((1-CO)*
&          (TPASSADO(I+1, 2)+273)+(CO)*(TVELP(I+1, 2)+273))**(-1. 2)
&          +0. 116)))+(1-CO1)*15

      HGW(I)=CO2*(HCONVW(I)+HRADW(I))

      EMIE(I)=0. 8
      HRADE(I)=5. 67E-8*EMIE(I)*(((1-CO)*(TPASSADO(I+1, XNX+1)+273)+
&          (CO)*(TVELP(I+1, XNX+1)+273))+(TFE+273))*
&          (((1-CO)*(TPASSADO(I+1, XNX+1)+273)+
&          (CO)*(TVELP(I+1, XNX+1)+273))**2+(TFE+273)**2)
      HCONVE(I)=CO1*(1000*(708*(WE**0. 75)*(((1-CO)*
&          (TPASSADO(I+1, XNX+1)+273)+(CO)*(TVELP(I+1, XNX+1)+273))**(-1. 2))

```



```

ACW(XNY, 1)=0
ACPO(XNY, 1)=RO*(CP(XNY, 1)*1000)*DFCX(1)*DFCY(XNY)/Timestep
ACP(XNY, 1)=-F*ACN(XNY, 1)-F*ACE(XNY, 1)+
&          ACPO(XNY, 1)+DFCX(1)*HGS(1)+DFCY(XNY)*HGW(XNY)
BC(XNY, 1)=(ACPO(XNY, 1)+(1-F)*ACN(XNY, 1)+(1-F)*ACS(XNY, 1)+
&          (1-F)*ACE(XNY, 1)+(1-F)*ACW(XNY, 1))*TPASSADO(XNY+1, 2)
&          +DFCX(1)*HGS(1)*TFS+DFCY(XNY)*HGW(XNY)*TFW+
&          HFMOLDEFS*DFCX(1)+HFMOLDEFW*DFCY(XNY)
C  NÓ INTERNO - GERAL
DO I=2, XNY-1, 1
  DO J=2, XNX-1, 1
    ACN(I, J)=-Kfy(I-1, J)*DFCX(J)/DNOSY(I-1)
    ACS(I, J)=-Kfy(I, J)*DFCX(J)/DNOSY(I)
    ACE(I, J)=-Kfx(I, J)*DFCY(I)/DNOSX(J)
    ACW(I, J)=-Kfx(I, J-1)*DFCY(I)/DNOSX(J-1)
    ACPO(I, J)=RO*(CP(I, J)*1000)*DFCX(J)*DFCY(I)/Timestep
    ACP(I, J)=-F*ACN(I, J)-F*ACS(I, J)-F*ACE(I, J)-F*ACW(I, J)+
&          ACPO(I, J)
    BC(I, J)=(ACPO(I, J)+(1-F)*ACN(I, J)+(1-F)*ACS(I, J)+
&          (1-F)*ACE(I, J)+(1-F)*ACW(I, J))*TPASSADO(I+1, J+1)
  END DO
END DO
C  FACES HORIZONTAIS
C  NORTE
DO J=2, XNX-1, 1
  ACN(1, J)=0
  ACS(1, J)=-Kfy(1, J)*DFCX(J)/DNOSY(1)
  ACE(1, J)=-Kfx(1, J)*DFCY(1)/DNOSX(J)
  ACW(1, J)=-Kfx(1, J-1)*DFCY(1)/DNOSX(J-1)
  ACPO(1, J)=RO*(CP(1, J)*1000)*DFCX(J)*DFCY(1)/Timestep
  ACP(1, J)=-F*ACN(1, J)-F*ACS(1, J)-F*ACE(1, J)-F*ACW(1, J)+
&          ACPO(1, J)+DFCX(J)*CON*HGN(J)
  BC(1, J)=(ACPO(1, J)+(1-F)*ACN(1, J)+(1-F)*ACS(1, J)+
&          (1-F)*ACE(1, J)+(1-F)*ACW(1, J))*TPASSADO(2, J+1)
&          +DFCX(J)*CON*HGN(J)*TFN+CON*HFMOLDEFN*DFCX(J)
END DO
C  SUL
DO J=2, XNX-1, 1
  ACN(XNY, J)=-Kfy(XNY-1, J)*DFCX(J)/DNOSY(XNY-1)
  ACS(XNY, J)=0
  ACE(XNY, J)=-Kfx(XNY, J)*DFCY(XNY)/DNOSX(J)
  ACW(XNY, J)=-Kfx(XNY, J-1)*DFCY(1)/DNOSX(J-1)
  ACPO(XNY, J)=RO*(CP(XNY, J)*1000)*DFCX(J)*DFCY(XNY)/Timestep
  ACP(XNY, J)=-F*ACN(XNY, J)-F*ACS(XNY, J)-F*ACE(XNY, J)-F*ACW(XNY, J)+
&          ACPO(XNY, J)+DFCX(J)*HGS(J)
  BC(XNY, J)=(ACPO(XNY, J)+(1-F)*ACN(XNY, J)+(1-F)*ACS(XNY, J)+
&          (1-F)*ACE(XNY, J)+(1-F)*ACW(XNY, J))*TPASSADO(XNY+1, J+1)

```

```

&          +DFCX (J) *HGS (J) *TFS+HFMOLDEFS*DFCX (J)
END DO
C  FACES VERTICAIS
C  LESTE
DO I=2, XNY-1, 1
  ACN (I, XNX)=-KFY (I-1, XNX) *DFCX (XNX) /DNOSY (I-1)
  ACS (I, XNX)=-KFY (I, XNX) *DFCX (XNX) /DNOSY (I)
  ACE (I, XNX)=0
  ACW (I, XNX)=-KFX (I, XNX-1) *DFCY (I) /DNOSX (XNX-1)
  ACPO (I, XNX)=RO* (CP (I, XNX) *1000) *DFCX (XNX) *DFCY (I) /TIMESTEP
  ACP (I, XNX)=-F*ACN (I, XNX) -F*ACS (I, XNX) -F*ACE (I, XNX) -F*ACW (I, XNX) +
&          ACPO (I, XNX) +DFCY (I) *COE *HGE (I)
  BC (I, XNX) = (ACPO (I, XNX) + (1-F) *ACN (I, XNX) + (1-F) *ACS (I, XNX) +
&          (1-F) *ACE (I, XNX) + (1-F) *ACW (I, XNX) ) *TPASSADO (I+1, XNX+1)
&          +DFCY (I) *COE *HGE (I) *TFE+COE *HFMOLDEFE *DFCY (I)
END DO
C  OESTE
DO I=2, XNY-1, 1
  ACN (I, 1)=-KFY (I-1, 1) *DFCX (1) /DNOSY (I-1)
  ACS (I, 1)=-KFY (I, 1) *DFCX (1) /DNOSY (I)
  ACE (I, 1)=-KFX (I, 1) *DFCY (I) /DNOSX (1)
  ACW (I, 1)=0
  ACPO (I, 1)=RO* (CP (I, 1) *1000) *DFCX (1) *DFCY (I) /TIMESTEP
  ACP (I, 1)=-F*ACN (I, 1) -F*ACS (I, 1) -F*ACE (I, 1) -F*ACW (I, 1) +
&          ACPO (I, 1) +DFCY (I) *HGW (I)
  BC (I, 1) = (ACPO (I, 1) + (1-F) *ACN (I, 1) + (1-F) *ACS (I, 1) + (1-F) *ACE (I, 1) +
&          (1-F) *ACW (I, 1) ) *TPASSADO (I+1, 2) +DFCY (I) *HGW (I) *TFW+
&          HFMOLDEFW *DFCY (I)
END DO
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
C  ESCOLHA DO TIPO DE INTERPOLAÇÃO FINTERPO =(0)EXPLICITO , (0 < FINTERPO <=
1) IMPLICITIO
  IF (F.EQ.0) THEN
    GO TO 600
  ELSE
    GO TO 601
  END IF

CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
C  MÉTODO EXPLICITO
600 CONTINUE
DO I=1, XNY, 1
  DO J=1, XNX, 1
    TFUT (I+1, J+1) = (-ACN (I, J) *TPASSADO (I, J+1) -ACS (I, J) *
&    TPASSADO (I+2, J+1) -ACE (I, J) *TPASSADO (I+1, J+2) -ACW (I, J) *

```


C CONFERIR E APLICAR A RELAXAÇÃO,

```

C 100 DO I=1, XNY, 1
C     DO J=1, XNX, 1
C         TNOVP(I+1, J+1) = ((BC(I, J) - (ACN(I, J)*TNOVP(I, J+1) +
C &             ACS(I, J)*TVELP(I+2, J+1) +
C &             ACE(I, J)*TVELP(I+1, J+2) +
C &             ACW(I, J)*TNOVP(I+1, J))) + (1-CORELAX)*
C &             (ACP(I, J)/CORELAX)*TVELP(I+1, J+1))
C &             / (ACP(I, J)/CORELAX)

C     END DO
C     END DO
ITER=ITER+1
DO I=1, XNY, 1
    DO J=1, XNX, 1
        ERRO=ABS(TFUT(I+1, J+1)-TVELP(I+1, J+1))
        WRITE (*, *) ERRO, ITER
        IF (ERRO.GT. 1. E-0) THEN
            DO K=1, XNY, 1
                DO L=1, XNX, 1
                    TVELP(K+1, L+1)=TFUT(K+1, L+1)
                END DO
            END DO
            GOTO 50                                !RECALCULANDO A CONDUTIVIDADE PARA CADA
FACE E ATUALIZANDO COEFICIENTES
        END IF
    END DO
END DO
GO TO 602                                        !ATUALIZA AS TEMPERATURAS PASSADA E
MARCHA NO TEMPO E IMPRIME SE CONDIÇÃO
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
C     SOLVER (SE 1 GAUSS-SEIDEL SE 2 TDMA)
C     2) TDMA
    200 CONTINUE
        !QUANDO FOR 2D OU 3D FAZER A MONTAGEM DA MATRIZ B MODIFICADA PARA TDMA
        QUE É A SOMA DOS TERMOS DAS OUTRAS DIMENSÕES

        DO I=1, XNY, 1
            P(1) = -(ACE(I, 1))/ACP(I, 1)
            Q(1) = (BC(I, 1)-ACN(I, 1)*(F*TFUT(I, 2)+(1-F)*TPASSADO(I, 2))          !TERMO
D MÉTODO TDMA B + AN TN + AS TS
            &             -ACS(I, 1)*(F*TVELP(I+2, 2)+(1-F)*TPASSADO(I+2, 2)))
            &             /ACP(I, 1)
            DO J=2, XNX-1, 1
                P(J) = -(ACE(I, J))/(ACP(I, J)+ACW(I, J)*P(J-1))

```



```

C      IMPRIMINDO OS RESULTADOS
      IF (TIPOSOLUCAO.EQ.1) THEN
          TIPOSIMU=' GAUSS-SEIDEL'
      ELSE
          TIPOSIMU=' TDMA-ADI'
      END IF

      IF (F.NE.0) THEN
          WRITE (9, '(2/,A44,A13)')
&      ' RESULTADO OBTIDOS NA SIMULAÇÃO PELO MÉTODO ', TIPOSIMU
          WRITE (9, '(1/, "Número de iterações = ", I7)') ITER
          WRITE (9, '(1/, "Coeficiente de Relaxação = ", F8.4)') CORELAX
      END IF

C      WRITE (9, '(1/, "Maximo delta t (explicito) = ", F8.4, " [s]")') MAXDT
      WRITE (9, '(1/, "Fator F = ", F8.4)') F
      WRITE (9, '(1/, "Passo de tempo = ", F8.4, " [s]")') TIMESTEP
      WRITE (9, '(1/, "Número de nós direção X = ", I4)') XNX
      WRITE (9, '(1/, "Número de nós direção Y = ", I4)') XNY
      WRITE (9, '(1/, "Dimensão na direção X = ", F8.4, " [m]")') XX
      WRITE (9, '(1/, "Dimensão na direção Y = ", F8.4, " [m]")') XY
      WRITE (9, '(1/, "Tempo de simulação = ", F15.4, " [Secundos]")') TEMPO

      CLOSE (UNIT=9)
      WRITE (*,*) 'ARQUIVO SALVO'

      END PROGRAM TRABALH003

```