

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO Nº 693

**SISTEMA DE DETECÇÃO DE BREAKOUT
EM MÁQUINAS DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO**

Daniel Lúcio de Souza Borba

DATA DA DEFESA: 04/08/2011

Universidade Federal de Minas Gerais

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

**SISTEMA DE DETECÇÃO DE BREAKOUT EM
MÁQUINAS DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO**

Daniel Lúcio de Souza Borba

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Walmir Matos Caminhas

Belo Horizonte - MG

Agosto de 2011

**"Sistema de Detecção de Breakout Em Máquinas de
Lingotamento Contínuo"**

Daniel Lúcio de Souza Borba

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 04 de agosto de 2011.

Por:



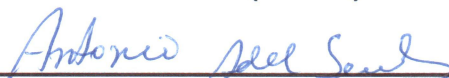
**Prof. Dr. Walmir Matos Caminhas
DELT (UFMG) - Orientador**



**Prof. Dr. Fernando de Oliveira Souza
DELT (UFMG)**



**Prof. Dr. Roberto Parreiras Tavares
DEMET (UFMG)**



**Dr. Antonio Adel dos Santos
Centro de Pesquisa (USIMINAS)**

Resumo

O *breakout* é um dos principais problemas no processo de lingotamento contínuo de aço devido ao alto risco de dano às pessoas e aos equipamentos associados a ele. Por este motivo, toda máquina de lingotamento contínuo deve ser dotada de um sistema de detecção de *breakout* ou, como é mais comumente conhecido, *Breakout Detection System* (BDS). Hoje há vários tipos de BDS, alguns são baseados em regras determinísticas de detecção, outros se baseiam em análise de comportamento através de termograma, outros em estatística multivariável e outros em redes neurais e sistemas *fuzzy*. Este trabalho apresenta um novo sistema de detecção de *breakouts* baseado em técnicas de inteligência computacional, utilizando aprendizado de máquina e autômatos finitos. A principal característica do BDS apresentado neste trabalho é a não necessidade de diferenciação do tipo de aço que a máquina está lingotando, o que reduz o número de informações que devem ser passadas ao BDS, possibilita a utilização de regras únicas de detecção de *breakouts* para todos os tipos de aço e elimina a necessidade de treiná-lo novamente toda vez que um novo tipo de aço é incorporado ao *mix* de produtos. Além disso, o sistema foi criado para se autoajustar, dado um conjunto de exemplos de dados nos quais ocorreu ou começou a ocorrer o *breakout*, deixando assim, poucos parâmetros a serem definidos pelo usuário, facilitando a configuração do sistema. Uma versão desse sistema foi implantada em todas as máquinas de lingotamento contínuo da aciaria da Usina Intendente Câmara da USIMINAS em Ipatinga, Minas Gerais, Brasil. Desde a sua implantação, em meados de 2010, até julho de 2011, não ocorreu nenhum *breakout* devido a agarramento e o número de alarmes falsos está dentro do limite aceitável para a meta de produtividade determinada pela equipe USIMINAS.

Abstract

Breakout is one of main problems in steel continuous casting process because it represents a big danger to people and equipment. Therefore all continuous casting machine has a 'Breakout Detection System' (BDS). There are many types of BDS. Some are based on deterministic rules, others are based on thermogram behavior analysis, others on multivariate statistic, and others on neural networks and fuzzy systems approaches. This thesis shows a new breakout detection system based on computational intelligence methods. It uses machine learning and finite-state automaton approaches. The system doesn't differ steel grade that machine casts. This is main system property because it minimizes the number of system inputs, enables the use of unique rules to breakouts's detection for all steel grades and eliminates the necessity of additional training to add new steel grade in product mix. In addition, the system adjust itselve by a data set where breakout occurred or began to occur. Thus, users define fewer parameters and the system is more easy to set. In Ipatinga, Minas Gerais, all steelmaking continuous casting machines of USMINAS steel mill Intendente Câmara have a system version installed. Since system installation, in mid-2010, until July 2011, sticker breakouts don't occur and number of false alarms is into acceptable limit to USIMINAS team's production target.

Agradecimentos

Agradeço primeiramente a Deus pelo dom da vida e as oportunidades a mim concedidas, que me levaram à possibilidade de realizar este trabalho. A Ele toda a honra, toda a glória e todo o louvor.

Agradeço a minha esposa, Maria Luísa, pela paciência, compreensão, apoio e incentivo ao desenvolvimento deste trabalho. Agradeço também aos meus pais e ao meu irmão que sempre me incentivaram e acreditaram na minha capacidade de alcançar os meus sonhos.

Agradeço ao Prof. Dr. Walmir Matos Caminhas pela orientação e apoio, não somente durante toda a realização deste trabalho, mas também ao longo de quase toda a minha caminhada acadêmica na Escola de Engenharia da UFMG.

Agradeço à FAPEMIG e ao CNPq pelo financiamento do Laboratório de Detecção de Falhas, Controle, Otimização e Modelagem (DIFCOM) em cujas instalações este trabalho foi desenvolvido.

Agradeço também à Usiminas pelo financiamento deste trabalho. Em especial quero agradecer à Superintendência de Automação, à Superintendência de Manutenção e à Superintendência de Aciaria - representadas nominalmente por Fernando Marcos Andrade de Resende, Gilberto Henrique dos Reis Marçal, Fabrício Domith Rodrigues, Hiroshi Takahashi e Tânia Takahashi - pelo apoio fundamental durante todo o período de desenvolvimento e testes do sistema. Agradeço-lhes pelo voto de confiança dado a mim e por terem acreditado e abraçado o projeto.

Por fim, gostaria de agradecer a todos os amigos e colegas que, de alguma forma, contribuíram para que este trabalho fossem concluído com êxito.

O meu muito obrigado a todos.

Sumário

Lista de Figuras	p. viii
Lista de Tabelas	p. xi
1 Introdução	p. 1
1.1 Motivação	p. 1
1.2 Objetivo	p. 2
1.3 Trabalhos Correlatos	p. 3
1.4 Método Proposto	p. 4
1.5 Estrutura do Trabalho	p. 5
2 Descrição do Processo	p. 7
2.1 O Processo de Produção de Aço	p. 7
2.1.1 Classificação dos Aços	p. 12
2.1.2 Categorização dos Principais Produtos do Aço	p. 13
2.2 O Lingotamento Contínuo	p. 14
2.2.1 Histórico	p. 14
2.2.2 Evolução do Desenho das Máquinas	p. 21
2.2.3 Descrição Geral	p. 25
2.2.4 Transferência de Calor no Molde	p. 35
2.2.5 <i>Breakout</i>	p. 41
2.2.6 Detecção de <i>Breakouts</i>	p. 48
2.2.6.1 Monitoramento do Atrito no Molde	p. 51

2.2.6.2	Monitoramento Térmico do Molde	p. 53
2.2.6.3	Localização dos Sensores no Molde	p. 58
2.3	Sistemas de Detecção de <i>Breakout</i>	p. 59
3	Sistema de Detecção de <i>Breakout</i>	p. 65
3.1	Metodologia	p. 67
3.1.1	Aprendizado de máquina	p. 67
3.1.2	Autômatos Finitos	p. 72
3.1.3	Trabalhos Relacionados	p. 74
3.2	Analizador de Comportamento	p. 78
3.2.1	Modelos Para o Cálculo da Previsão da Temperatura Normal . . .	p. 82
3.2.1.1	Modelo Autorregressivo Linear	p. 84
3.2.1.2	Modelo por Transformada de Fourier	p. 86
3.2.1.3	Modelo por Média Móvel	p. 88
3.2.1.4	Modelo por Regressão Linear Múltipla	p. 88
3.2.2	Gerador de Modelo de Comportamento	p. 91
3.2.3	Detector de Novidade	p. 98
3.2.4	Atualização do Modelo de Comportamento	p. 100
3.3	Analizador de Novidade	p. 102
3.3.1	Parâmetros de entrada	p. 102
3.3.2	Autômato Finito de Reconhecimento da Curva Característica de Agarramento	p. 104
3.4	Detector de Agarramento	p. 110
3.4.1	O <i>Breakoutability</i>	p. 110
3.4.2	Regras de Detecção de Agarramentos	p. 114
3.4.2.1	Alarme de Agarramento	p. 116
3.4.2.2	Alarme de Canto	p. 118

3.4.3	Efeitos do Acionamento do Alarme	p. 119
3.5	Calculadora de Parâmetros	p. 120
3.5.1	Cálculo dos Parâmetros do Analisador de Novidade	p. 121
3.5.1.1	Parâmetros do Analisador de Novidade não Calculados pela Calculadora de Parâmetros	p. 125
3.5.2	Cálculo dos Parâmetros do Detector de Agarramento	p. 125
3.5.3	Parâmetros do Analisador de Comportamento	p. 129
3.5.4	Parâmetros de Habilitação do BDS	p. 129
4	Resultados	p. 131
4.1	Caracterização das corridas analisadas	p. 131
4.2	Modelos de Previsão da Temperatura Normal	p. 139
4.3	Sistema de Detecção de <i>Breakout</i>	p. 147
4.3.1	Índice de Desempenho	p. 148
4.3.2	Sistemática de Testes	p. 149
4.3.3	Resultado dos Testes	p. 152
4.3.3.1	Testes <i>Offline</i> de Definição da Configuração Ótima . . .	p. 152
4.3.3.2	Testes <i>Offline</i> de Comparação	p. 158
4.3.3.3	Testes <i>Online</i>	p. 162
5	Discussões e Conclusões	p. 164
5.1	Influências e Diferenças dos Sistemas de Trabalhos Relacionados	p. 164
5.2	Análise da Definição dos Critérios do Sistema de Detecção de <i>Breakout</i> .	p. 166
5.3	Análise dos Resultados	p. 168
5.4	Propostas para Trabalhos Futuros	p. 169
	Referências Bibliográficas	p. 171
	Anexo A – Estimativa dos coeficientes de regressão através de mínimos	

quadrados p. 176

Anexo B – Definição dos valores dos parâmetros do BDS para os testes
offline p. 180

Lista de Figuras

2.1	Principais etapas do processo de produção de aço	p. 11
2.2	Categorização dos principais produtos do aço	p. 14
2.3	Máquina de lingotamento contínuo projetada por Atha em 1886	p. 16
2.4	Primeiro lingotador contínuo industrial Junghans-Rossi com molde oscilante na Scovill Manufacturing Co.	p. 17
2.5	Tipos básicos de máquinas de lingotamento contínuo (adaptado)	p. 22
2.6	Evolução da utilização dos tipos de máquinas de lingotamento contínuo	p. 25
2.7	Desenho simplificado de uma máquina de lingotamento contínuo	p. 26
2.8	Máquina de lingotamento contínuo	p. 26
2.9	Corte transversal de um distribuidor para lingotamento contínuo de aço	p. 27
2.10	Métodos de vazamento de aço entre o distribuidor e o molde	p. 28
2.11	Fluxo de aço entre a panela, o distribuidor e o molde controlado por válvula tampão	p. 29
2.12	Funções das camadas de pó fluxante ao longo do molde da máquina lingotamento contínuo de aço	p. 30
2.13	Evolução da espessura da pele durante o lingotamento contínuo	p. 33
2.14	Início do processo de lingotamento contínuo	p. 34
2.15	Processo de extração de calor e formação da pele dentro do molde	p. 36
2.16	Mecanismos de transferência de calor durante a solidificação do aço no molde	p. 38
2.17	Formação do <i>gap</i> na seção transversal de um tarugo em solidificação	p. 39
2.18	Relação entre o teor de carbono no aço e o fluxo de calor no molde	p. 41
2.19	Lingote no qual ocorreu o <i>breakout</i>	p. 42

2.20	Mecanismo de formação de agarramento proposto por Mimura	p. 44
2.21	Mecanismo de formação de agarramento proposto por Emi	p. 46
2.22	Representação esquemática da aparência da pele durante um <i>breakout</i> por agarramento na face larga e um na face estreita do molde	p. 48
2.23	Representação de um agarramento e o comportamento da temperatura em um certo ponto do molde durante a sua ocorrência	p. 54
2.24	Comportamento das temperatura medidas em um molde com dois níveis verticais de termopares durante um agarramento	p. 60
3.1	Arquitetura do BDS desenvolvido	p. 66
3.2	Autômato finito para o reconhecimento da palavra “ <i>curve</i> ”	p. 73
3.3	Divisão e rotulação da curva característica de agarramento em cinco regiões distintas	p. 76
3.4	Características das componentes principais de cada uma das regiões da curva característica de agarramento	p. 77
3.5	Autômato para a detecção da curva característica de agarramento de Kempf e Adamy	p. 77
3.6	Termograma do molde durante o lingotamento em condições normais de um aço não peritético	p. 79
3.7	Termograma do molde durante o lingotamento em condições normais de um aço peritético	p. 79
3.8	Distribuição das componentes principais de temperatura em um lingotamento no qual ocorreu um agarramento	p. 81
3.9	Distribuição das componentes principais de temperatura em um lingotamento no qual ocorreu a partida da máquina e um agarramento	p. 98
3.10	Modelos de comportamento normal e as respectivas séries que os geraram	p. 99
3.11	Autômato para o reconhecimento da curva característica de agarramento	p. 107
3.12	Distribuição do valor de <i>breakoutability</i> ao longo dos estágios da curva característica de agarramento	p. 111
3.13	Definições quanto à posição dos termopares do molde	p. 116

-
- 4.1 Evolução das temperaturas ao longo do tempo na corrida 6 p. 138
- 4.2 Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo autorregressivo . . . p. 142
- 4.3 Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo por transformada de Fourier p. 142
- 4.4 Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo por média móvel . . p. 143
- 4.5 Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo polinomial de primeiro grau p. 143
- 4.6 Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo polinomial de segundo grau p. 144
- 4.7 Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo polinomial de terceiro grau p. 144
- 4.8 Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo polinomial de quarto grau p. 145
- 4.9 Índice de desempenho para as variações do BDS com modelo por transformada de Fourier p. 155
- 4.10 Índice de desempenho para as variações do BDS com modelo por média móvel p. 155
- 4.11 Índice de desempenho para as variações do BDS com modelo polinomial de primeiro grau p. 156
- 4.12 Índice de desempenho para as variações do BDS com modelo polinomial de segundo grau p. 156

Lista de Tabelas

- 2.1 Classificação do aço-carbono quanto ao teor de carbono p. 12
- 2.2 Comparação entre os tipos de máquina verticais de lingotamento contínuo p. 24
- 2.3 Taxas de ocorrência dos tipos de *breakout* em relação ao total de ocorrências de *breakouts* p. 43
- 3.1 Caracterização dos estágios da curva característica de agarramento p. 105
- 3.2 Significado dos estados do autômato de reconhecimento da curva característica de agarramento p. 107
- 4.1 Características das corridas em operação normal p. 132
- 4.2 Características das corridas durante a partida e parada da máquina . . . p. 133
- 4.3 Características das corridas com agarramento durante o agarramento . . p. 134
- 4.4 Valor médio e desvio padrão da temperatura para os diversos períodos das corridas p. 136
- 4.5 Valor médio e desvio padrão da derivada para os diversos períodos das corridas p. 137
- 4.6 Valor médio e desvio padrão da diferença entre a temperatura medida e a prevista pelos modelos para o termopar superior do canal foco da corrida 20 p. 140
- 4.7 Valor médio e desvio padrão da incerteza da previsão de temperatura dos modelos para o termopar superior do canal foco da corrida 20 p. 141
- 4.8 Classificação das variações testadas do BDS por ordem decrescente de desempenho p. 154
- 4.9 Comparação entre o número de alarmes do antigo BDS e do BDS desenvolvido para o conjunto de testes p. 158

4.10	Comparação entre o instante de acionamento do alarme no BDS desenvolvido e no antigo BDS para corridas com alarmes verdadeiros em comump.	160
4.11	Comparativo entre o instante de acionamento do alarme em um BDS comercial e no BDS desenvolvido	p. 161
4.12	Informações sobre os alarmes falsos do BDS desenvolvido	p. 161
B.1	Valores dos parâmetros do Analisador de Comportamento	p. 180
B.2	Valores dos parâmetros para habilitação do BDS	p. 180
B.3	Valores dos parâmetros do Analisador de Novidade	p. 180
B.4	Valores dos parâmetros da Calculadora de Parâmetros	p. 181

1 *Introdução*

Em 2009, a indústria siderúrgica brasileira foi responsável por 7,5% do saldo comercial do país, o que representa um montante de US\$ 1,9 bilhões (Instituto Aço Brasil, 2009a). Nesse mesmo ano, o Brasil produziu 26,5 milhões de toneladas de aço, dos quais 21,3% foram produzidos pela Usiminas (Instituto Aço Brasil, 2010a). Com o atual crescimento do país, a indústria siderúrgica vem se tornando cada vez mais importante, e os investimentos em pesquisas para melhoria dos processos e da confiabilidade dos equipamentos das usinas vêm aumentando.

1.1 *Motivação*

O fenômeno do *breakout* ocorre quando, por algum motivo, a pele (fina camada externa de aço solidificado) do lingote formada no molde da máquina de lingotamento contínuo não é resistente o suficiente para suportar a pressão exercida pelo aço líquido contido em seu interior, vindo a romper no momento em que deixa o molde, fazendo o aço líquido vaziar. O *breakout* é estudado pela metalurgia a bastante tempo, devido ao fato de ele ser um dos principais problemas relacionado ao lingotamento contínuo de aço. Só que, apesar disso, ele ainda é um fenômeno que não é completamente compreendido devido à complexidade dos processos que o desencadeia (MIMURA, 1989) (BHATTACHARYA et al., 2004). Por este motivo, vários sistemas de detecção de *breakout* foram desenvolvidos e novos estão em desenvolvimento, mas nenhum se atreve a afirmar que consegue detectar qualquer *breakout* e que não gera nenhum alarme falso (BHATTACHARYA et al., 2004) (KEMPF; ADAMY, 2004) (Siemens Vai, 2007) (CASTIAUX; ZULIANI, 2010).

Este trabalho foi motivado por problemas com *breakouts* ocorridos na aciaria da Usina Intendente Câmara da Usiminas em Ipatinga, Minas Gerais, durante o final do ano de 2007 e início de 2008. Neste período ocorreram sete *breakouts* nas máquinas de lingotamento contínuo. Devido a este alto número de ocorrências em um curto período de tempo, foi designada uma equipe para detectar e estudar o motivo delas. Esta equipe chegou a

conclusão que havia uma falha na lógica do sistema de detecção de *breakout* das máquinas, que estava rodando nelas desde 1998. Esta falha foi atribuída à mudança do *mix* de aços que essas máquinas estavam lingotando. Os novos tipos de aços que estão sendo lingotados apresentam um comportamento que não foi levado em consideração quando a lógica do sistema de detecção foi criada; logo, ele não foi capaz de detectar os *breakouts* que ocorreram.

Uma mudança na lógica do sistema de detecção foi sugerida e implantada, mas o número de alarmes falsos gerados por ela foi tão grande que estava impossibilitando a obtenção das metas de produtividade. Assim, a lógica original do sistema foi reimplantada, mesmo com os riscos de uma nova onda de incidência de *breakouts*.

A outra opção encontrada foi o desenvolvimento de um novo sistema de detecção de *breakouts*, baseado em técnicas mais modernas, que substituísse o sistema antigo e conseguisse detectar todos os *breakouts* não detectados por ele. A partir disso, surgiu o projeto para o desenvolvimento do sistema de detecção de *breakouts* apresentado neste trabalho.

1.2 **Objetivo**

Da experiência vivida pela equipe de automação e de produção da aciaria da Usina Intendente Câmara, estabeleceram-se as diretrizes que guiaram o desenvolvimento do sistema de detecção de *breakout* descrito neste trabalho. Primeiro, o sistema não pode distinguir o tipo de aço que está sendo lingotado pela máquina. Isso é necessário pelo fato do *mix* de aços produzidos pela usina ser bastante grande e do grande número de informações que teriam que ser enviadas ao sistema para que ele pudesse discernir cada tipo de aço, o que poderia torná-lo extremamente complexo e difícil de configurar. Além disso, há o fato do tipo de aço poder mudar no meio de uma corrida (sequência contínua de lingotamento), o que exige uma adaptação rápida do sistema de detecção, que talvez não seria possível se o sistema fizesse distinção entre os aços. Segundo, o sistema tem que permitir ajustes para detectar novos comportamentos de *breakout* e para ajustar o número de alarmes falsos. Estes ajustes devem ser feitos de maneira fácil, sem a necessidade de recompilar o sistema para efetua-los. Para isso, a utilização de regras únicas de detecção de *breakouts* para todos os tipos de aço é extremamente desejável, pois facilita esses ajustes do sistema diminuindo o número de parâmetros a serem configurados. Terceiro, o sistema deve ser totalmente automático, ou seja, não deve depender de nenhuma ação

externa (consentimento do operador, etc.) para ter o alarme acionado e as medidas de prevenção de *breakout* tomadas. E por último, o sistema deve ser capaz de detectar todos os *breakouts* que não foram detectados pelo antigo sistema de detecção, já que este é o motivo maior do seu desenvolvimento.

A partir dessas diretrizes básicas, todo o sistema foi modelado e desenvolvido. Ele foi projetado e implementado para ser autoadaptativo, com parâmetros ajustáveis e tomada de decisão automática. Para realizar a detecção, o sistema utiliza somente as temperaturas vindas dos termopares espalhados ao longo do molde.

Além do próprio sistema, também se desenvolveu uma calculadora de parâmetros para autoajustar o sistema, dado um conjunto de dados de corridas nas quais ocorreu ou começou a ocorrer o *breakout*. Essa calculadora é importante, pois faz com que o número de parâmetros a serem definidos pelos administradores do sistema seja reduzido, cabendo a eles definir praticamente só as tolerâncias do sistema. Além disso, ela proporciona um melhor ajuste do sistema à realidade dos *breakouts* que podem ocorrer em uma determinada máquina, ou seja, dado o histórico de *breakouts* de uma determinada máquina, a calculadora calcula os parâmetros que melhor se ajustam à esta máquina em particular. Desta forma, pode-se ter um sistema otimizado para cada uma das máquinas de lingotamento contínuo que possam existir na aciaria de uma usina, o que é bastante útil para o caso onde cada máquina é responsável por lingotar tipos distintos de aço.

1.3 **Trabalhos Correlatos**

Atualmente, existem diversos tipos de sistemas para a detecção de *breakouts*, indo de sistemas bastante simples a sistemas complexos. Os sistemas mais simples consistem em detectar a diferença entre a temperatura de dois níveis de termopares horizontalmente adjacentes e disparar um alarme caso essa diferença seja maior que um certo valor predefinido (YAMAMOTO et al., 1985 apud EMLING, 2003) (MATSUSHIDA et al., 1988 apud EMLING, 2003). Sistemas um pouco mais complexos consistem na definição de limites de temperatura para cada um dos termopares do molde que, caso sejam ultrapassados (primeiro o limite superior e logo após o inferior), acionam o alarme de detecção, como era o caso do antigo BDS das máquinas de lingotamento da Usina Intendente Câmara. Com o advento do desenvolvimento das técnicas de inteligência computacional, surgiram vários sistemas aplicando essas técnicas à detecção de *breakouts*. Alguns desses sistemas são baseados na aplicação de redes neurais ou lógica *fuzzy* para o reconhecimento do compor-

tamento de *breakout* (NAKAMURA; KODAIRA; HIGUCHI, 1996) (BHATTACHARYA et al., 2004) (KEMPF; ADAMY, 2004) (BARCELLOS, 2008). Entre eles existem os que se ajustam ao comportamento do aço e os que não. Os que não se ajustam apresentam a vantagem de serem mais otimizados para uma condição de lingotamento em particular. Já os que se ajustam têm a vantagem de funcionarem satisfatoriamente em condições distintas de lingotamento sem a necessidade de mudança manual de suas configurações (CASTIAUX; ZULIANI, 2010) (Siemens Vai, 2007).

Todos os sistemas citados no parágrafo anterior se baseiam no monitoramento térmico do molde, mas também há sistemas que se baseiam no monitoramento do atrito no molde. O monitoramento do atrito no molde é mais restrito à detecção de *breakouts* cujo processo causador ocorre de forma lenta e gradual, abrangendo todo o molde. Para *breakouts* cujo processo causador ocorre de forma rápida e localizada no molde, o monitoramento do atrito é ineficiente em sua detecção, sendo o monitoramento térmico o mais indicado nesses casos (EMLING, 2003).

Pelo fato do *breakout* por agarramento ser o mais comum, e o processo que o gera ocorrer de forma rápida e localizada no molde, a maioria dos sistemas de detecção utilizam o monitoramento térmico do molde para realizar a detecção.

Além desses sistemas, vêm surgindo alguns sistemas cuja função não é somente evitar os *breakouts*, mas sim garantir a qualidade do aço durante o processo de lingotamento. Esses sistemas atuam no monitoramento e alteração das características do lingotamento sempre que necessário, indo um pouco além dos sistemas de detecção de *breakout* que atuam estritamente quando necessário (BARCELLOS, 2008) (EMLING, 2003).

1.4 Método Proposto

Neste trabalho se propõe um sistema de detecção de *breakout* baseado em monitoramento térmico. Ele é voltado a detectar e prevenir *breakouts* por agarramento. A principal característica do sistema proposto é sua autoadaptação ao comportamento do aço, não havendo, portanto, a necessidade de se informar a ele o tipo de aço que está sendo lingotado.

Para que o sistema possa ser autoadaptativo, se propõe utilizar aprendizado de máquina para que o próprio sistema aprenda o comportamento do aço e se adapte automaticamente a ele, gerando assim um modelo de comportamento normal que é reavaliado periodicamente. A detecção do agarramento é feita através de um autômato finito que

avalia a perturbação do comportamento apresentado em relação ao modelo definido como normal, determinando se essa perturbação representa ou não um comportamento típico de agarramento. Por fim, se avalia a propagação do agarramento pelo molde, confirmando assim a sua ocorrência e disparando o alarme para prevenir a ocorrência do *breakout*.

Devido às suas características, o sistema proposto permite que o ajuste de seus parâmetros se dê de forma fácil e sem a necessidade de se trabalhar com valores absolutos, baseando-se quase totalmente em parâmetros em forma de razão. Essa característica o torna bastante flexível e torna a sua utilização possível em diversas situações diferentes de lingotamento, além de permitir que as regras de detecção sejam únicas, ou seja, sem a necessidade de regras diferentes para situações de lingotamento distintas.

1.5 Estrutura do Trabalho

Este trabalho está organizado em cinco capítulos. Neste capítulo foi apresentada a motivação para o desenvolvimento do sistema de detecção de *breakouts*, as diretrizes básicas que nortearam o seu desenvolvimento e os objetivos almejados. Também se descreveu resumidamente o estado da arte atual dos sistemas de detecção de *breakout* e o método proposto neste trabalho.

No capítulo 2, é abordado o processo de produção de aço, e, mais a fundo, o processo de lingotamento contínuo, objeto de interesse deste trabalho. É dado o seu histórico de desenvolvimento, a sua importância na cadeia produtiva do aço, descrevendo-o com mais detalhes. Também é apresentado o fenômeno do *breakout*, juntamente com os seus impactos sobre a produção de aço e sobre as instalações da usina siderúrgica. É feita também uma revisão de alguns métodos propostos e utilizados em sistemas de detecção de *breakout*.

No capítulo 3, é apresentado o sistema de detecção de *breakout* desenvolvido, baseado em aprendizado de máquina e autômatos finitos, com cada um de seus módulos e sua lógica de funcionamento. Primeiramente é feita uma revisão sobre aprendizado de máquina e autômatos finitos. Depois é feita uma revisão com os principais pontos de outros trabalhos que influenciaram este. Além disso, ao longo desse capítulo, são detalhados os modelos de previsão de temperatura utilizados para determinar o comportamento normal das temperaturas do molde, com as suas vantagens e desvantagens. Também é descrita a calculadora de parâmetros desenvolvida para realizar a configuração automática do sistema.

No capítulo 4, são apresentados os testes realizados no sistema e os resultados obtidos. Também é descrito o método de avaliação criado com o objetivo de conseguir comparar os resultados obtidos pelas diferentes versões avaliadas do sistema. Esse mesmo método pode ser utilizado para comparar sistemas que utilizam técnicas diferentes de detecção, permitindo assim a comparação de desempenho entre eles.

No capítulo 5, são analisadas as contribuições geradas por este trabalho, os resultados obtidos, e são apresentadas as propostas para a continuação desta pesquisa.

2 *Descrição do Processo*

2.1 O Processo de Produção de Aço

Para a produção de aço, as principais matérias-primas utilizadas são o carvão, o minério de ferro, o calcário, a dolomita e o minério de manganês. O minério de ferro fornece o ferro para a liga de aço. O carvão fornece o carbono, além de atuar como combustível na sinterização. O antracito também pode ser utilizado como fornecedor de carbono. O calcário, depois de transformado em cal, tem função de fundente, dessulfurante, desfosforante e refrigerante (MACHADO; SOBRINHO; ARRIVABENE, 2003). A dolomita atua como fundente. Além dela, o dunito também é utilizado como fundente. Os fundentes tem a função de abaixar o ponto de fusão da ganga (parte do minério sem valor econômico) e permitir a remoção dela. Por fim, o manganês atua combinando-se com o enxofre e formando o sulfeto de manganês, evitando a formação de sulfeto de ferro e, portanto, os problemas de fragilidade no aço causados por ele (ROMEIRO, 1997).

A Usina Intendente Câmara da Usiminas é uma usina siderúrgica integrada a coque (USIMINAS, 2007). Ela é composta de seis partes principais: pátios de matérias-primas, coqueria, sinterização, alto-forno, aciaria e tratamento mecânico do aço (Laminação).

Nos pátios de matérias-primas são armazenados o minério de ferro e o carvão. Estes materiais são homogeneizados, peneirados e calibrados para poderem ser utilizados na coqueria e no alto-forno.

Na coqueria (*coke oven*), uma mistura de carvões (alto, médio e baixo voláteis, e carvões *soft*), já britada, é carregada em fornos verticais. Nestes fornos, de forma indireta, a mistura é elevada à temperatura de aproximadamente 1250°C. O calor para o aquecimento é obtido pela combustão de uma mistura de gases provenientes da própria coqueria e dos alto-fornos. A mistura é aquecida sem a presença de oxigênio, assim ela libera as matérias voláteis (aproximadamente 25% da mistura). Durante o aquecimento, a mistura passa por uma fase de amolecimento, se resolidifica formando um bolo, que

depois se parte em partículas cujo tamanho varia, em sua maioria, de 10 a 100 mm. Essas partículas são denominadas coque. O coque formado tem aproximadamente 88% de carbono e é o principal combustível utilizado nos alto-fornos (USIMINAS, 2007).

Na sinterização (*sintering*), ou usina de sinterização (USIMINAS, 2010), ocorre o processo de aglomeração de finos de minério de ferro. O pó de minério de ferro é misturado com o pó de carvão, coque fino, calcário, antracito, dolomita e dunito. Essa mistura é processada de forma a criar um aglomerado denominado sinter. Essas matérias-primas são misturadas e acomodadas em esteiras móveis. Estas esteiras móveis possuem fornos de ignição em sua parte inicial, que dão início à combustão do coque e do antracito da mistura. A combustão da mistura é mantida por meio de sucção do ar até que ocorra a queima completa do coque e do antracito. Quando isso ocorre, a mistura de minério de ferro fino e outras adições passa por uma fusão superficial. As partículas se aglomeram e formam um bolo. Este bolo então é britado e peneirado, produzindo assim o sinter bitolado cujas dimensões são adequadas para a sua utilização no alto-forno.

No alto-forno (*blast furnace*) gera-se o ferro-gusa, que é a principal matéria-prima para a fabricação do aço. A carga do alto-forno é composta por sinter, coque, minério de ferro granulado e pelotas de minério de ferro. Quando o forno está carregado, o ar é soprado para dentro dele por compressores especiais, passando por um processo de aquecimento através de regeneradores de calor antes de passar por ventaneiras que o levam para dentro do forno. Dentro do forno, o ar promove a combustão do coque e do carvão. Esta combustão gera principalmente monóxido de carbono, que irá reagir com o oxigênio dos óxidos de ferro presentes no sinter, no minério granulado e nas pelotas presentes na parte superior do forno, reduzindo esses óxidos, formando dióxido de carbono e ferro elementar. Na parte inferior do forno, onde o coque e o carvão estão sendo queimados, o ferro e as demais impurezas são fundidos e se depositam em duas fases: o ferro-gusa e a escória. O ferro-gusa é composto principalmente por ferro e carbono. O teor de carbono do ferro-gusa é de aproximadamente 4% (ROMEIRO, 1997). O carbono é dissolvido pelo ferro elementar através do contato dele com o coque. A escória é composta principalmente por óxidos de silício, alumínio, cálcio e magnésio.

Na aciaria (*steelmaking* ou *steel plant*), o ferro-gusa é submetido a um processo de redução do teor de carbono para a formação da liga de aço desejada, e o aço resultante é transformado em blocos sólidos. O processo de redução ocorre no convertedor (*converter*). Nele são carregados o ferro-gusa líquido, sucata de gusa, sucata de aço, além de outros aditivos em pequeno volume como ligas de manganês, níquel e alumínio. As

sucatas são adicionadas para reaproveitamento de material, mas podem introduzir elementos contaminantes no aço. Os outros aditivos têm como objetivo melhorar alguma característica físico-química da liga de aço que se quer produzir. Depois de carregada no convertedor, essa mistura é submetida ao sopro de oxigênio que promove a combustão do carbono do ferro-gusa, reduzindo assim o teor de carbono e fornecendo a energia necessária para fundir as sucatas e os outros aditivos. Normalmente o teor de carbono é reduzido para valores entre 0,03% e 1,5%, dependendo das características da liga que se quer formar. A liga de ferro-carbono só é chamada de aço quando o teor de carbono é inferior a 2%. Além do sopro no convertedor, o aço passa por outros processos metalúrgicos complementares. Entre esses processos estão a dessulfuração e a desgaseificação, que são realizados em equipamentos e painéis específicos, de acordo com as características da liga que se quer obter. Após o sopro e os processos complementares, a composição química do aço está determinada e não será mais mudada pelos processos posteriores. O processo de transformação do aço líquido em placas sólidas é feito através do processo de lingotamento contínuo (*continuous casting*). Neste processo, o aço líquido passa por um molde refrigerado e por rolos também refrigerados. Dessa forma, ocorre uma rápida solidificação superficial do aço, formando placas com espessura de 200 a 250 mm. Após o lingotamento, as placas são escafadas e estocadas. Essas placas serão laminadas ou exportadas como produtos semi-acabados. O processo de lingotamento contínuo é de especial interesse para este trabalho, pois é nesse processo que o fenômeno do *breakout* pode ocorrer. Por esse motivo, a seção 2.2 é dedicada unicamente a este processo para examiná-lo mais a fundo.

Por último, o aço passa por um tratamento termomecânico chamado de laminação (*rolling*). Há dois tipos de laminação: a quente e a frio. No processo de laminação, a placa de aço vinda da aciaria passa entre cilindros que exercem um esforço mecânico de compressão sobre ela, reduzindo assim a sua espessura.

O aço passa primeiro pela laminação a quente. Nela a espessura das placas é reduzida de 250 mm para valores que variam de 1,8 a 13 mm. Essa laminação é chamada a quente, pois a placa é realizada acima da temperatura de recristalização do aço, para que os esforços a serem realizados pelos cilindros laminadores sejam reduzidos. As placas são laminadas até chapas grossas (maior espessura) ou tiras a quente (menor espessura).

Na laminação de chapas grossas, as placas vindas da aciaria passam por uma limpeza, os seus defeitos superficiais são retirados, então elas são introduzidas em um forno para aquecimento e depois mandadas para o laminador de chapas grossas. Quando as chapas obtêm as dimensões desejadas, elas são resfriadas, inspecionadas, identificadas, cortadas

e despachadas.

Na laminação de tiras a quente, as placas provenientes da aciaria são encaminhadas a fornos contínuos e depois ao laminador reversível. Quando atingem uma certa espessura, as placas são enviadas ao laminador de acabamento, onde a espessura final delas é obtida. Elas então são resfriadas com chuveiros e bobinadas. A laminação de tiras a quente consegue obter espessuras menores do que a laminação de chapas grossas, já que as placas são submetidas a dois laminadores em sequência. Após a laminação de tiras a quente, as bobinas obtidas podem ser vendidas, ou cortadas e vendidas como chapas finas a quente, ou enviadas para a decapagem.

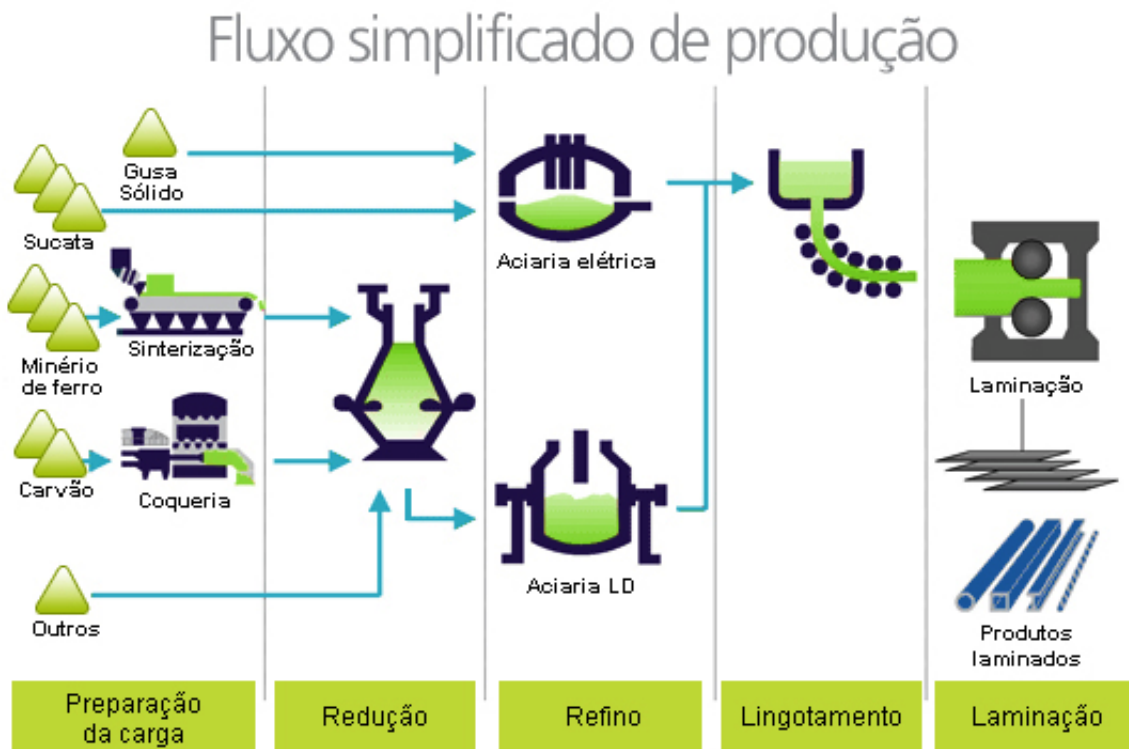
As bobinas enviadas para a decapagem passam por um processo de limpeza para remover os óxidos gerados devido à alta temperatura do processo de laminação. Esta limpeza é realizada quimicamente através da utilização de ácido clorídrico. Depois da decapagem, as bobinas podem ser vendidas como bobinas decapadas, ou cortadas e vendidas como chapas finas a quente decapadas. As bobinas decapadas também podem ser enviadas para a laminação a frio.

Na laminação a frio, as bobinas provenientes da decapagem são desbobinadas e passam por laminadores semelhantes aos da laminação a quente, a diferença é que não há o aquecimento das bobinas para realizar a laminação, ela é feita abaixo da temperatura de recristalização do aço, daí o nome laminação a frio. Depois de atingirem a espessura desejada, as bobinas podem ainda passar por uma limpeza eletrolítica e serem galvanizadas. Após estes procedimentos, as bobinas são colocadas em fornos de recozimento para tratamento térmico. Elas então podem ser vendidas como bobinas a frio, ou cortadas e vendidas como chapas finas a frio, galvanizadas ou não.

O processo de galvanização pode ser realizado de duas formas: por eletrólise ou por imersão a quente. Na galvanização por eletrólise, ou galvanização eletrolítica, a chapa proveniente da laminação a frio, já recozida, é colocada em um banho de eletrólito, recebendo um recobrimento de zinco. Este recobrimento pode ser aplicado em um ou em ambos os lados da chapa. A chapa resultante desse processo é denominada chapa eletro galvanizada. Já na galvanização por imersão a quente, a chapa não recozida é mergulhada em um banho de zinco fundido. Ao sair do pote com zinco líquido, antes de sua solidificação, um jato de nitrogênio é aplicado com a finalidade de ajustar a espessura da camada de zinco. Por ser um processo por imersão, esse tipo de galvanização só permite o revestimento de ambos os lados da chapa de aço. Depois da imersão e do sopro de nitrogênio, a chapa passa por fornos especiais para seu recozimento e para a cristalização do revestimento.

Nem todas as usinas siderúrgicas possuem uma planta de galvanização integrada. Este processo só foi descrito neste trabalho devido ao fato da Usina Intendente Câmara possuir essa planta em suas instalações, operada pela Unigal, uma empresa do grupo Usiminas.

A figura 2.1 mostra um diagrama de fluxo resumido com as principais etapas do processo de produção de aço.



Fonte: (Instituto Aço Brasil, 2009b) (adaptado)

Figura 2.1: Principais etapas do processo de produção de aço

No processo mostrado na figura 2.1, há um pequeno acréscimo em relação ao processo da Usina Intendente Câmara. Nele, a sucata é fundida em um forno a arco elétrico (*electric arc furnace*) e depois pode ser incorporada ao aço produzido pelo convertedor em um processo chamado de refino secundário (*secondary refining*), onde se faz o ajuste da composição química do aço antes de ele ser lingotado (MACHADO; SOBRINHO; ARRIVABENE, 2003), ou pode ir diretamente para o lingotamento. Esse processo é típico de usinas semi-integradas, nas quais não há a etapa de redução do minério de ferro por meio do alto-forno. Essas usinas têm como matérias-primas a sucata, o gusa sólido e/ou o ferro-esponja. Na Usina Intendente Câmara, que é uma usina integrada, ou seja, que realiza o processo de redução, a sucata é incorporada diretamente no conversor, juntamente com o ferro-gusa e outros aditivos.

2.1.1 Classificação dos Aços

O aço é o material com maior número de aplicações no mundo. Isso se deve à sua grande versatilidade, pois ele apresenta uma extensa gama de propriedades através de seus diversos tipos. Essa diversidade de propriedades é obtida simplesmente pela variação da composição química ou por meio de processamento térmico ou mecânico. Logo, devido a essa grande diversidade, os aços podem ter diversas classificações (COSTA, 2008).

A principal classificação dos aços se dá quanto à sua composição química, mas eles também podem ser classificados quanto à sua estrutura cristalina e quanto às suas propriedades e aplicações. Neste trabalho será apresentada apenas a classificação quanto à composição química, para mais detalhes sobre os outros tipos de classificação recomenda-se a leitura do trabalho de Chiaverini (CHIAVERINI, 1992).

O aço é um liga de ferro-carbono. Para ser chamado aço, o teor de carbono na liga deve ser de no máximo 2%. Além do carbono, a liga do aço pode ser acrescida de outros elementos para melhorar alguma característica dele. Dessa forma, o aço é classificado em dois grupos principais quanto a sua composição química: aço-carbono e aço-liga.

Os aços-carbono, ou aços sem liga, são os aços que não contêm nenhum elemento de liga acima de certos valores limite. Os aços-carbono são os aços mais utilizados e os que têm menor custo. Eles podem ser classificados em três tipos: alto, médio e baixo teor de carbono. Nesse tipo de aço, quanto maior o teor de carbono, maior é a sua resistência e menor é a sua ductibilidade. A tabela 2.1 traz a classificação do aço-carbono quanto ao teor de carbono.

Tipo	Teor de carbono
Baixo carbono	Abaixo de 0,20%
Médio carbono	Entre 0,20 e 0,50%
Alto carbono	Acima de 0,50%

Fonte: (CHIAVERINI, 1992)

Tabela 2.1: Classificação do aço-carbono quanto ao teor de carbono

Os aços-liga, ou aços ligados, são os aços que contêm algum elemento de liga acima de certos valores. Esses aços podem ser classificados em dois tipos: aço de baixa liga e de alta liga. Os aços de baixa liga não possuem nenhum elemento com teor acima de um valor determinado (normalmente 3,0 a 3,5%). Já os aços de alta liga possuem um ou mais elementos com teor acima desses valores determinados. Os principais elementos de liga

são o cromo, o níquel, o vanádio, o molibdênio, o tungstênio, o cobalto, o boro, o cobre e o alumínio. Estes elementos são acrescentados ao gusa no convertedor. Além desses elementos, ainda se pode ter o manganês, o silício, o fósforo e o enxofre, que podem apresentar valores residuais no fim do processo de produção de aço.

Uma classificação mais detalhada e a nomenclatura dos aços-carbono e dos aços de baixa liga são dadas por normas da SAE (*Society of Automotive Engineers*). Esta classificação é composta de quatro ou cinco números que remetem às composições químicas normalizadas pela SAE. Os dois primeiros números da classificação sempre se referem aos elementos presentes na liga do aço e os números restantes correspondem aos centésimos da porcentagem de carbono dela. Se o teor de carbono está abaixo de 1%, se utiliza somente dois números no fim da classificação, ficando ela com quatro números no total. Se o teor de carbono está acima de 1%, se utiliza três números no fim da classificação, totalizando assim cinco números. Essa mesma classificação é adotada pela AISI (*American Iron and Steel Institute*) e pela ABNT.

No Brasil, além da classificação SAE, também é muito utilizada a classificação pelas normas alemãs. A norma DIN 17100 classifica os “aços para construção em geral”. Esta norma utiliza, por exemplo, o limite da resistência à tração do aço para classificá-lo. Já a DIN 17200 utiliza a composição química para realizar a classificação dos aços. Essa norma utiliza números e letras para indicar o tipo de aço, e números para indicar a porcentagem de carbono.

O trabalho de Chiaverini (CHIAVERINI, 1992) aborda com mais detalhes as diversas classificações que os aços podem receber, incluindo a classificação mais específica dos aços-liga, além de uma descrição dos tipos de aço para aplicações específicas. Este trabalho também possui detalhes sobre a influência de cada um dos elementos de liga sobre as propriedades do aço. O trabalho de Costa (COSTA, 2008) traz um resumo geral das classificações que os aços podem ter, além de trazer os limites de alguns elementos liga no aço-carbono.

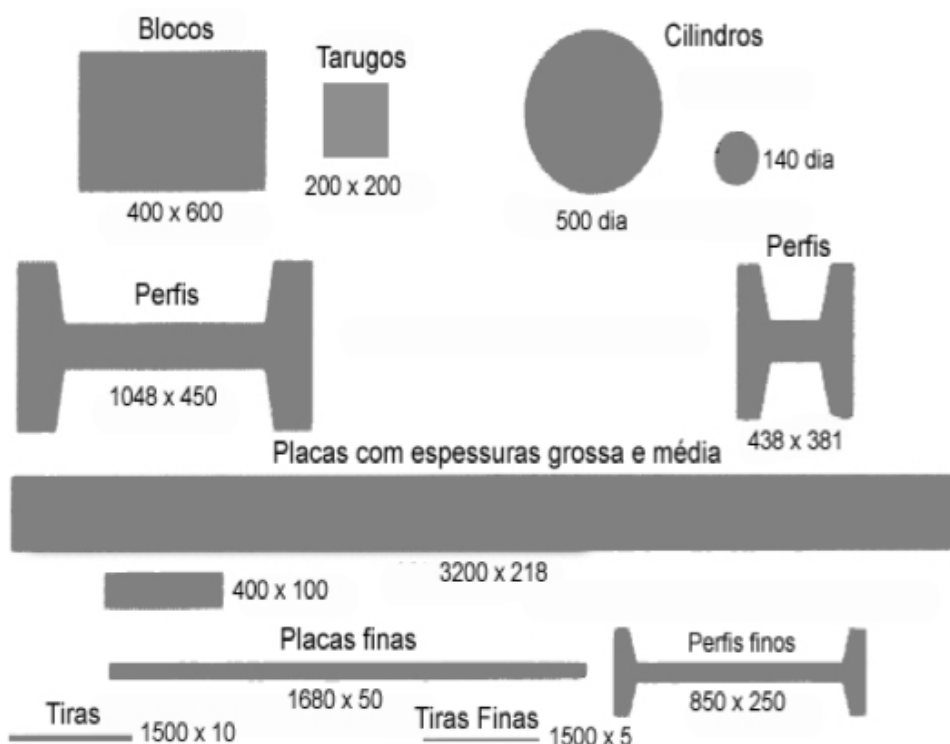
2.1.2 Categorização dos Principais Produtos do Aço

Os principais produtos resultantes do processo de fabricação de aço podem ser assim categorizados (GARCIA et al., 2005):

1. Tarugos (*billets*): produtos cuja seção transversal é quadrada ou circular;
2. Blocos (*blooms*): produtos cuja seção transversal é quadrada, retangular ou circular;

3. Placas grossas e médias (*slabs*): produtos cuja razão entre os lados da seção transversal é maior do que 2;
4. Placas finas (*thin slabs*): produto com espessura entre 20 e 70 milímetros;
5. Tiras (*strip*): produto com espessura entre 5 e 20 milímetros;
6. Tiras finas (*thin strip*): produtos com espessura menor do que 5 milímetros.

A figura 2.2 ilustra essa categorização.



Fonte: (GARCIA et al., 2005)

Figura 2.2: Categorização dos principais produtos do aço

Essa categorização ajuda a diferenciar os diversos produtos do aço, mas ainda há outros que não foram categorizados aqui, como os tubos e seus diversos tipos.

2.2 O Lingotamento Contínuo

2.2.1 Histórico

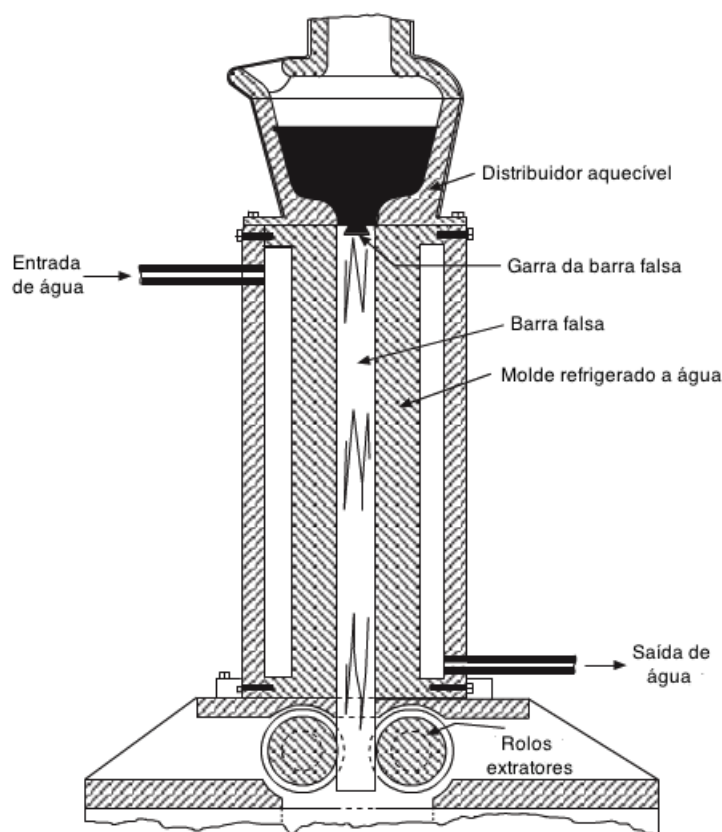
O lingotamento contínuo é um processo que transforma o aço líquido em lingotes sólidos de forma direta e contínua. A sua importância se deve ao elevado ganho de

produção que ele proporciona, à melhoria da qualidade do aço produzido e ao menor custo de operação e de instalação desse processo em comparação com o processo de lingotamento convencional em lingoteiras.

O primeiro processo de lingotamento contínuo foi patenteado por George E. Sellers nos Estados Unidos, em 1840. Essa patente era referente a um processo de lingotamento contínuo de tubos de chumbo (POCAFORZA, 2006). Em 1843, U. Lang patenteou, nos Estados Unidos, um processo de lingotamento contínuo de tubos de chumbo onde era necessário a movimentação do mandril para evitar a adesão do material lingotado (POCAFORZA, 2006). Desde essa época, já era perceptível a necessidade de se produzir um movimento entre o molde e o veio para diminuir o atrito entre eles e evitar a adesão de material ao molde. Assim, esse foi o predecessor dos moldes oscilantes do lingotamento contínuo moderno, inicialmente desenvolvidos por W. Wilkinson e E. Taylor em 1872 na Inglaterra, cuja máquina tinha um molde móvel, e posteriormente por Adam Helmer Pehrson em 1912 na Suécia, cujo molde da máquina era oscilante, culminando na patente obtida por Siegfried Junghans de um oscilador não harmônico para o molde em 1933 na Alemanha (POCAFORZA, 2006).

Sir Henry Bessemer obteve a patente de um processo de lingotamento contínuo para ferro maleável utilizando cilindros rotativos refrigerados a água em 1856 na Inglaterra. Apesar de ter caído em esquecimento devido às impossibilidades técnicas e construtivas, esse é o predecessor dos processos modernos de lingotamento de tiras de aço, onde a tira já sai do lingotamento com a espessura dos produtos finais, dispensando a fase de laminação. Vale destacar também que Bessemer é um dos importantes inventores da indústria de aço, que possibilitou a produção a baixo custo de aço pela invenção do convertedor. Além da patente de 1856, anteriormente, em 1846 na Inglaterra, Bessemer obteve a patente para um processo de produção de folhas de estanho e de chumbo que utilizava cilindros rotativos refrigerados a água (LUITEN, 2001).

Em 1886 nos Estados Unidos, Benjamin Atha obteve a patente de uma máquina para o lingotamento contínuo de tarugos de aço carbono de 100 x 100 mm. A máquina patenteada por Atha, mostrada na figura 2.3, possibilitava a solidificação do aço utilizando um molde resfriado por água. Este molde era ligado diretamente ao distribuidor, o aço líquido vazava para dentro do molde através de uma abertura no fundo do distribuidor, e a barra no fim do molde era puxada intermitentemente por um par de cilindros. De forma independente, em 1889 na Alemanha, R. M. Daelen patenteou uma máquina semelhante à de Atha, mas com um cortador de tarugos acoplado à sua saída (WOLF, 2003).



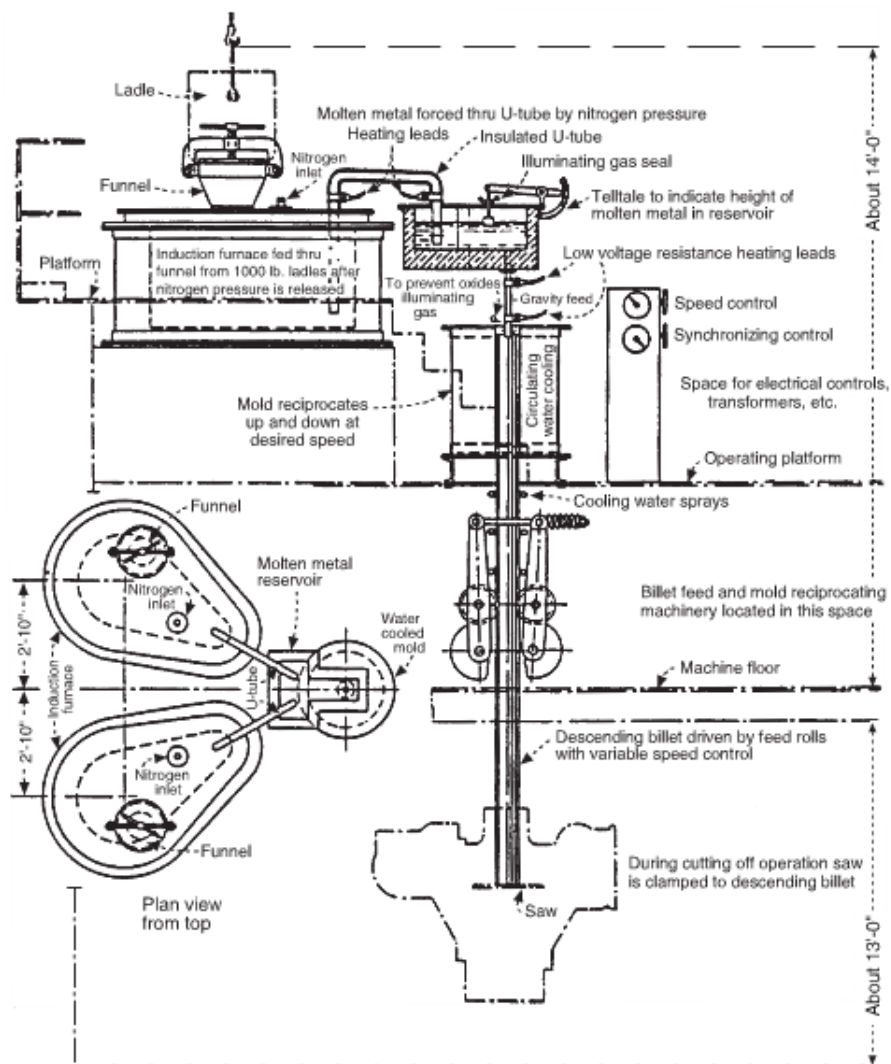
Fonte: (WOLF, 2003) (adaptado)

Figura 2.3: Máquina de lingotamento contínuo projetada por Atha em 1886

A importância dessas duas patentes é que elas apresentam os fatores que constituem a essência do funcionamento das máquinas de lingotamento contínuo modernas. Ambas propuseram solidificar o aço através de um molde refrigerado a água aberto em sua extremidade superior e inferior, onde o aço era vazado verticalmente formando uma casca sólida (resfriamento primário). Daelen foi um pouco mais além, o processo patenteado por ele propunha a passagem do tarugo, após a saída do molde, por uma região de resfriamento por *sprays* de água (resfriamento secundário) e depois por um cortador (BARCELLOS, 2007).

Em 1933, Siegfried Junghans consegue colocar em funcionamento a primeira planta de lingotamento contínuo para produção de barras de latão na Alemanha (WET, 2005). Nos Estados Unidos, em 1937, a primeira máquina de lingotamento contínuo para metais não ferrosos foi vendida por Irving Rossi para a Scovill Manufacturing Co. em Waterbury, Connecticut. Essa máquina, cujo diagrama é mostrado na figura 2.4, lingotava placas de latão, e Rossi garantiu que ela funcionaria por sete dias sem interrupção, o que de fato ocorreu desde a partida da máquina. É importante ressaltar que a venda dessa má-

quina só foi possível, pois, em 1936, Rossi conheceu Junghans e obteve dele os direitos de venda de sua máquina sobre todos os territórios fora da Alemanha. Consequentemente, essa cooperação levou à industrialização do lingotamento contínuo para o aço. Devido ao sucesso da máquina instalada na Scovill, a aplicação industrial do lingotador vertical “Junghans-Rossi” com molde oscilante refrigerado a água foi rapidamente aceito na indústria de metais não ferrosos. Em 1951, 12 lingotadores desse tipo tinham sido construídos e estavam operando: cinco nos Estados Unidos, cinco na Alemanha e dois na Grã-Bretanha (WOLF, 2003).



Fonte: (WOLF, 2003)

Figura 2.4: Primeiro lingotador contínuo industrial Junghans-Rossi com molde oscilante na Scovill Manufacturing Co.

Estimulado por esse exemplo de sucesso da indústria de metais não ferrosos, esforços gradualmente intensificados foram aplicados no desenvolvimento da tecnologia de lingo-

tamento contínuo para o aço, apesar do fato de que muitos dos desenvolvedores estiveram fortemente cerceados durante e logo após a Segunda Guerra Mundial (WOLF, 2003). Dentre os eventos desse período, destaca-se o de que, em 1943, Junghans parte um planta piloto para lingotamento contínuo de aço na Mitteldeutsche Stahl und Walzwerke, em Brandeburgo na Alemanha (POCAFORZA, 2006). Ele também fez plantas piloto em Ruhrstahlwerke e em Witten, mas pouco se sabe sobre essas duas plantas devido às circunstâncias da guerra. No entanto, Junghans partiu seu próprio lingotador piloto, em 1949, em Schorndorf na Alemanha, e depois disso entrou em um acordo de cooperação com a Mannesmann, onde partiu o lingotador piloto deles em Huckingen, em 1950 (WOLF, 2003).

Vale a pena destacar que, durante esses primórdios do desenvolvimento do lingotamento contínuo, primeiro foram desenvolvidas máquinas para metais ou ligas não ferrosos e, só posteriormente, é que se desenvolviam máquinas similares para o aço, uma liga ferrosa, sendo que, muitas vezes não foi possível aplicar nem os mesmos métodos de lingotamento para os metais ou ligas não ferrosos, como foi o caso do lingotamento por cilindros rotativos refrigerados a água de Bessemer. Segundo Popkov, Reshetov e Trushin, isso se deve ao elevado ponto de fusão do aço, sua agressividade em relação aos refratários, e a alta produtividade requerida do seu processo de lingotamento (POPKOV; RESHETOV; TRUSHIN, 2010).

Logo depois da Segunda Guerra, o desenvolvimento comercial do lingotamento contínuo de aço se expandiu, com a instalação de plantas piloto em diversos países. Entre 1946 e 1947, as primeiras foram construídas em Babcock and Wilcox Company e Allegheny Ludlum Corporation nos Estados Unidos, Low Moor Alloy Steelworks e Bisra Battersea Labs na Inglaterra, Sumitomo Metal em Amagasaki no Japão e Edelstahl Breitenfeld na Áustria (BARCELLOS, 2007). Só que essas plantas tinham moldes fixos, o que fez com que elas tivessem problemas com o atrito nele e, portanto, obtivessem menos sucesso do que as plantas piloto que utilizavam o molde oscilante de Junghans-Rossi (WOLF, 2003).

Rossi, agora por conta própria, vendeu seu primeiro lingotador de aço para a Allegheny Ludlum em Watervliet, Nova York, Estados Unidos. Esse lingotador partiu em 1949, e foi feito para lingotar principalmente tarugos de 140 mm² de seção transversal e pequenas placas de 75 x 380 mm. Depois disso, Rossi obteve pedidos para construir mais quatro desses lingotadores.

Em 1952 na Alemanha, Otto Schaaber obtém a patente de uma máquina de lingotamento com dobramento de veio. Nesse mesmo ano, Schaaber e Junghans projetam o

primeiro agitador eletromagnético para lingotamento contínuo na Mannesmann (POCAFORZA, 2006). A utilização dos agitadores magnéticos visa diminuir o gradiente térmico do aço, o que melhora as estruturas formadas durante a solidificação, melhorando assim a qualidade do aço formado. Um estudo detalhado sobre esse assunto pode ser encontrado no trabalho de Trindade *et al.* (TRINDADE *et al.*, 2001).

Em 1956 na Suíça, E. Schneckenbueger e C. Kung solicitam a patente de uma máquina de lingotamento contínuo com molde curvo (BARCELLOS, 2007). Entretanto, a primeira máquina com molde curvo entrou em operação sete anos depois, em 1963, colocada em funcionamento na Von Moos Eisenwerke na Suíça (POCAFORZA, 2006). A utilização de moldes curvos no lingotamento contínuo possibilitou a diminuição da altura das máquinas de lingotamento, o que significa maior facilidade de construção e menor custo.

Na Alemanha Ocidental, em 1961, entrou em operação a primeira máquina de lingotamento contínuo com dobramento do veio. Nela, o lingote de aço saía do molde na posição vertical e, ao longo do veio, ele ia se dobrando até ficar na posição horizontal. Isso representou um marco no desenvolvimento do lingotamento contínuo, pois não significou somente um aumento em sua aplicação no processo produtivo, mas também a sua própria evolução como processo e sua interação com os outros processos na fabricação do aço (BARCELLOS, 2007). O molde dessa máquina tinha 1520 mm de largura e 200 mm de espessura, ela pesava entre 30 e 33 t, e trabalhava com aço com baixo carbono (POCAFORZA, 2006).

Segundo Machado, Sobrinho e Arrivabene (MACHADO; SOBRINHO; ARRIVABENE, 2003), o lingotamento contínuo foi o mais importante avanço tecnológico nos processos metalúrgicos desde os anos 60. Isso porque ele substituiu o lingotamento convencional feito por lingoteiras, que é um processo muito oneroso devido a necessidade de vários equipamentos adicionais (forno-poço, laminador desbastador, etc.). As principais vantagens do lingotamento contínuo sobre o lingotamento convencional, conforme Cuypers (CUYPERS, 1987), são as seguintes:

- menor custo de operação e de instalação;
- menor perda de matéria-prima (no lingotamento contínuo, a eficiência na utilização de matéria-prima é de 94%, já no lingotamento convencional é de 89%);
- eliminação da necessidade da fase de laminação para desbastar os lingotes após o lingotamento;

- menor gasto de energia (devido principalmente à eliminação da fase de laminação e à melhor eficiência na utilização de matéria-prima);
- melhor qualidade do aço produzido (o lingotamento contínuo proporciona distribuição homogênea de diferentes elementos ao longo do lingote produzido, pois o tempo de solidificação é relativamente curto e não há segregação devido à gravidade).

O impacto causado pelo lingotamento contínuo sobre o processo de fabricação de aço após 1960 foi enorme. Isso se comprova observando o número de máquinas em operação ou em construção após esse ano. Em 1963, havia menos de 100 máquinas totalizando menos de 200 veios em operação ou em construção em todo o mundo. Já em 1968, havia 300 máquinas em funcionamento. Em 1970, eram 438 máquinas totalizando 1120 veios, alcançando a marca de 986 máquinas e 2869 veios em 1980 (BARCELLOS, 2007). Isso mostra um crescimento em 20 anos (1960 a 1980) de 10 vezes no número de máquinas e de quase 15 vezes no número de veios.

Após o amadurecimento do processo de lingotamento contínuo nos anos 60, os esforços de desenvolvimento dele foram voltados para ampliação da produtividade. Isso foi obtido através de aumentos da seção transversal lingotada, da adoção de veios múltiplos, e de modificações nos projetos de moldes para permitir aumentar a velocidade de lingotamento. Além disso, também se buscou ampliar os tipos de aço possíveis de serem produzidos por lingotamento contínuo (BARCELLOS, 2007). Também vale destacar a introdução do controle integrado computadorizado de todo o processo de lingotamento (WET, 2005).

No Brasil, o lingotamento contínuo foi introduzido pela Riograndense com a instalação de uma máquina de lingotamento de tarugos de dois veios em 1960. Alguns anos mais tarde, em 1968, a Siderúrgica Dedini instalou uma máquina de lingotamento de tarugos de três veios. A partir de 1972, o número de instalação de máquinas de lingotamento de tarugos cresceu grandemente no Brasil, sendo que, em 1976, a Usiminas iniciou a produção de placas por lingotamento contínuo, através da instalação de duas máquinas com dois veios cada. Em seguida, a Companhia Siderúrgica Nacional (CSN), a Acesita, a Cosipa e a Companhia Siderúrgica de Tubarão (CST) introduziram o lingotamento contínuo em suas linhas de produção (CRAVO, 2006).

Atualmente, segundo dados de 2006, 90% do aço no mundo é produzido por lingotamento contínuo. Em 1970, esse índice era de 4% (POCAFORZA, 2006). No Brasil, em 2010, esse índice era de 96,8% (Instituto Aço Brasil, 2010b).

Mais detalhes sobre a história do desenvolvimento do lingotamento contínuo, o seu

estado da arte recente e algumas das máquinas projetadas ao longo da história podem ser encontrados no trabalho de Wolf (WOLF, 2003) e Pocaforza (POCAFORZA, 2006).

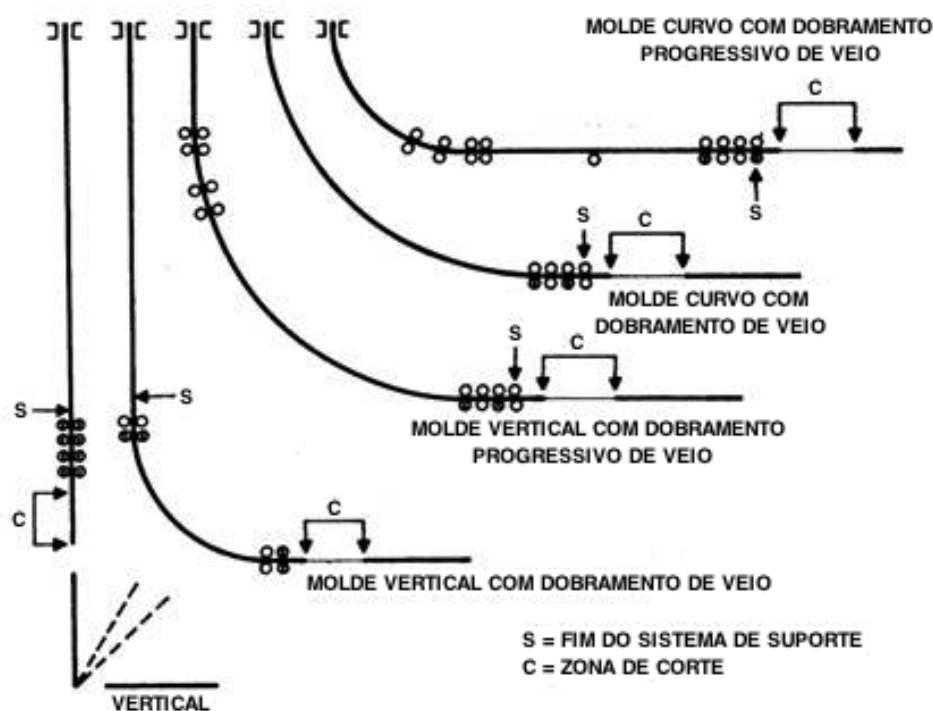
Até aqui foi apresentado um histórico do lingotamento contínuo dando-se ênfase ao desenvolvimento das máquinas verticais. Só que, paralelamente ao desenvolvimento delas, também houve o desenvolvimento das máquinas horizontais. Em 2010, haviam 40 máquinas horizontais em operação no mundo, representando 1% do número total de máquinas de lingotamento em termos de número de veios. Só que, em contra partida, até o ano de 2010, aproximadamente 25% a 30% das patentes registradas para o lingotamento contínuo se referem a máquinas horizontais. Os principais fatores que fizeram este tipo de máquina não ser muito utilizado é o fato delas possuírem uma produtividade 50% menor do que as máquinas de lingotamento contínuo com dobramento de veio ou com molde curvo, o molde ter uma pequena vida útil, e a demanda por cerâmicas à base de nitretos nas linhas de metais, o que aumenta o custo de produção. Mais detalhes sobre a história do desenvolvimento das máquinas horizontais de lingotamento, o seu atual estado da arte e comparações entre elas e as outras máquinas de lingotamento contínuo podem ser encontrados no trabalho de Popkov, Reshetov e Trushin (POPKOV; RESHETOV; TRUSHIN, 2010).

2.2.2 Evolução do Desenho das Máquinas

Há basicamente três tipos de máquinas de lingotamento contínuo para o aço: vertical, com dobramento de veio, e de molde curvo (MACHADO; SOBRINHO; ARRIVABENE, 2003). A figura 2.5 mostra o diagrama simplificado desses três tipos de máquina.

Existem também as máquinas de lingotamento contínuo horizontal, mas como elas representam uma parcela muito pequena no total de máquinas de lingotamento contínuo atualmente em funcionamento ao redor do mundo, como visto anteriormente, não serão consideradas aqui.

As primeiras máquinas de lingotamento contínuo a ser desenvolvidas eram do tipo vertical. Essas máquinas tinham aproximadamente 30 m de altura (MACHADO; SOBRINHO; ARRIVABENE, 2003). Elas tinham que ser altas para que conseguissem obter uma produção razoável por veio. Só que a grande altura era muito inconveniente, pois os rolos de suporte e os rolos endireitadores de lingote abaixo do molde sofriam um grande estresse devido à força imposta pela pressão ferrostática no veio (WET, 2005). Segundo Taconi (TACONI, 2007), a pressão ferrostática é a pressão contrária exercida pelo aço líquido em resposta à contração sofrida pela solidificação dele durante a formação da pele



Fonte: (WET, 2005)

Figura 2.5: Tipos básicos de máquinas de lingotamento contínuo (adaptado)

no molde. O aparecimento dessa pressão é devido ao peso de coluna do metal liquefeito dentro do molde, sendo maior a força imposta por ela quanto mais o lingote desce pelo veio (TACONI, 2007).

Depois vieram as máquinas de lingotamento contínuo verticais com dobramento de veio. Este dobramento fazia com que a altura das máquinas pudesse ser diminuída e que o corte do lingote pudesse ser feito na horizontal. Isso aumentava a produtividade e diminuía as forças impostas pela pressão ferrostática sobre o veio. Logo em seguida, vieram as máquinas verticais com dobramento progressivo do veio, que diminuía ainda mais a altura delas. Nas máquinas com dobramento progressivo, o dobramento do veio é feito em vários pontos, por isso elas conseguem ter uma altura menor do que as máquinas com dobramento simples de veio. Nesses dois tipos de máquina, o molde ainda é vertical.

Por fim, foram desenvolvidas as máquinas com molde curvo e dobramento de veio, seguidas das máquinas com molde curvo e dobramento progressivo de veio. Devido ao molde curvo, estas máquinas conseguem ter uma altura ainda menor do que as máquinas com molde vertical e dobramento progressivo do veio. Essas máquinas geralmente possuem um terço do tamanho das máquinas verticais (MACHADO; SOBRINHO; ARRIVABENE, 2003).

Apesar do esforço para se deixar as máquinas de lingotamento cada vez mais baixas, há limite para a altura mínima delas. Este limite é imposto devido às dificuldades em obter a qualidade desejada do aço lingotado e dificuldades no enchimento do molde (WET, 2005). Pode-se pensar que esse esforço levaria as máquinas de lingotamento a ficarem horizontais, só que, como já foi visto, as máquinas horizontais não conseguem obter a mesma produtividade das máquinas curvas e verticais com dobramento de veio, e há uma considerável dificuldade em fazer a alimentação do aço líquido em máquinas horizontais (WET, 2005).

As máquinas com moldes curvos começaram a substituir as máquinas verticais a partir da década de 60, representando atualmente a maioria das máquinas em funcionamento. Segundo Wet (WET, 2005), os motivos dessa substituição são os seguintes:

- redução dos custos de construção da planta (construções menores);
- redução dos custos das pontes rolantes (pontes rolantes mais baixas);
- menor manutenção dos rolos de suporte das guias de lingote devido à menor força por pressão ferrostática;
- não necessidade de um mecanismo para virar o lingote horizontalmente após o seu corte.

Uma visualização da evolução da utilização dos tipos de máquina de lingotamento contínuo é apresentada pelos gráficos da figura 2.6. Cada ano apontado nessa figura é referente simultaneamente aos gráficos localizados acima e abaixo dele.

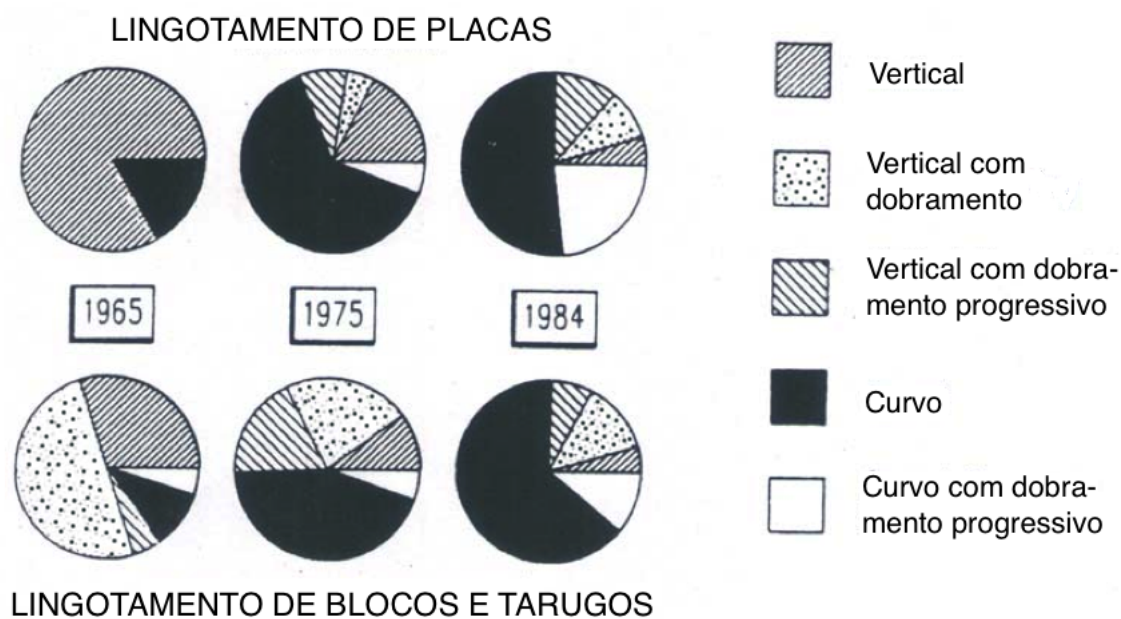
Só que, segundo Valadares e Bezerra (VALADARES; BEZERRA, 2005 apud CRAVO, 2006), as características dos processos de aciaria e o nível de qualidade requerida do aço lingotado também influenciam na escolha do tipo de máquina de lingotamento a ser escolhido por uma usina siderúrgica. Para eles, as máquinas verticais com dobramento de veio são mais indicadas para obter limpidez no produto final. Já as máquinas curvas são indicadas para a produção de aços médio e alto carbono, pois eles apresentarem uma qualidade superficial melhor nesse tipo de máquina.

A tabela 2.2 traz um comparativo entre os diferentes tipos de máquinas de lingotamento contínuo.

Máquina	Vantagens	Desvantagens
Vertical	<ul style="list-style-type: none"> • Não há deformação de encurvamento e desencurvamento. • Facilidade para flutuar inclusões de óxidos. 	<ul style="list-style-type: none"> • Necessário grande espaço físico. • Grande força sobre o veio devido à pressão ferrostática. • Alto custo de equipamentos auxiliares. • Grande risco de abaulamento de placas entre rolos. • Velocidade limitada.
Vertical com dobramento de veio (progressivo ou não)	<ul style="list-style-type: none"> • Facilidade para flutuar inclusões de óxidos e bolhas de gases. 	<ul style="list-style-type: none"> • Deformação da pele solidificada no início de lingotamento. • Raio de curvatura mínimo normalmente maior que o da máquina curva.
Vertical com molde curvo e dobramento de veio (progressivo ou não)	<ul style="list-style-type: none"> • Deformação de desencurvamento se dá com pele grossa. • Baixa altura de instalação. • Pequena força sobre o veio devido à pressão ferrostática. • Sistema simples de extração e remoção de placas. 	<ul style="list-style-type: none"> • Aprisionamento de inclusões e bolhas na sub-superfície. • Geração de trincas transversais devido ao desencurvamento.

Fonte: (CRAVO, 2006) (adaptado)

Tabela 2.2: Comparação entre os tipos de máquina verticais de lingotamento contínuo



Fonte: (WET, 2005) (adaptado)

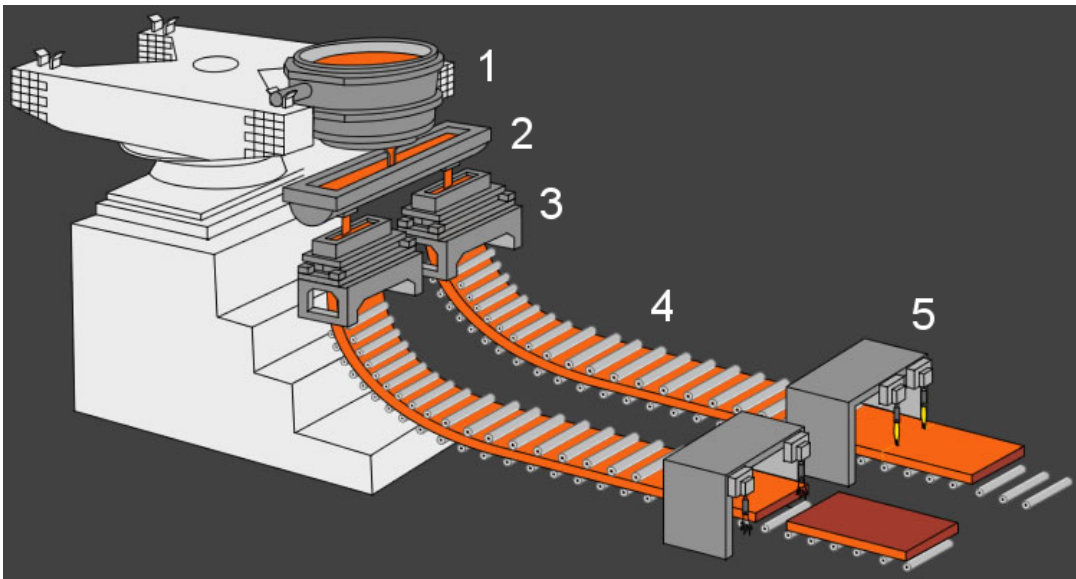
Figura 2.6: Evolução da utilização dos tipos de máquinas de lingotamento contínuo

2.2.3 Descrição Geral

Os principais componentes de uma máquina de lingotamento contínuo são a panela, o distribuidor, o molde, os rolos extratores e de suporte e o cortador. A figura 2.7 apresenta um desenho simplificado de uma máquina de lingotamento e a figura 2.8 mostra a foto de uma máquina em funcionamento.

A máquina apresentada na figura 2.7 possui dois veios e a apresentada na figura 2.8 tem quatro. Veio é o nome que se dá ao conjunto formado pelo molde, o cortador e os rolos de extração e de suporte. Quanto maior o número de veios, maior a produtividade da máquina, mas mais complexo se torna o seu controle.

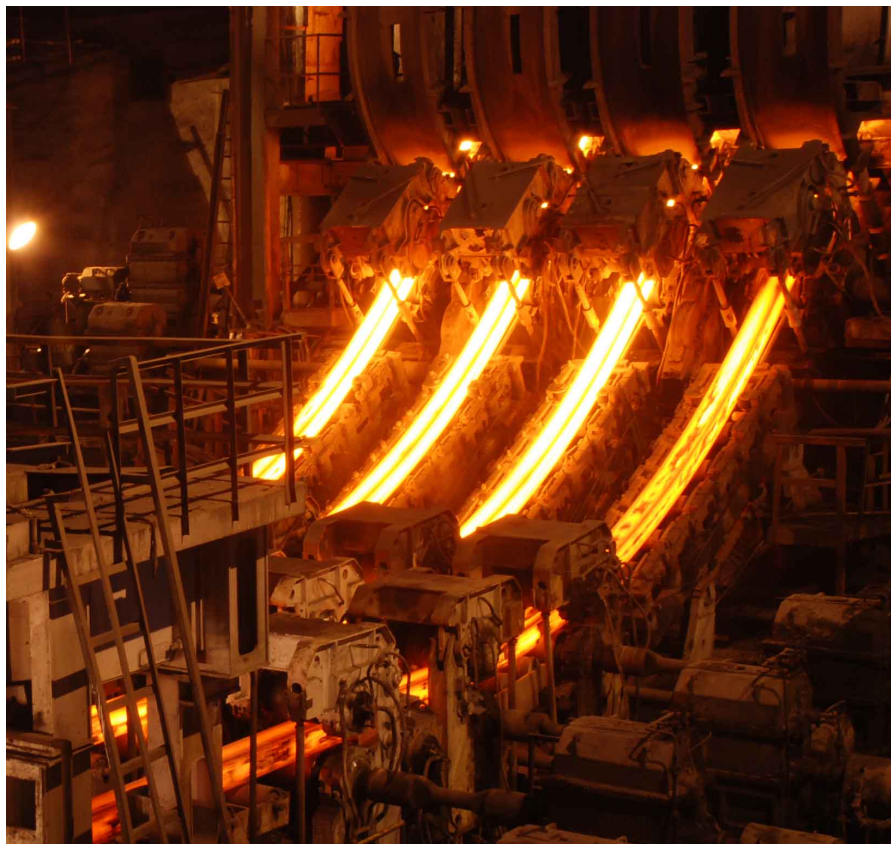
A primeira etapa do processo de lingotamento contínuo é o vazamento do aço da panela para o distribuidor. Este vazamento é feito pelo fundo da panela, e o aço chega ao distribuidor através um coletor. As panelas vem do convertedor, podendo passar ou não pelo refino secundário. Após sair do convertedor, o aço líquido perde calor para o refratário da panela e para o ambiente, com isso, dependendo do tempo que o aço ficará na panela, pode haver a estratificação de temperatura nele, o que prejudica a obtenção de um produto com características mecânicas e metalúrgicas uniformes (CRAVO, 2006). Para evitar esses problemas, as panelas têm um tempo pré-determinado para o início do lingotamento. Além disso, para facilitar a troca de panelas, algumas máquinas possuem



(1) Panela, (2) Distribuidor, (3) Molde, (4) Rolos extratores e de suporte, (5) Cortador

Fonte: (BORBA, 2008)

Figura 2.7: Desenho simplificado de uma máquina de lingotamento contínuo

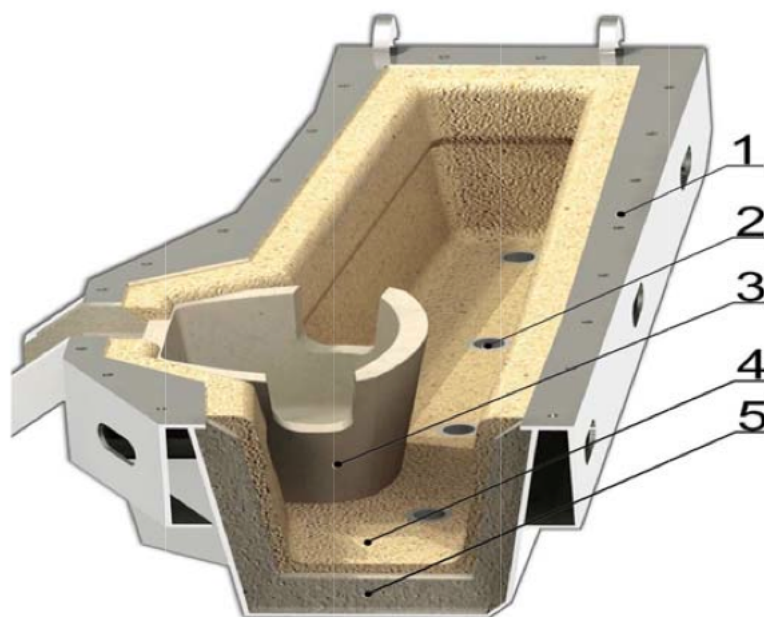


Fonte: (Vizag Steel, 2011)

Figura 2.8: Máquina de lingotamento contínuo

uma torre giratória, onde a panela que vai ser movimentada fica de um lado, e a panela que alimenta o distribuidor fica no outro. Quando se quer trocar a panela, coloca-se a panela cheia de um lado da torre e se realiza o giro dela, ficando assim a panela cheia na posição de ser vazada para o distribuidor, e a panela vazia em posição de ser removida.

O distribuidor, além de ter a função de distribuir o aço entre os diversos veios da máquina, também é responsável por alimentar os veios com aço líquido durante a troca de panelas, evitando assim que o lingotamento seja interrompido. No distribuidor, ainda podem ser feitos ajustes na composição química do aço e a remoção de inclusões. Para produzir aço de alta qualidade, o contato do aço líquido com o ar deve ser exitado ao máximo. Assim, tanto o distribuidor quanto a panela devem ser cobertos, e deve haver injetores de cerâmica entre eles. Se isso não for feito, o oxigênio do ar irá reagir com o aço, formando inclusões de óxidos. A figura 2.9 mostra o corte transversal de um distribuidor com suas diversas partes.



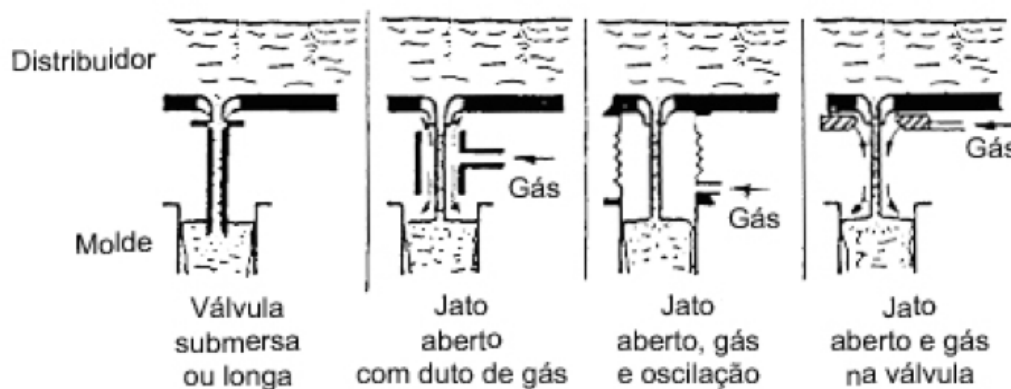
- (1) Jaqueta de aço, (2) Sede da válvula injetora, (3) Bloco de impacto para vazamento, (4) Camada de desgaste, (5) Refratário

Fonte: (SMIRNOV; PODKORYTOV, 2010)

Figura 2.9: Corte transversal de um distribuidor para lingotamento contínuo de aço

Do distribuidor, o aço é vazado para o molde. O vazamento pode ocorrer através de jato aberto ou por válvula submersa. No vazamento por jato aberto, não há a utilização de um canal de alimentação entre o distribuidor e o molde, o jato de aço fica exposto

à atmosfera. Para evitar contato entre o jato e o ar da atmosfera, pode-se criar uma atmosfera inerte ao redor do jato. No vazamento por válvula submersa, há uma válvula cerâmica com um tubo de saída alongado que fica submerso no aço líquido presente no molde, evitando assim o contato entre o ar e o aço que está sendo vazado. Devido às maiores vantagens apresentadas pelo vazamento por válvula submersa (não necessidade de criação de atmosfera inerte para evitar contato do aço com o ar, ausência de risco do aço ser vazado fora do molde, melhor controle da distribuição do aço dentro do molde, etc.), ele é o método mais utilizado para o vazamento do aço entre o distribuidor e o molde. A figura 2.10 ilustra os métodos de vazamento de aço e algumas formas de inertização de atmosfera para o vazamento por jato aberto.

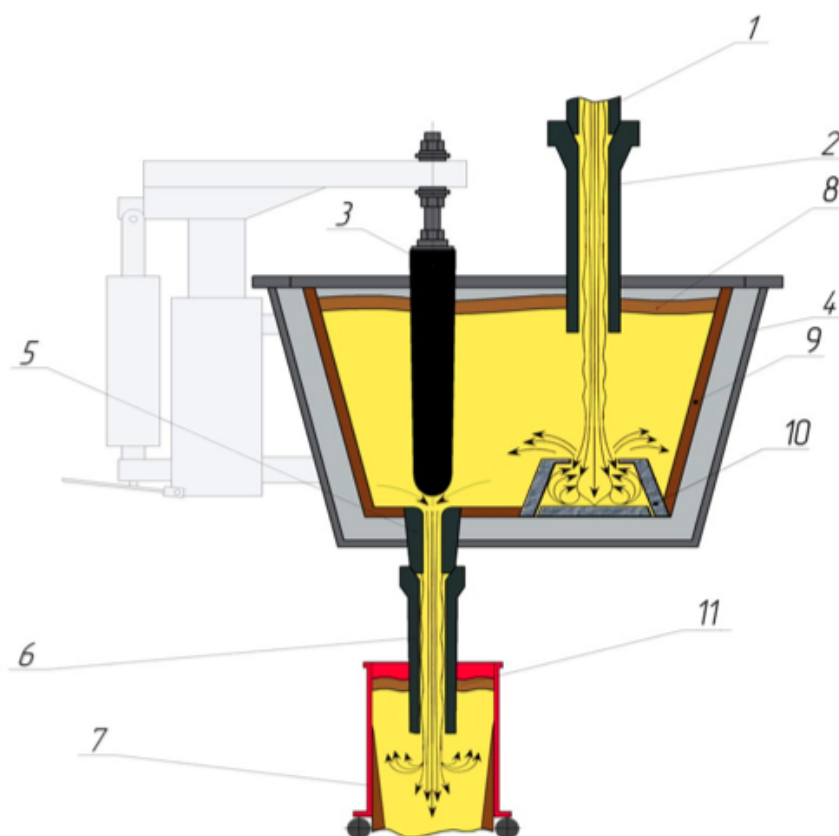


Fonte: (GARCIA et al., 2005)

Figura 2.10: Métodos de vazamento de aço entre o distribuidor e o molde

Na figura 2.11, vê-se um desenho que ilustra o fluxo de aço entre a panela e o distribuidor e entre o distribuidor e o molde. O aço vindo da panela entra no distribuidor através do coletor acoplado a um tubo injetor. Para evitar o desgaste excessivo do refratário no local onde o aço é vazado da panela para o distribuidor, ele é vazado dentro de um bloco de impacto, que é uma peça feita com um material mais resistente à erosão do que o refratário. Pode haver uma válvula para controlar o fluxo de aço entre a panela e o distribuidor. O aço contido no distribuidor é vazado para o molde através de uma válvula que pode ser do tipo gaveta ou tampão (na figura 2.11 a válvula é do tipo tampão). Esta válvula controla o fluxo do distribuidor para o molde, o que é de suma importância para o processo de lingotamento, influenciando diretamente na estabilidade dele.

Quando entra no molde, o aço que entra em contato com as paredes dele começa a se solidificar, formando uma fina camada chamada pele. Quanto mais tempo o aço passa dentro do molde, mais espessa vai se tornando a pele. Ao sair do molde, a pele deve



(1) Coletor para o vazamento do aço da panela, (2) Tubo injetor, (3) Tampão, (4) Distribuidor, (5) Sede da válvula injetora, (6) Válvula submersa, (7) Molde, (8) Mistura isolante térmica, (9) Camada de desgaste, (10) Bloco de impacto para vazamento, (11) Mistura de formação de escória

Fonte: (SMIRNOV; PODKORYTOV, 2010)

Figura 2.11: Fluxo de aço entre a panela, o distribuidor e o molde controlado por válvula tampão

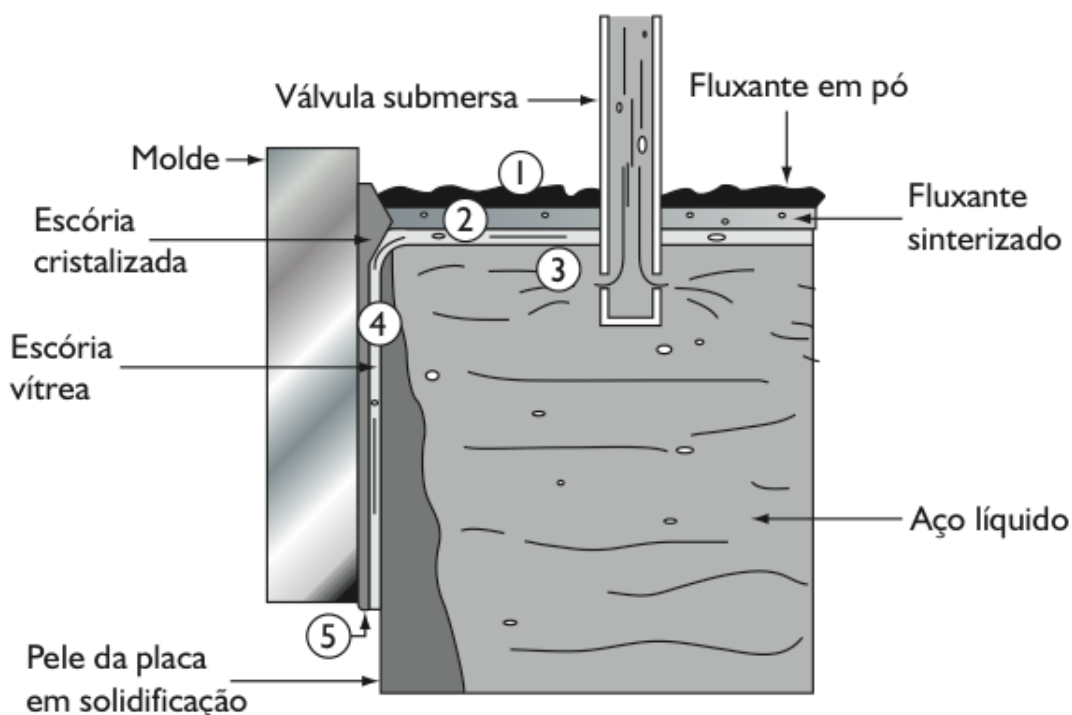
ter uma espessura tal que suporte a força devido à pressão ferrostática do aço líquido dentro do lingote. O molde geralmente é feito de cobre - na verdade uma liga de cobre que segundo Emling (EMLING, 2003) pode ser uma liga de cobre e prata ou uma liga de cobre, zircônio e cromo -, mas também pode ser feito de grafite (MACHADO; SOBRINHO; ARRIVABENE, 2003). Ele é refrigerado por água que é injetada a alta pressão, fazendo com que a taxa de renovação dela dentro do molde seja grande, visando garantir a retirada uniforme de calor ao longo de todo o molde. A água circula por sulcos que ficam na face do molde oposta à face que fica em contato com o aço.

O menisco é a região mais próxima à borda superior do molde que fica com aço líquido. Nessa região é que começa a formação da pele, e é nela que se originam a maior parte dos

problemas que podem ocorrer com esta formação (BARCELLOS, 2007).

Para lubrificar a interface entre a pele do aço em solidificação e o molde, usam-se pós fluxantes ou óleos. Os óleos podem ter origem vegetal, mineral ou serem sintéticos, podendo ainda utilizar-se uma mistura de óleos. Geralmente eles são utilizados para máquinas cujo vazamento do distribuidor para o molde se dá com jato aberto. Os pós fluxantes são compostos geralmente de óxidos. Eles são geralmente utilizados em máquinas cujo vazamento do distribuidor para o molde se dá com válvula submersa. No caso das máquinas de lingotamento contínuo da Usiminas, que são de vazamento com válvula submersa, utilizam-se pós fluxantes.

Além de ter função de lubrificante, os pós fluxantes também controlam a taxa de transferência de calor entre o molde e a pele. Eles ainda proporcionam isolamento térmico e previnem a oxidação da superfície do aço no topo do molde, além de absorverem inclusões não metálicas (BEZERRA; VALADARES; CAPOCCHI, 2008). A figura 2.12 ilustra as funções de cada camada formada pelo pó fluxante ao longo do molde.



(1) Isolamento térmico, (2) Prevenção de oxidação, (3) Absorção de inclusões, (4) Lubrificação, (5) Controle da taxa de transferência de calor

Fonte: (BEZERRA; VALADARES; CAPOCCHI, 2008)

Figura 2.12: Funções das camadas de pó fluxante ao longo do molde da máquina lingotamento contínuo de aço

Além da lubrificação, o molde ainda possui um movimento oscilatório. Este movimento visa evitar a aderência entre a pele solidificada do lingote e o molde. Na maioria das vezes, esse movimento tem um perfil senoidal (MENDES, 2009). Para este perfil, a amplitude típica de oscilação é de 10 mm e a frequência de 2 Hz (PENNA, 2005). Um efeito colateral da oscilação do molde é que o movimento dele deixa marcas no lingote. Dois importantes parâmetros do movimento de oscilação são o tempo de estripamento negativo e o *mold lead* (PENNA, 2005). O tempo de estripamento negativo é o período durante o qual a velocidade de descida do molde fica maior do que a velocidade de lingotamento. O *mold lead* é a diferença entre as distâncias percorridas pelo molde e pelo lingote durante o movimento de descida do molde. Tempos pequenos de estripamento negativo e pequenos valores de *mold lead* fazem com que as máquinas de lingotamento contínuo fiquem mais susceptíveis a agarramento da pele no molde. Grandes valores de *mold lead* contribuem para marcas de oscilação mais profundas e não-uniformes. Apesar das características de profundidade e distância entre as marcas de oscilação serem primeiramente determinadas pela oscilação do molde, o pó fluxante também exerce efeito sobre elas. Essas duas características diminuem com o aumento da viscosidade do pó fluxante e a diminuição da sua taxa de consumo. O trabalho de Penna (PENNA, 2005) traz mais detalhes sobre os efeitos da oscilação do molde sobre o processo de lingotamento contínuo.

A retirada do lingote semi-solidificado do molde é feita através de rolos extratores. A velocidade desses rolos é regulada de acordo com o fluxo de aço que entra no molde, de forma que o nível de aço no molde permaneça o mesmo. Idealmente, se o lingote é extraído na mesma velocidade que o aço líquido é injetado no molde, e a taxa de remoção de calor do aço no molde não muda ao longo do tempo, o processo contínuo atinge o seu estado estacionário, com a pele do lingote tendo sempre a mesma espessura em uma dada altura do molde ao longo do tempo. Se o nível do molde tiver grandes oscilações, o processo de lingotamento pode ficar instável, causando danos ao lingote e, em casos extremos, até à própria máquina.

Esta natureza de possuir um estado estacionário distingue o lingotamento contínuo dos demais processos de solidificação (THOMAS, 2001b).

O resfriamento do aço no molde é a etapa mais crítica de todo o processo de lingotamento contínuo, por isso atenção especial é dedicada a ele. Ele é denominado de resfriamento primário, e dele decorrem a maioria dos problemas que podem ocorrer no lingotamento.

Para sustentar o lingote ao longo do veio, rolos de suporte são utilizados. Além da

sustentação, os rolos de suporte ainda promovem o encurvamento e o desencurvamento do lingote no veio. Entre esses rolos se encontram *sprays* de água, ou de água e ar, responsáveis por dar continuidade ao processo de resfriamento do lingote. É importante que a retirada de calor se dê de forma uniforme em todas as faces do lingote, evitando assim a formação de trincas, mas mantendo uma velocidade de solidificação elevada (PENNA, 2005). Esse resfriamento é chamado de resfriamento secundário.

Após o resfriamento secundário, o lingote é conduzido por uma área onde há somente os rolos de suporte e os rolos extratores. Nela, o lingote cede calor ao ambiente principalmente por radiação e por convecção natural. A essa região se dá o nome de resfriamento terciário.

É importante que a solidificação total do lingote seja atingida antes do ponto de desempenho dele, no qual a taxa de deformação sofrida pelo lingote é máxima, evitando assim a formação de trincas transversais (GARCIA et al., 2005). Nesse ponto, o lingote atinge o chamado comprimento metalúrgico.

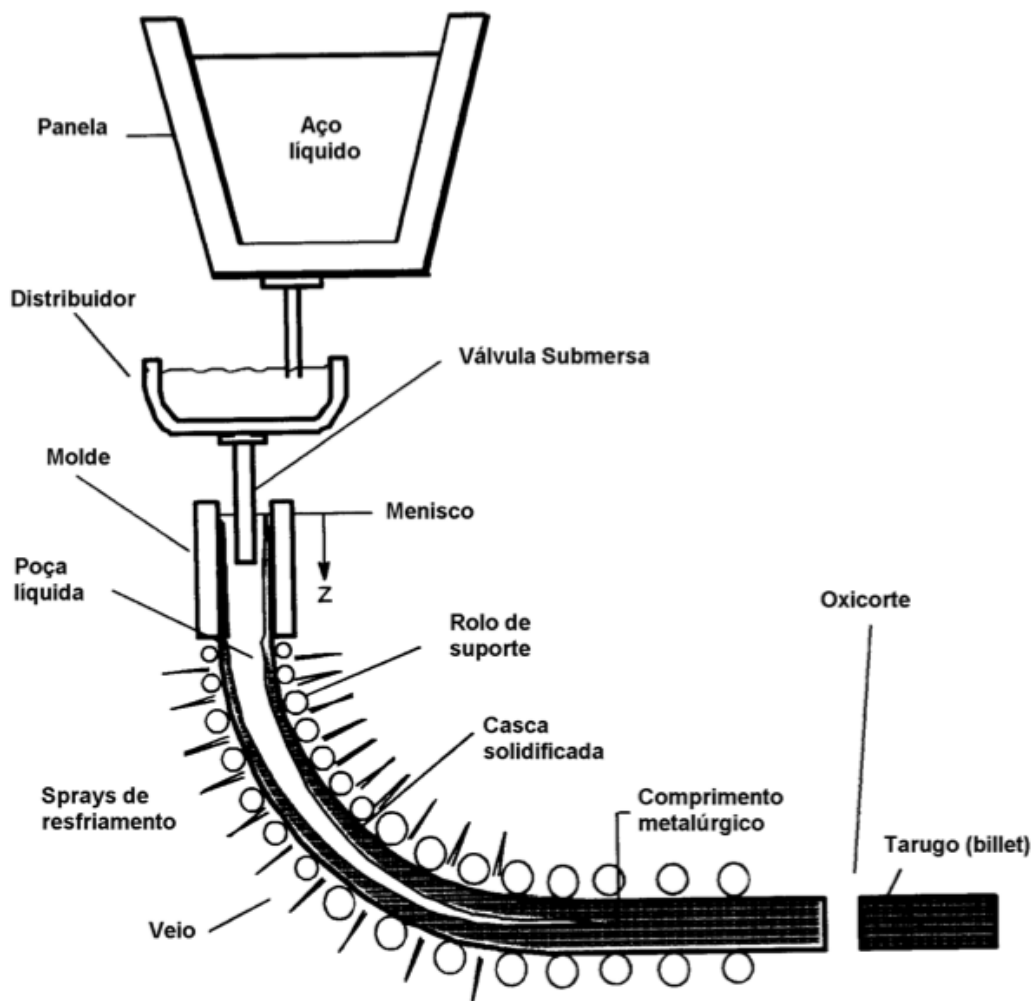
A figura 2.13 ilustra a evolução da espessura da pele do lingote desde o molde até a sua saída da máquina de lingotamento contínuo.

Depois a passagem pela região de resfriamento terciário, o lingote passa pela desempenadora, que é um pequeno conjunto de cilindros, que tem como objetivo tirar possíveis empenos nos lingotes causados pelo encurvamento e desencurvamento do veio.

Finalmente, após a desempenadora, vem a última etapa da máquina do lingotamento, o cortador. O cortador é formado por maçaricos de oxicorte que cortam o lingote em um tamanho previamente definido, possibilitando assim o seu transporte até a sua destinação final.

Para iniciar o processo de lingotamento contínuo, uma barra falsa é introduzida através dos rolos de extração e suporte até atingir o molde. Quando a barra falsa já está dentro do molde, ele é enchido de aço líquido até atingir a altura normal de lingotamento. Como o aço se solidifica rapidamente em contato com as paredes do molde e com a barra falsa, assim que a altura normal é atingida, a barra falsa é extraída do veio a uma taxa crescente de velocidade até que a máquina atinja a velocidade de lingotamento desejada, entrando assim em seu estado estacionário. A velocidade de lingotamento da máquina é definida de acordo com a produtividade e a qualidade requeridas para o processo (CRAVO, 2006). A figura 2.14 ilustra as etapas para o início do lingotamento contínuo.

O lingotamento contínuo, como se pode ver, é um processo bastante complexo, com-

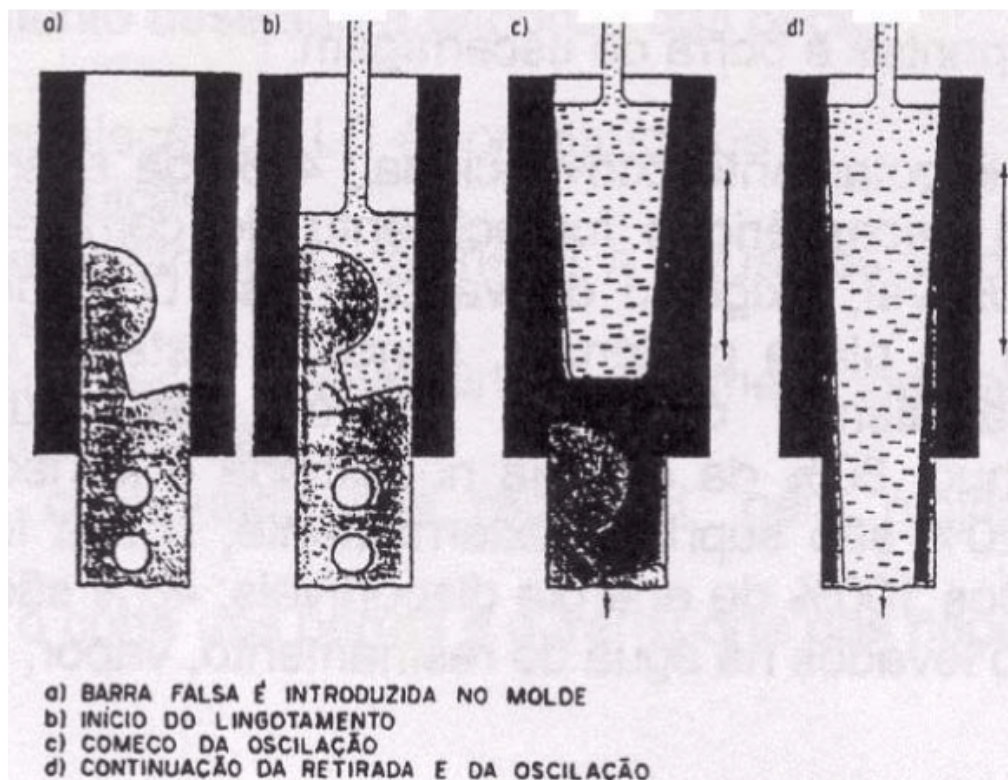


Fonte: (PENNA, 2005)

Figura 2.13: Evolução da espessura da pele durante o lingotamento contínuo

posto pela interação de vários fenômenos que têm o objetivo final de solidificar o aço. Fazendo um apanhado geral, segundo Thomas (THOMAS, 2001a apud BARCELLOS, 2007), os fenômenos mais importantes durante o processo de solidificação do aço são:

- a turbulência do movimento de entrada do aço líquido no molde;
- as interações térmicas dentro do molde entre o pó fluxante e o aço;
- o fluxo de calor pelas camadas líquida e sólida do pó fluxante que flutuam na superfície superior do molde;
- o movimento dinâmico das superfícies líquidas livres;
- o transporte de soluto na solidificação;



Fonte: (MACHADO; SOBRINHO; ARRIVABENE, 2003)

Figura 2.14: Início do processo de lingotamento contínuo

- o transporte de inclusões de geometria complexa pelo líquido, inclusive os efeitos de flutuabilidade, interações turbulentas, alojamento de inclusões nas paredes da válvula de vazamento do aço, bolhas de gás, camada de escória sólida (cristalizada), infiltramento de pó fluxante fundido no aço líquido, camadas de pó e partículas de inclusão;
- o fluxo de calor pela pele solidificada, pela interface entre a pele e o molde, e pelo molde;
- o transporte de massa de pó fluxante na interface entre a pele e o molde;
- a distorção e o desgaste das paredes do molde e rolos da base do molde;
- a nucleação de cristais sólidos no aço e nas paredes do molde;
- a solidificação da casca de aço, inclusive o crescimento de grão e microestruturas, as transformações de fases, a formação de precipitados e de microsegregação;
- a contração de solidificação da casca de aço, devido a contração térmica, transformações de fases e tensões internas;

- a geração de tensão dentro da pele solidificada, devido a forças externas (atrito no molde, extração do lingote, efeito da gravidade), tensões térmicas, fluência e plasticidade;
- a formação de trincas, devido a problemas de ductilidade dependente de tensões internas e da composição do aço.

Devido a essa complexidade, segundo Barcellos (BARCELLOS, 2007), nenhum modelo é capaz de incluir todos os fenômenos de uma só vez. Assim, para se construir um modelo, é necessário a escolha dos fenômenos chave de interesse para o objetivo ao qual se quer atingir com esse modelo. Portanto, não se pode construir um modelo do lingotamento contínuo capaz de prever todas as alterações durante o funcionamento dele.

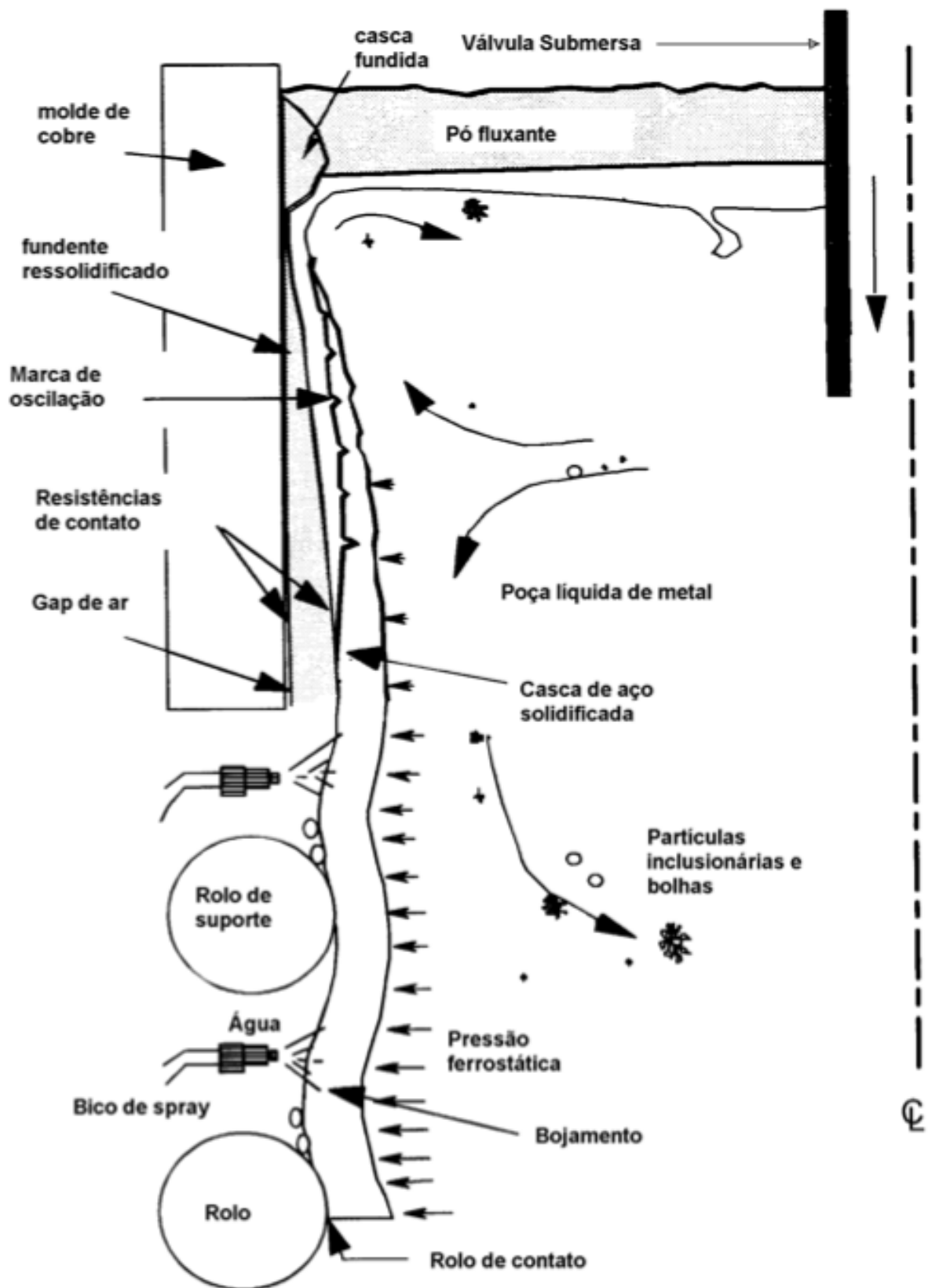
Mais informações sobre o processo de lingotamento contínuo podem ser encontradas nos trabalhos de Garcia *et al.* (GARCIA et al., 2005) e de Thomas (THOMAS, 2001a).

2.2.4 Transferência de Calor no Molde

A etapa de retirada de calor no molde é a mais crítica de todo o processo de lingotamento contínuo, pois é nesta etapa que se originam os problemas de maior gravidade do lingotamento (KAJITANI et al., 2008), e dela depende a qualidade superficial posterior do lingote (BARCELLOS, 2007).

No molde, tem-se o início da retirada de calor do aço líquido e da formação da pele sólida do lingote. A figura 2.15 ilustra o processo de extração de calor e formação da pele solidificada dentro do molde.

No início da solidificação, devido ao contato com o molde refrigerado, forma-se uma fina camada solidificada, a chamada pele. Como a densidade do aço sólido é maior do que a do aço líquido, ao se solidificar o aço se contrai, pressionando assim o aço líquido do interior do lingote em formação. Como reação, o aço líquido tenta se expandir, pressionando a pele para fora, o que faz com que ela se desloque no sentido do molde, fazendo com que a pele encoste novamente no molde. Devido à proximidade do molde, as condições de transferência de calor melhoram e a pele sofre um maior resfriamento, aumentando a sua espessura e voltando a contrair, provocando novamente a reação do aço líquido pressionando a pele em direção ao molde. A pressão exercida pelo aço líquido na pele solidificada é chamada de pressão ferrostática ou pressão metalostática. Quanto mais o aço caminha ao longo do molde, maior é a força de contração imposta pela pele solidificada



Fonte: (PENNA, 2005)

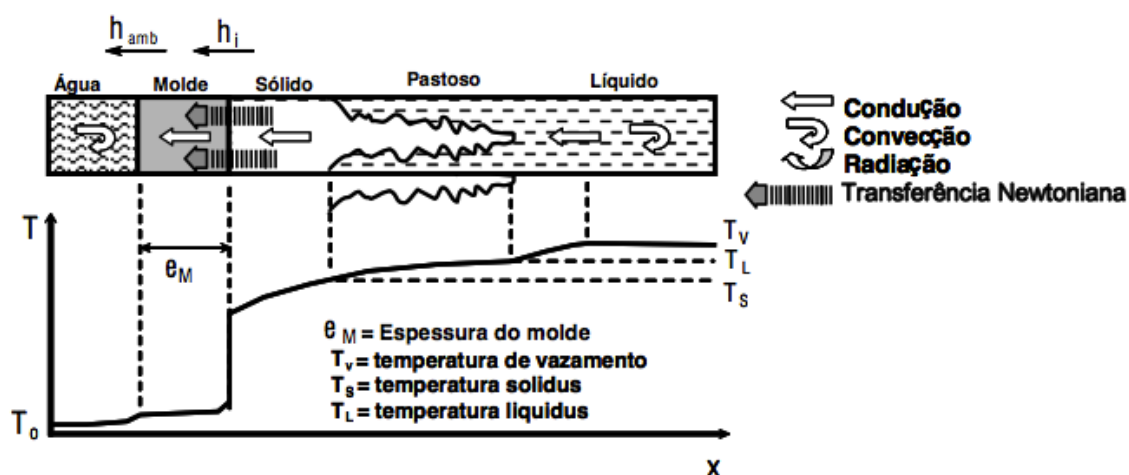
Figura 2.15: Processo de extração de calor e formação da pele dentro do molde

e, conseqüentemente, maior é a pressão ferrostática (TACONI, 2007). Este fenômeno de contração-expansão realizado pela interação entre a pele e o aço líquido, conhecido como contato intermitente, ocorre ao longo do molde, gerando oscilações naturais nas temperaturas medidas na parede do molde, devido à proximidade maior ou menor da pele solidificada em relação à parede do molde ao longo do tempo, em um mesmo ponto do molde, causado pelo movimento de extração do lingote do molde. Ele só para quando a resistência da pele solidificada é tal que suporte a pressão ferrostática em seu interior, fazendo com que o aço líquido fique confinado dentro do lingote até a sua completa solidificação. A espessura mínima da pele que a faz suportar a pressão ferrostática em seu interior é de suma importância, pois ela deve ser alcançada antes do lingote sair do molde. Se ela não for alcançada, há o rompimento da pele, e o aço líquido do interior do lingote vaza para o ambiente. A espessura mínima varia de acordo com as características físico-químicas do aço que está sendo lingotado. Após alcançar essa espessura, há a formação de um *gap* de ar entre a pele e o molde, que tende a aumentar de espessura até a saída do molde. A maneira exata pela qual ocorre a formação do *gap* depende do projeto do molde, das condições de refrigeração, do tipo de lubrificante e do tipo de aço (TACONI, 2007).

A retirada de calor do aço líquido no molde é um processo bastante complexo, que utiliza vários mecanismos de transferência de calor ao longo dele. Segundo Barcellos (BARCELLOS, 2007), os principais mecanismos que caracterizam essa retirada são:

- transferência de calor por condução e convecção no aço líquido;
- transferência de calor por condução na pele de aço solidificada;
- transferência de calor por convecção, radiação e condução de calor na camada de ar formada devido ao contato imperfeito entre a superfície do aço e a superfície do molde, provocado pela contração do metal durante a solidificação e/ou imperfeições na superfície interna do molde, que alguns autores denominam de transferência Newtoniana de calor;
- transferência de calor por condução na parede do molde;
- transferência de calor por convecção na água de refrigeração.

A figura 2.16 apresenta, de forma esquemática, a atuação desses mecanismos de transferência de calor e os perfis de temperatura observados durante a solidificação do aço no molde.



Fonte: (BARCELLOS, 2007)

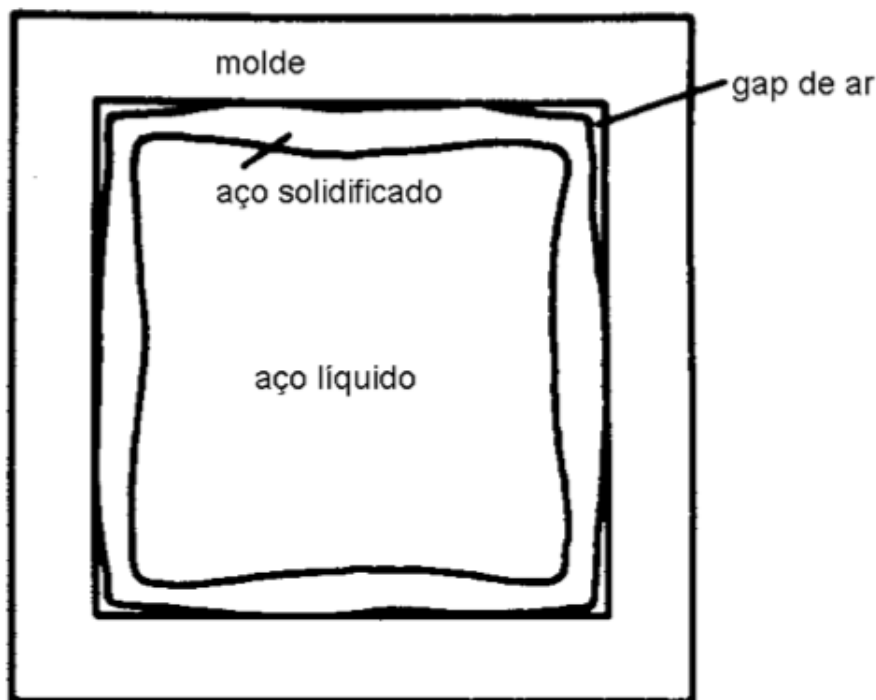
Figura 2.16: Mecanismos de transferência de calor durante a solidificação do aço no molde

Destes mecanismos, os que mais influenciam na retirada de calor do aço são os que ocorrem na camada de ar, também chamada de *gap*, que se forma entre o aço e o molde. Segundo Penna (PENNA, 2005), a transferência de calor entre o aço e o molde é controlada pela transferência Newtoniana através do *gap* e pelas propriedades do pó fluxante que se infiltra nele, sendo o *gap* responsável por 80% a 90% da resistência ao fluxo de calor.

O *gap* é formado pela contração da pele solidificada e do pó fluxante sólido, além da distorção térmica do molde (PENNA, 2005). Como foi destacado anteriormente, a pressão ferrostática força a pele solidificada contra o molde, o que contribui para a diminuição do *gap*. Tomando a seção longitudinal do molde, observa-se que o *gap* vai se tornando cada vez maior a medida que o aço vai se aproximando da saída do molde, devido ao fato de que quanto mais grossa a pele solidificada maiores são as contrações por ela causadas e menor é o efeito da pressão ferrostática. Tomando a seção transversal do molde, observa-se que o *gap* começa a se formar nos cantos, que é a região mais fria do molde devido à maior retirada de calor pela proximidade do aço com duas paredes do molde simultaneamente. Assim, tem-se a espessura do *gap* variando tanto no sentido transversal como no longitudinal, o que resulta em um padrão de remoção de calor não-uniforme (PENNA, 2005).

Devido ao fato de ser uma região mais fria, o *gap* nos cantos e em suas proximidades se torna maior, diminuindo a efetividade da retirada de calor pelo molde nessas áreas.

Para diminuir a espessura do *gap*, melhorando e uniformizando a transferência de calor, os moldes atuais apresentam formato cônico, onde as dimensões do molde vão



Fonte: (PENNA, 2005)

Figura 2.17: Formação do *gap* na seção transversal de um tarugo em solidificação

diminuindo gradualmente para compensar a contração do lingote. A essa diminuição de dimensão do molde se dá o nome de conicidade, sendo ela mais intensa no topo de molde e menos acentuada nas regiões inferiores dele (PENNA, 2005). A conicidade ideal depende da velocidade de lingotamento e do tipo de aço a ser lingotado, que são as duas variáveis que mais influem no fluxo de calor e na contração volumétrica do aço (OLIVEIRA, 2009). Uma conicidade insuficiente favorece o surgimento de trincas superficiais no lingote e uma conicidade excessiva leva ao agarramento do lingote no molde, o que causa o desgaste prematuro do molde (PENNA, 2005).

Além da conicidade, o outro fator que influi na transferência de calor no *gap* são as características do pó fluxante utilizado. Quando há a formação do *gap*, a infiltração do pó fluxante liquefeito é favorecida, diminuindo a espessura dele, melhorando assim a transferência de calor, já que o pó é melhor condutor térmico do que o ar. As principais características do pó fluxante que influenciam a transferência de calor através dele são a sua viscosidade, a sua temperatura de solidificação e a sua temperatura de cristalização (OLIVEIRA, 2009). Segundo Penna (PENNA, 2005), a basicidade do pó fluxante também é uma característica importante a ser considerada. A temperatura de solidificação interfere diretamente na espessura das camadas de pó fluxante líquido e sólido no interior

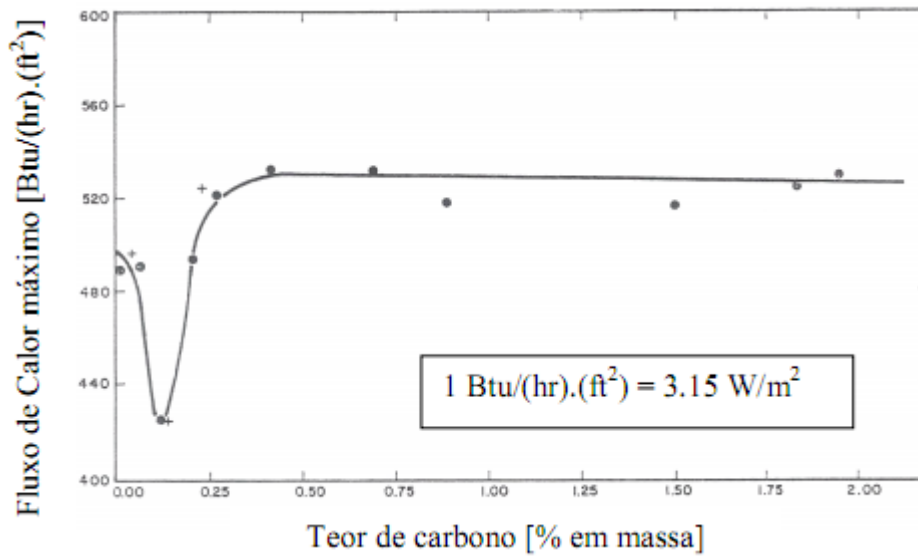
do *gap*, sendo que quanto mais baixa essa temperatura, maior a espessura da camada líquida, o que aumenta o fluxo de calor. A temperatura de cristalização é importante, pois ela está relacionada com a formação de fases cristalinas geralmente opacas, que inibem a transferência de calor. O aumento da basicidade causa um decréscimo da condutividade térmica efetiva do pó fluxante, e também aumenta a sua temperatura de cristalização, contribuindo assim para a diminuição do fluxo de calor através dele (VALADARES; BEZERRA, 2002). Já o efeito da viscosidade deve ser analisado com cuidado, pois ele irá variar de acordo com o tipo de aço. A diminuição da viscosidade leva a um aumento do fluxo de calor pelo pó fluxante, devido a maior facilidade de infiltração dele no *gap*, só que esse aumento nem sempre é desejado. Segundo Emling (EMLING, 2003), para aços peritéticos se requer um retardo na extração de calor para prevenir trincas superficiais, o que faz o uso de pó fluxantes de mais viscosos ser mais indicado. Segundo Oliveira (OLIVEIRA, 2009), o efeito peritético é mais acentuado para aços de médio carbono com teores de carbono entre 0,09% e 0,17%.

A composição química do aço é um fator primordial para a transferência de calor no molde. Para aços de médio carbono, nos quais o efeito peritético é mais crítico, o fluxo de calor é menor do que nos outros tipos de aço. Isso se deve ao fato que, nesse tipo de aço, a contração da pele solidificada é maior do que nos outros tipos, formando assim um maior *gap*, e, conseqüentemente, dificultando o fluxo de calor e fazendo com que a pele fique com uma espessura menor. Esta relação entre o teor de carbono e o fluxo de calor máximo dentro do molde é mostrada pela figura 2.18.

A velocidade de lingotamento também interfere na transferência de calor no molde. Quanto maior a velocidade de lingotamento, maior a transferência de calor no molde, pois o aço sofre menos contrações no período que se encontra no molde, formando assim um *gap* menor. Só que, com velocidades mais altas, o aço tem um tempo de permanência menor dentro do molde, o que faz que o calor total retirado dele seja menor, e assim a pele solidificada formada fica mais fina.

A oscilação do molde, quanto maior a sua frequência, maior o fluxo de calor (EMLING, 2003). Só que, como visto anteriormente, quanto maior a velocidade de oscilação, mais profundas e irregulares se tornam as marcas de oscilação, o que pode causar trincas (MAZUMDAR; RAY, 2001) e até o rompimento da pele em casos extremos (EMLING, 2003).

O formato do molde também influencia a retirada de calor do aço. Como já se citou, o *gap* se forma primeiramente nos cantos do molde, deixando essas regiões com um menor



Fonte: (BARCELLOS, 2007)

Figura 2.18: Relação entre o teor de carbono no aço e o fluxo de calor no molde

fluxo de calor, e, portanto, com uma espessura de pele menor. Isso se agrava se o molde for retangular com duas faces com o tamanho bem mais reduzido (faces estreitas) do que as outras duas faces (faces largas). Segundo Emling (EMLING, 2003), nas faces estreitas o fluxo de calor é de 4% a 5% menor do que nas faces largas, sendo que esse percentual aumenta para o caso do lingotamento de aços de médio carbono (peritéticos).

Mais detalhes sobre a transferência de calor do aço ao longo do molde, ao longo do resfriamento secundário e terciário, e outros fatores que influenciam essa transferência de calor podem ser encontradas nos trabalhos de Penna (PENNA, 2005), Barcellos (BARCELLOS, 2007), Oliveira (OLIVEIRA, 2009), Taconi (TACONI, 2007), e no de Mazumdar e Ray (MAZUMDAR; RAY, 2001). O trabalho de Penna também traz a análise da formação de trincas em tarugos de aço durante o processo de lingotamento contínuo, e o trabalho de Oliveira faz um estudo do comportamento de aços peritéticos durante a sua solidificação no molde de uma máquina de lingotamento contínuo. O trabalho de Taconi traz uma análise da lubrificação do molde por óleo, o que o difere dos demais trabalhos que fazem essa análise com pó fluxante.

2.2.5 *Breakout*

O *breakout*, também conhecido como rompimento de veio, é um fenômeno indesejável que pode ocorrer no processo de lingotamento contínuo. Ele ocorre quando há uma falha

na formação da pele solidificada e, dessa forma, quando sai do molde, a pele rompe e o aço líquido no interior do lingote vaza, causando o sucateamento do lingote e danificando os rolos de suporte e de extração da máquina, além de danos em outros equipamentos. Mas o principal efeito é a perda de produção devido ao tempo que a máquina fica parada para reparo. O tempo de reparo pode variar de oito a vinte e quatro horas, dependendo dos danos causados à máquina, podendo ser até maior em casos mais críticos. Além disso, o *breakout* representa um sério perigo para a segurança dos operadores e das instalações da aciaria. Ele pode ser causado por uma retirada insuficiente de calor do aço pelo molde. Isso faz com que a pele solidificada do lingote fique com uma espessura tal que não consiga suportar a pressão ferrostática do aço líquido em seu interior, fazendo com que ela rompa ao sair do molde, e o aço líquido em seu interior vaze, danificando a máquina de lingotamento contínuo. Os motivos para essa retirada insuficiente são dos mais diversos, indo de problemas no vazamento do aço para o molde a problemas com o próprio molde, como desgaste e incrustação de escória, passando por problemas com a lubrificação do molde e formação do *gap*. Uma outra causa para a ocorrência do *breakout* são cortes na pele do lingote provocados por pontas formadas dentro do molde.

A figura 2.19 mostra um lingote no qual ocorreu o *breakout*.



Fonte: (ZHANG; DUDZIC, 2006)

Figura 2.19: Lingote no qual ocorreu o *breakout*

Tipicamente, os *breakouts* são divididos em três tipos: agarramento (*sticker* ou *stic-*

ker), quebra (*cracks*) e pele fina (*thin-shell*), ou aprisionamento de escória (*scum entrapment*). Os índices de ocorrência desses tipos de *breakout* em relação ao número total de ocorrências de *breakouts* são dados pela tabela 2.3.

Tipo de <i>breakout</i>	Taxa de ocorrência
Agarramento	79%
Quebra	17%
Pele fina	4%

Fonte: (EMLING, 2003) (adaptado)

Tabela 2.3: Taxas de ocorrência dos tipos de *breakout* em relação ao total de ocorrências de *breakouts*

O *breakout* por pele fina, ou aprisionamento de escória, é causado por um retardo na solidificação do aço devido ao aprisionamento de escória entre o molde e o aço, fazendo com que a pele não tenha espessura suficiente para aguentar a pressão ferrostática na saída do molde, causando assim a sua ruptura ao sair do molde (EMLING, 2003). Esse tipo de *breakout* ainda pode ser causado por velocidade de lingotamento excessivo ou temperatura alta de vazamento de aço no molde.

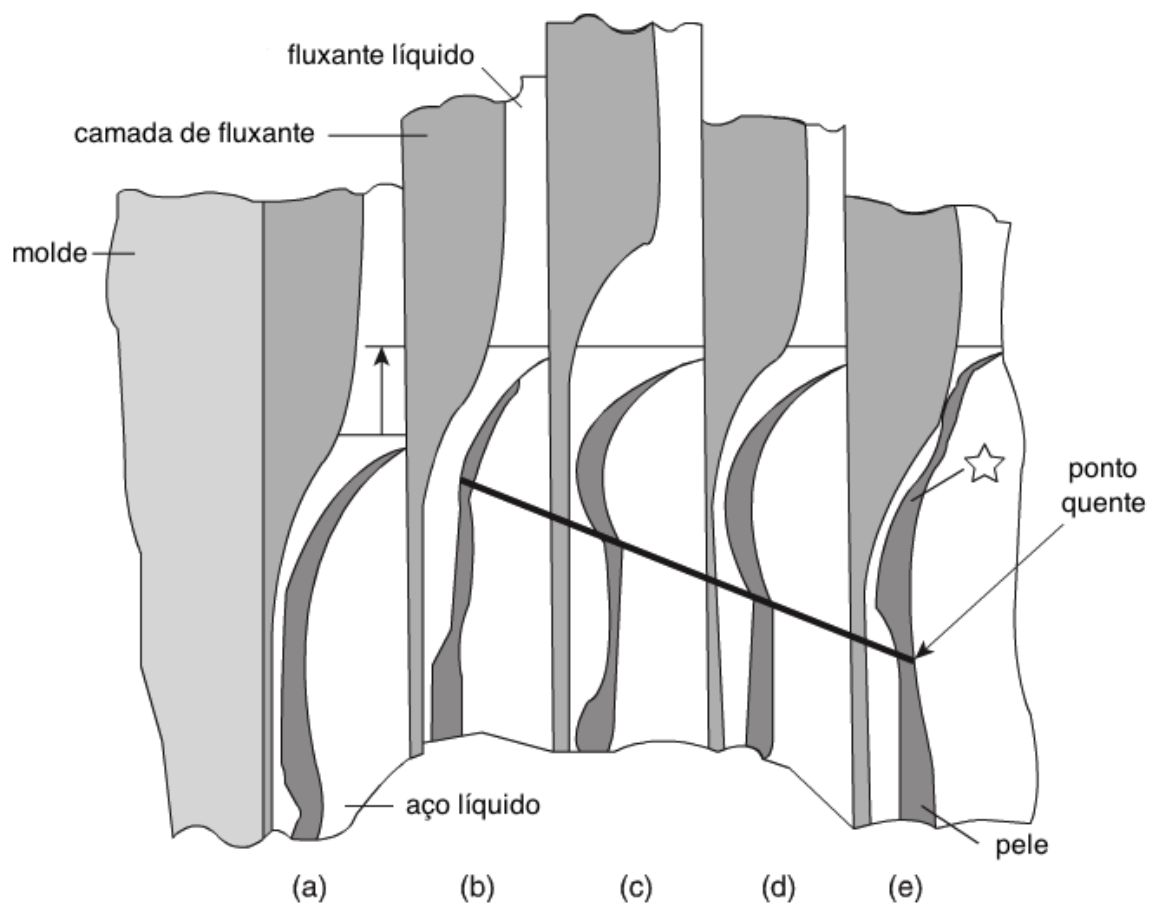
O *breakout* por quebra é causado por um retardo na solidificação nos cantos do lingote ou por marcas de oscilação, o que faz com que a pele fique menos espessa, causando o rompimento dela ao sair do molde (EMLING, 2003). Segundo Oliveira (OLIVEIRA, 2009), trincas longitudinais faciais e de quina, não associadas às marcas de oscilação, também podem levar ao *breakout* por quebra.

O *breakout* por agarramento é causado principalmente por um dano sofrido pela pele solidificada devido a rupturas ocorridas no molde, na região do menisco, e, devido a este dano, a pele sofre problemas na sua solidificação, vindo romper quando sai do molde (EMLING, 2003). Ele também pode ser causado por danos na pele causados por pontas que podem se formar dentro do molde.

Segundo Emling (EMLING, 2003), na literatura há várias explicações para o agarramento no molde, o que é plausível, dada a complexidade das interações entre os mecanismos de transferência de calor que ocorrem ao longo do molde. Em seu trabalho, Mimura afirma que a rara ocorrência de *breakouts* faz com que a análise de *breakouts* por agarramento seja difícil (MIMURA, 1989). Apesar de que, pela tabela 2.3, o agarramento ser o tipo mais comum de *breakout*, a sua ocorrência ainda é rara; considerando o caso da Usina Intendente Câmara, ocorreram sete *breakouts* por agarramento entre o segundo

semestre de 2007 e o primeiro semestre de 2008, sete ocorrências em um universo total da ordem de cinquenta mil seqüências de lingotamento. Além disso, ainda segundo Mimura (MIMURA, 1989), as mesmas condições nas quais um *breakout* por agarramento ocorre nem sempre acarretam um agarramento, fato que é confirmado pela experiência operacional. Dessa forma, ele afirma que a análise de *breakouts* por agarramento é um estudo que elucida a possibilidade de agarramento e não a sua efetiva ocorrência.

Mimura concluiu em seu trabalho (MIMURA, 1989) que a subida do nível do menisco, como a causada por uma mudança na velocidade de lingotamento, pode provocar o início de um agarramento. O mecanismo que gera o agarramento proposto por ele é ilustrado pela figura 2.20.



Fonte: (MIMURA, 1989) (adaptado)

Figura 2.20: Mecanismo de formação de agarramento proposto por Mimura

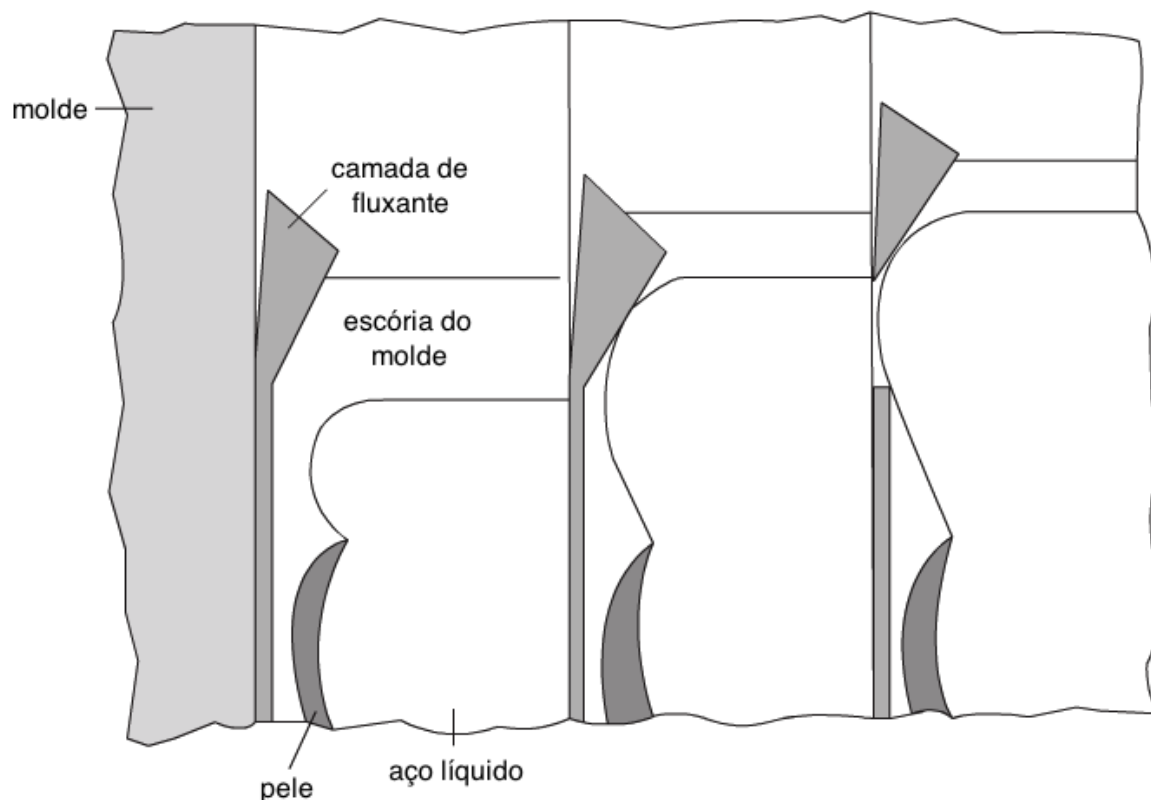
Primeiramente tem-se um lingotamento normal (a). Se, por algum motivo, o nível do menisco sobe, a forma do menisco (perfil da pele) sofre um corte profundo devido à tensão superficial entre ela e a camada de pó fluxante no topo do molde (b). Durante o movimento

ascendente de oscilação do molde, a camada de pó fluxante sempre se move para fora do menisco, assim, o menisco se move em direção ao molde (c). Então a pele fechada no molde se torna mais fria do que a área do corte profundo. Isso é acompanhado pelo aparecimento de um ponto quente abaixo do menisco (d). Durante o movimento descendente de oscilação do molde, a camada de pó fluxante se move para baixo interagindo com a pele, fazendo com que a pele se adira à ela (e). Quando o molde começa a se mover para cima novamente, a força de tração do atrito atua na pele, e na área do corte ocorre um rompimento da pele, por esta área ser extremamente frágil. Durante o tempo de estripamento negativo, a área da pele que rompeu é recomposta, mas a espessura da pele é tal que, quando o molde começa a se mover para cima, a pele rompe de novo neste ponto, recomeçando assim o processo. Assim, o ponto de corte vai descendo pelo molde à medida que o lingote vai sendo extraído, sempre se caracterizando como um ponto mais quente no molde. É importante destacar que, a cada ruptura da pele, o dano se espalha, devido ao fato da velocidade do ponto de agarramento ser de 50% a 95% menor do que a velocidade de lingotamento (EMLING, 2003), fazendo que após algum tempo a área afetada adquira o formato de um “V”.

Para minimizar os efeitos geradores de *breakout* desse mecanismo, Mimura (MIMURA, 1989) propõe a utilização de um pó fluxante de baixa temperatura de solidificação e manter uma camada espessa de fluxante no menisco. Esse mesmo mecanismo não é observado quando o nível do menisco desce, pois nesse caso não há interação entre a camada de pó fluxante e a pele.

Já Emi (EMI, 1990 apud EMLING, 2003) propôs um outro mecanismo para a formação de *breakouts* por agarramento. Segundo ele, uma elevação no nível do menisco causa um contato do menisco com a camada de pó fluxante. Este contato irá gerar uma obstrução no fluxo de fluxante fundido, interrompendo assim a sua infiltração entre a pele e o molde. A camada de fluxante em contato com o menisco irá flutuar, se separando assim do filme de fluxante sólido próximo à parede do molde, permitindo o contato direto do aço líquido com a parede do molde, gerando o ponto de agarramento. Esse processo é ilustrado pela figura 2.21.

Kajitani *et al.* (KAJITANI *et al.*, 2008) propuseram um mecanismo de formação de *breakouts* por agarramento induzido pela presença de hidrogênio. Eles afirmam que se há uma alta pressão de vapor d'água na atmosfera, a formação de microporos de vapor dentro do filme de pó fluxante fundido é favorecida, devido a maior absorção desse vapor pelo pó fluxante em forma de íons hidroxila. A contaminação do pó fluxante por água



Fonte: (EMI, 1990 apud EMLING, 2003) (adaptado)

Figura 2.21: Mecanismo de formação de agarramento proposto por Emi

também é apontada como uma fonte de íons hidroxila para a formação dos microporos. Esse fenômeno é mais acentuado em aços que contêm baixo teor de alumínio em sua composição, já que o alumínio age como um elemento redutor da hidroxila, impedindo que elas migrem para o filme de pó fluxante fundido e lá formem os microporos. Os microporos de gás reduzem a taxa de transferência de calor no menisco, causando instabilidade na formação de marcas de oscilação que favoreceriam a infiltração de fluxante no *gap*. Devido a essa redução da taxa de transferência de calor no molde, que influencia não somente no crescimento da pele solidificada, mas também na infiltração do pó fluxante, têm-se a formação de *breakouts* por agarramento. Para prevenir *breakouts* causados por esse mecanismo, Kajitani *et al.* (KAJITANI *et al.*, 2008) testaram a utilização de pós fluxantes com alta basicidade, que se mostraram eficientes em evitar a formação dos microporos no filme pó fluxante fundido. Só que essa solução deve ser avaliada cuidadosamente, pois, conforme o afirmado na subseção 2.2.4, o aumento da basicidade do pó fluxante causa a diminuição da sua condutividade térmica.

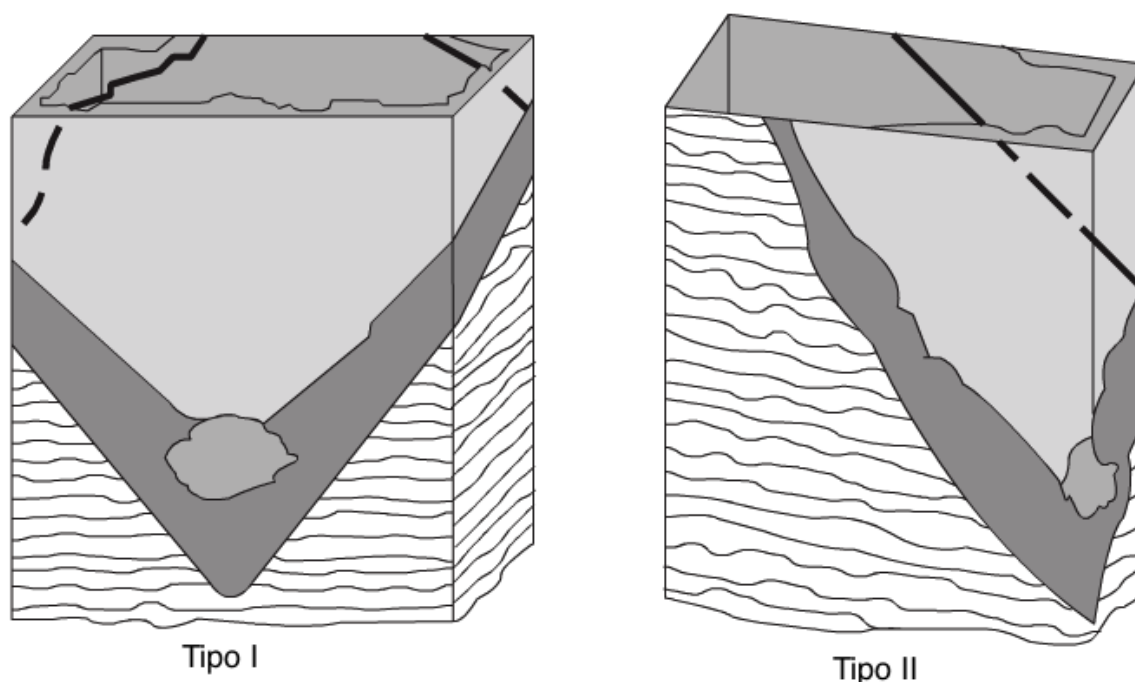
Emling cita em seu trabalho (EMLING, 2003) outros modelos não baseados na perda

de lubrificação entre a pele e o molde. Nestes modelos, o mecanismo de agarramento é causado pela infiltração de aço líquido dentro da fenda entre a face estreita e a face larga do molde. Segundo ele, repetidas mudanças no tamanho do lingote, em moldes de tamanho variável, podem levar a um desgaste ou esfolamento excessivo das paredes do molde, o que pode causar grandes aberturas. Dessa maneira, ocasionalmente, quando o molde é enchido após alguma mudança no distribuidor, aço líquido pode respingar ou vazar dentro da fenda no canto do molde. Uma pequena ponta pode se formar, restringindo a retirada do lingote. Eventualmente, quando a pele rasga, mais aço líquido vaza e penetra na fenda. Quanto mais aço penetra na fenda, maior vai se tornando a resistência à retirada do lingote. Em último caso, a ruptura da pele alcança a extremidade inferior do molde, causando assim o *breakout*. Esses tipos de *breakout* são caracterizados pela rapidez, pelos cortes acentuados que eles causam na pele, e por poderem ocorrer mesmo em condições excelentes de lubrificação e oscilação do molde.

Thomas (THOMAS, 2001a) afirma que o próprio jato do aço dentro do molde pode causar o *breakout* em situações extremas. Segundo ele, o jato de aço, quando deixa a válvula submersa, flui através do molde e colide contra a pele solidificada na face estreita (moldes retangulares). Esse jato carrega aço superaquecido (o superaquecimento do aço é definido como a diferença temperatura do aço no distribuidor e a temperatura *liquidus* do aço), que pode causar erosão onde ele colide contra regiões em que pele ainda é muito fina. Em situações extremas, essa erosão pode causar um *breakout*. Para evitar que haja ocorrência de *breakout* por esse mecanismo, é necessário ter o controle da temperatura de vazamento do aço do distribuidor para o molde, e também um controle da velocidade de vazamento, já que o fluxo do aço é extremamente turbulento, podendo atingir números de Reynolds maiores que cem mil em altas velocidades de lingotamento (THOMAS, 2001a).

Na figura 2.22, encontra-se uma representação esquemática da aparência da pele durante um *breakout* por agarramento originado na face larga (Tipo I) e um originado na face estreita próximo ao canto do molde (Tipo II). Como dito anteriormente, o agarramento caracteriza-se por um padrão de marcas em formato de “V”, originado no ponto inicial de agarramento. Devido ao acelerado processo de ruptura e reconstituição da pele durante o agarramento, as marcas de oscilação são significativamente reduzidas (EMLING, 2003).

Como se pode observar, os mecanismos de formação do *breakout* por agarramento são bem diversos, mas a maioria deles se caracteriza por uma falha que ocorre na lubrificação do molde. Logo, para detectar um *breakout* é necessária alguma forma de mensurar a eficiência da lubrificação do molde.



Fonte: (EMLING, 2003) (adaptado)

Figura 2.22: Representação esquemática da aparência da pele durante um *breakout* por agarramento na face larga e um na face estreita do molde

2.2.6 Detecção de *Breakouts*

Na seção anterior foi visto que a ocorrência de um *breakout* é indesejada, tanto do ponto de vista humano, quanto do material e do econômico. Segundo Emling (EMLING, 2003), um *breakout* “típico” custa aproximadamente duzentos mil dólares. Segundo dados da ArcelorMittal (DUNN, 2010), em um levantamento feito em sua usina siderúrgica em Hamilton (Ontário, Canadá), um *breakout* custa por volta de duzentos mil a quinhentos mil dólares levando em conta os custos de parada de produção e de reparos nos equipamentos. Depois da instalação de um sistema de detecção de *breakout* nessa usina, em 1997, calcula-se que foram economizados mais de um milhão de dólares por ano devido à redução da ocorrência de *breakouts*. Segundo a equipe da Usiminas, um *breakout* custa aproximadamente um milhão de reais só em reparos dos equipamentos.

Esses grandes prejuízos, por si só, já justificam a necessidade de um sistema para detecção de *breakouts* e, considerando a economia que eles proporcionam, pode-se afirmar que o investimento neles é rapidamente pago pelos *breakouts* evitados.

Ainda sobre esse ponto, vale a pena destacar que, neste processo, o preço de um alarme falso é muito pequeno em comparação com a ocorrência de um *breakout*. Na Usiminas, em

um falso alarme, a produção é parada por aproximadamente cinco minutos, tempo que a máquina gasta para ser parada e recolocada em operação em condições semelhantes às que estavam antes da sua parada. Já no *breakout*, é necessário no mínimo oito horas para recolocar a máquina em operação, tempo que pode aumentar dependendo da gravidade do *breakout* e da disponibilidade de peças de reposição. Considerando a perda de aço, no alarme falso, a parte do lingote sobre o qual ocorreu a parada e o começo do lingote após a partida da máquina são geralmente sucateados devido aos vários defeitos que podem ocorrer neles, como a presença de marcas profundas de oscilação. Essa mesma situação é encontrada no *breakout*, sendo que há o agravante que se perde totalmente a parte do lingote onde ocorre o vazamento. Dessa maneira, pode-se concluir que um certo número de alarmes falsos é aceitável para o sistema de detecção de *breakouts*.

A relação máxima aceitável entre os alarmes falsos e verdadeiros pode ser determinada a partir da avaliação do custo total de um alarme falso em comparação com o da ocorrência de um *breakout*. Dessa forma, como cada siderúrgica tem um valor diferente para o custo de um *breakout* e de um alarme falso, a relação máxima aceitável entre os dois vai variar de siderúrgica para siderúrgica. Mas nem sempre é possível verificar a veracidade de um alarme, devido a falta de um especialista 24 horas por dia para fazer a averiguação das placas nas quais se deu o alarme, a disponibilidade da operação em separar essas placas, e também ao fato de que algumas placas terem a necessidade de serem despachadas imediatamente para a laminação, não podendo ser armazenada na aciaria. Devido a estes fatores, uma outra forma de determinar essa relação seria a partir da produtividade que se deseja da máquina de lingotamento. Se o número que alarmes gerados não está impactando na produtividade, e a ocorrência de *breakouts* está dentro de um patamar aceitável, pode-se considerar que a relação entre alarmes falsos e verdadeiros é aceitável.

Sempre é preferível que ocorram alarmes falsos do que a ocorrência de um *breakout*, mas isso não quer dizer que a busca pela melhora da relação entre alarmes falsos e verdadeiros deva ser deixada de lado, nem que a busca pela eliminação dos *breakouts* cesse. Os alarmes falsos são inevitáveis, pois, como já se afirmou na subseção 2.2.5, mesmo se as condições nas quais um *breakout* por agarramento ocorreu forem reproduzidas, isso não necessariamente acarretará a ocorrência de um novo agarramento (MIMURA, 1989), mas a minimização deles deve ser sempre objetivada.

Pelo estudo dos mecanismos de *breakout*, se percebe que a grande maioria deles ocorrem devido a uma retirada insuficiente de calor do aço dentro do molde. Assim, a maneira mais direta de detectar um *breakout* seria verificar a diferença entre a temperatura da água

que entra no molde e a da que sai dele (EMLING, 2003). Entretanto, essa abordagem pode se mostrar enganosa (SHIPMAN; GILLES, 1977 apud EMLING, 2003), pois, como a diferença de temperatura é inversamente proporcional à vazão de água, variações aleatórias e flutuações nessa vazão podem levar a crer em problemas de remoção de calor que não existem realmente. Este problema pode ocorrer se, ainda que mantido o estado estacionário do lingotamento e o fluxo de água constante, a superfície do molde exposta ao aço variar com o tempo. Logo, esse não é um método efetivo de se monitorar a retirada de calor no molde.

Uma maneira mais eficiente seria quantificar a quantidade de calor retirado das paredes do molde. Essa quantificação pode ser feita através da equação 2.1.

$$Q_R = \frac{c_a \rho_a \phi_a \Delta T}{A} \quad (2.1)$$

onde:

- Q_R é o fluxo de calor por área através da parede do molde;
- c_a é o calor específico da água;
- ρ_a é a densidade da água;
- ϕ_a é o fluxo volumétrico de água;
- ΔT é a diferença entre a temperatura de entrada e de saída da água;
- A é a área da parede do molde que está exposta ao aço.

Através de dados históricos, é possível determinar o fluxo mínimo de calor necessário para que a pele solidificada atinja uma espessura tal que se consiga evitar o *breakout*, criando-se assim critérios para disparo de alarmes (EMLING, 2003).

Só que o fluxo mínimo de calor a ser retirado através das paredes do molde variam com a velocidade de lingotamento e o tipo de aço, dessa forma, há a necessidade de uma forma de calcular essa quantidade dinamicamente. Gilles (GILLES, 1982 apud EMLING, 2003), em seu trabalho, propôs a equação 2.2 para realizar esse cálculo.

$$Q_{min} = F \left[\frac{aV_c}{60} + \frac{c_p(T_d - T_l)wt\rho V_c}{120(w+t)} \right] \quad (2.2)$$

onde:

- Q_{min} é o fluxo mínimo de retirada de calor por área;

F é um fator de correção;
 a é uma constante obtida através da análise de *breakouts* ocorridos;
 V_c é a velocidade de lingotamento (m/min);
 c_p é o calor específico do aço líquido;
 T_d é a temperatura do aço no distribuidor;
 T_l é a temperatura *liquidus* do aço;
 w é a largura do molde;
 t é a espessura do molde;
 p é a densidade do aço líquido.

O fator F irá depender do teor de carbono do aço que se está lingotando e também da face do molde, pois na face estreita a retirada de calor é menos eficiente devido ao maior *gap* que se forma nela.

O fluxo mínimo de retirada de calor ainda pode ser obtido através de modelos matemáticos, como o apresentado no trabalho de Yang *et al.* (YANG *et al.*, 2006), que faz o uso de um modelo 3D para estudar a influência do superaquecimento do aço e a velocidade de lingotamento sobre o fluxo e a solidificação do aço dentro do molde.

A detecção através do monitoramento do fluxo de retirada de calor do molde pode prover um meio eficaz de detectar condições de *breakout* que evoluem gradativamente e geram *breakouts* por pele fina. Só que o tempo de resposta deste método é insuficiente para detectar *breakouts* por quebra ou agarramento (EMLING, 2003). Para estes tipos de *breakout* outros métodos de detecção devem ser utilizados.

Como os *breakouts* por agarramento são os mais comuns, e sua origem, na maioria das vezes, está associada a uma falha de lubrificação no molde, foram desenvolvidos vários tipos de instrumentação para os moldes a fim de se mensurar a efetividade dessa lubrificação. Para este fim, se utilizam principalmente o monitoramento do atrito e o monitoramento térmico do molde.

2.2.6.1 Monitoramento do Atrito no Molde

O monitoramento do atrito tem como ideia básica o aumento do atrito no molde causado pela falta de lubrificação durante o processo de *breakout*. Este monitoramento pode ser feito através de acelerômetros, células de carga e extensômetros.

Os acelerômetros medem as vibrações mecânicas das paredes do molde, que estão diretamente relacionadas ao atrito. Através dessas medições, após algum processamento,

se obtêm um fator de atrito, através do qual é possível determinar se um processo de *breakout* está ocorrendo. Entretanto, segundo Emling (EMLING, 2003), o sucesso obtido com a aplicação de acelerômetros para a detecção de *breakouts* é limitada. Este método é eficiente para detectar *breakouts* causados pelo crescimento gradual do atrito no molde, como os causados pelo excessiva concentração de alumina (Al_2O_3) no filme de pó fluxante, só que, geralmente, ele é inadequado para detectar rapidamente o início de um agarramento, e assim disparar um alarme a tempo de prevenir o *breakout*. Segundo dados da Nippon Steel (EMLING, 2003), o sistema de acelerômetros sozinho é capaz de prever somente 60% dos *breakouts* por agarramento. Devido a este baixo percentual na detecção de agarramentos, algumas companhias adotam tanto um sistema baseado em termopares como um com acelerômetros.

As células de carga medem diretamente a força exercida pelo oscilador no molde. Para conseguir realizar esta medição, elas devem ser colocadas abaixo do molde. A força de atrito no molde é obtida pela diferença entre a força sobre as células durante a operação do molde lingotando com carga e a força durante operação do molde a vazio. Dessa forma, é necessário conhecer de antemão a força exigida do oscilador com o molde operando a vazio. A força de atrito total será dada pela soma das forças em cada uma das células. Operacionalmente, as células de carga, aplicadas ao monitoramento do atrito no molde, apresentam a vantagem de repetibilidade das medições, baixa necessidade de manutenção e alta sensibilidade (EMLING, 2003). Só que, assim como os acelerômetros, as células de carga não são adequadas para a detecção rápida do início de um agarramento, apresentando um percentual de detecção de *breakouts* por agarramento menor do que 70%, e uma taxa de alarmes falsos maior do que 30% (EMLING, 2003).

Os extensômetros medem pequenas deformações causadas por tensão, compressão, flexão ou torção. Na máquina de lingotamento contínuo, eles são colocados diretamente no eixo do oscilador. Essa localização remota faz com que eles sejam de fácil instalação e estejam protegidos do ambiente agressivo da área do molde, mas também faz com a sensibilidade deles seja diminuída, o que, agravado com um desgaste de rolamento ou um leve desalinhamento, pode causar a distorção do atrito absoluto do molde medido por eles. A medição do atrito no molde é feita através da variação da fase e da amplitude da onda medida pelos extensômetros em relação a uma onda “padrão” de calibração. Durante a operação normal em estado estacionário, a onda medida fica em fase e com a mesma amplitude da onda “padrão”. Já durante um agarramento, a onda medida fica fora de fase e com uma amplitude menor do que a onda “padrão”. Assim como os acelerômetros e as células de carga, os extensômetros são eficazes na detecção de *breakouts*

que evoluem gradualmente, mas são ineficazes na detecção de *breakouts* por agarramento, que se desenvolvem rapidamente. O motivo dessa ineficiência é que os extensômetros não são sensíveis o suficiente para prever a ocorrência de agarramentos. Além disso, a remota localização deles, e a conseqüente diminuição da sensibilidade, fazem com eles fiquem mais propensos a gerarem falsos alarmes de *breakout* (EMLING, 2003).

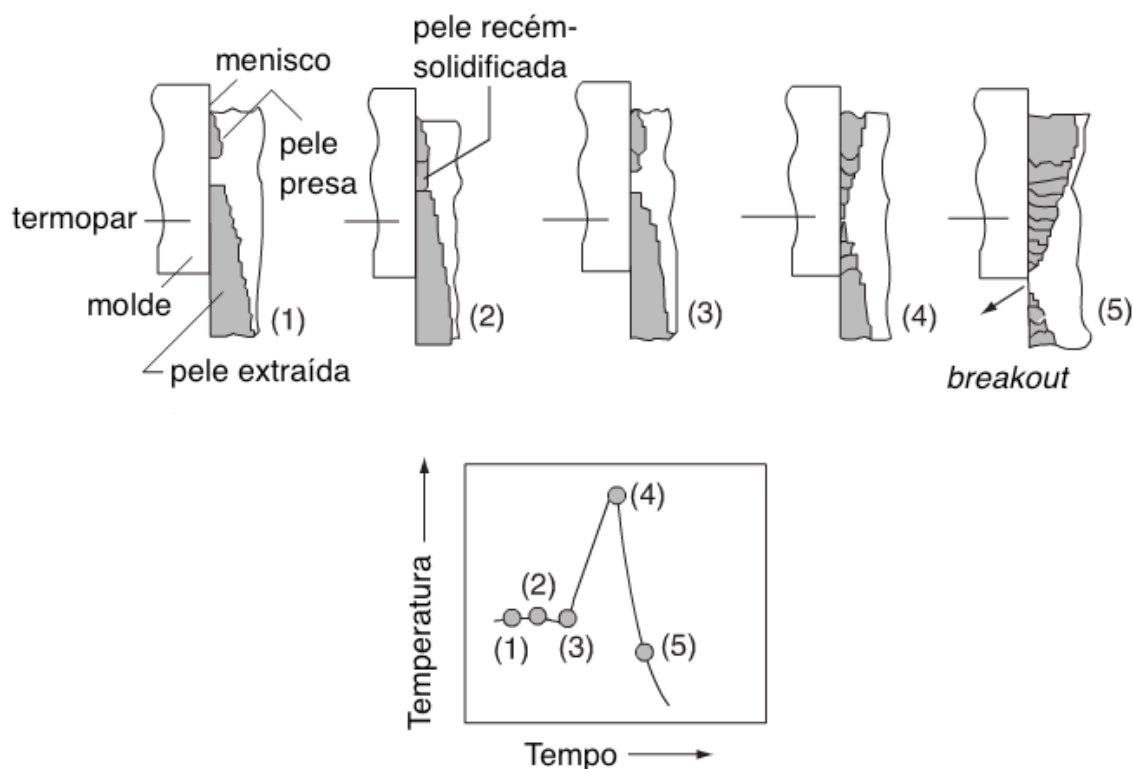
De uma maneira geral, apesar de se verificar que a monitoração do atrito no molde ajuda a detectar eventos que podem contribuir para o agarramento, a interação desses eventos faz com que seja muito difícil desenvolver um algoritmo simples para a detecção e prevenção de *breakouts* por agarramento (EMLING, 2003). Estes sistemas fornecem uma visão global da eficiência da lubrificação, o que fundamentalmente prejudica o estabelecimento de relações diretas entre o atrito e a qualidade no veio (BYRNE et al., 1988 apud EMLING, 2003), já que essas dependem da avaliação local dessa eficiência.

2.2.6.2 Monitoramento Térmico do Molde

O monitoramento térmico baseia-se no fato de que, de alguma forma, a temperatura reflete a dinâmica interna dos mecanismos responsáveis pela geração do *breakout*, sendo ela função desses mecanismos (BHATTACHARYA et al., 2004). Assim sendo, a análise temporal e espacial da temperatura pode ser utilizada para definir a possibilidade de *breakout*.

A figura 2.23 representa um agarramento e apresenta o comportamento da temperatura em um certo ponto do molde durante a ocorrência dele.

Em (1) têm-se o começo da formação de um agarramento. A pele adere ao molde em uma região próxima ao menisco, vindo a romper devido a força constante de retirada do lingote e a força causada pelo movimento de subida da oscilação do molde. Em (2), o aço líquido preenche o espaço deixado pela pele que rompeu, entrando em contato direto com a parede do molde, se solidificando imediatamente, formando novamente a pele neste local. Esta reconstituição da pele é favorecida pelo estripamento negativo do molde. Em (3), a nova e frágil pele repete o processo anterior, se rompendo pelas forças exercidas sobre ela e o espaço deixado pelo rompimento é novamente preenchido pela infiltração do aço líquido. Em (4), a sequência de rompimento e reconstituição da pele é repetido como uma função da frequência de oscilação do molde. Dessa forma, o rompimento vai se movendo gradualmente em direção à saída do molde, tendo uma velocidade que varia, segundo Emling (EMLING, 2003), entre 50% e 95% da velocidade de lingotamento, dependendo da composição química do aço e dos parâmetros de velocidade e oscilação da máquina. Em



Fonte: (ITOYAMA et al., 1988 apud EMLING, 2003) (adaptado)

Figura 2.23: Representação de um agarramento e o comportamento da temperatura em um certo ponto do molde durante a sua ocorrência

(5), a porção da pele acima do rompimento, por ser puxada em uma velocidade inferior à velocidade de lingotamento, sofre uma maior retirada de calor, o que confere a ela um acréscimo em sua espessura maior do que o que seria alcançado em uma condição normal de lingotamento, só que a pele localizada abaixo do rompimento, por estar sendo retirada na velocidade de lingotamento, têm a sua espessura diminuída. Assim, quando a área afetada pelo rompimento atinge a saída do molde, a pele se rompe e ocasiona a ocorrência do *breakout*.

A temperatura, vista do termopar indicado na figura 2.23, sofre um aumento brusco quando o rompimento passa em frente ao termopar, devido a menor espessura da pele e, portanto, a maior proximidade com o aço líquido, sofrendo, em seguida, uma diminuição brusca, na qual a temperatura alcança valores inferiores aos que eram observados antes da ocorrência do rompimento. Esta queda na temperatura é motivada pela espessura maior do que a apresentada em condições normais de lingotamento da pele na porção acima do rompimento. Por ser caracterizado por um valor de temperatura mais alto do que o “normal”, o rompimento também pode ser chamado de ponto quente. Conseqüentemente, a área cuja a espessura da pele é maior do que a “normal”, por ser caracterizada por um

valor de temperatura mais baixo, pode ser chamada de ponto frio. Estas variações de temperatura caracterizam o agarramento, o que faz a curva de temperatura mostrada na figura 2.23 ser chamada de curva característica de agarramento.

Pode-se criar sistemas que reconheçam a curva característica do agarramento e gerem alarmes para alertar a provável ocorrência do agarramento, para que assim se tomem as providências necessária para evitar um *breakout*.

A condição do ponto frio da curva característica deve tratada com muito cuidado. Como a velocidade do rompimento é menor do que a de retirada do lingote, a espessura da pele na parte inferior do rompimento vai se tornando mais fina em uma área maior do molde, ocasionando assim o espalhamento do rompimento e formando o “V” característico do agarramento no lingote. Dessa maneira, quanto menor a velocidade do rompimento em relação a de lingotamento, maior vai ser a área afetada pelo rompimento (área com pele fina), e mais tempo será necessário para que o ponto frio seja detectado pelo sistema de monitoramento. Dessa forma, pode ocorrer do *breakout* acontecer antes da temperatura do ponto frio atingir um valor abaixo do que era observado antes do rompimento. A posição dos sensores também irá influenciar nesta questão. Se eles ficarem muito próximos do menisco, a variação de temperatura devido a um rompimento pode ser camuflada pelos altos valores de temperatura do próprio menisco, e se eles ficarem muito próximos da saída do molde, não haverá tempo hábil para o reconhecimento da curva característica do agarramento ou para que, após o reconhecimento dela, as medidas para evitar o *breakout* surtam efeito.

Detectado um *breakout*, para evitá-lo, o que se faz é a frenagem total ou parcial da máquina. Com isso, se busca deixar o aço dentro do molde pelo tempo suficiente para a pele formada na parte superior do rompimento se junte com a pele formada na parte inferior dele de forma que elas se fundam. Esse tempo deve ser longo o suficiente para que o rompimento solidifique, contraia (se despregando assim da parede do molde), e adquira uma espessura suficiente para que, ao sair do molde, a pele formada não se rompa.

O *breakout* por pele fina e por quebra também podem ser caracterizados pela variação de temperatura no molde que eles causam.

Segundo Bhattacharya *et al.* (BHATTACHARYA *et al.*, 2004), uma quebra na pele é associada a um isolamento do fluxo de calor entre a pele e a parede do molde, resultando assim em uma baixa transferência de calor nesta região e, conseqüentemente, uma pele fina e frágil. Eles ainda afirmam que o *breakout* por quebra possui um padrão característico que consiste na queda brusca da temperatura seguida de uma subida quando a quebra

passa pelo termopar, sendo que, após isso, o valor da temperatura volta aos patamares anteriores à passagem da quebra.

Já o *breakout* por pele fina, não possui um padrão que possa ser identificado facilmente dentro de uma série temporal de medições (BHATTACHARYA et al., 2004). O *breakout* por pele fina se origina de uma diminuição da retirada de calor em todo o molde ou em alguma parte dele. Isso faz com que a espessura da pele diminua, fazendo com que, ao sair do molde, se a diminuição for tal que ela não agüente a pressão ferrostática do aço líquido em seu interior, ela se rompa e ocasione o *breakout*. Segundo Bhattacharya et al. (BHATTACHARYA et al., 2004), a menor espessura da pele faz com que o núcleo de aço líquido fique mais perto da parede do molde do que na condição “normal” de lingotamento, causando uma elevação na temperatura. Então, o *breakout* por pele fina se caracteriza por uma elevação na temperatura média do molde ou de parte dele em relação a uma temperatura média “padrão” nas condições normais de lingotamento. Só que essa temperatura média “padrão” é fortemente dependente das condições de lingotamento como a velocidade de lingotamento, a composição química do aço, a posição do molde onde a temperatura é medida, a temperatura de vazamento do aço no molde, etc. Essas condições variam ao longo do tempo, mas geralmente de forma vagarosa, assim uma elevação rápida de temperatura pode ser sinal de uma possível falha na retirada de calor do molde e, portanto, um potencial início do processo de *breakout* por pele fina.

Para que se possa fazer o monitoramento térmico do molde e se possa desenvolver sistemas que sejam capazes de identificar as variações de temperatura relacionadas a cada um dos tipos de *breakout* descritas anteriormente, utilizam-se dois tipos de sensores: os termopares ou os sensores de fluxo de calor.

Os termopares atuam de maneira direta, medindo a temperatura na parede do molde. Para isso, eles devem ser instalados em buracos que devem ser feitos dentro do molde. Segundo Emling (EMLING, 2003), esses buracos podem diminuir a vida útil do molde, além de serem difíceis de remover ou reinstalar durante um recondicionamento do molde. Há dois tipos principais de termopares: os intrínsecos e os extrínsecos.

Os intrínsecos utilizam o próprio cobre do molde como um elemento do termopar, o outro elemento geralmente é o constantan. O constantan pode ser soldado diretamente no molde, ou pode ser enroscado, ou ainda pode ser preso através de mola. Para que o termopar funcione corretamente, o constantan necessita manter contato total com cobre, se isso não ocorrer, o sinal de tensão vindo dele pode se tornar não mensurável. A forma mais efetiva de fixação do constantan é a solda, já que os outros tipos podem perder o

contato com o molde, causando intermitência no sinal do termopar (EMLING, 2003).

Os termopares extrínsecos apresentam o termopar encapsulado dentro de um invólucro que contém tanto a junção como os fios do termopar. Esses termopares apresentam vantagens sobre os intrínsecos. Eles não precisam manter um contato total com o molde, sendo que pequenas falhas de contato são aceitáveis, e, por isso, não necessitam ser soldados, o que torna a substituição deles mais fácil do que as dos intrínsecos.

Os termopares podem ser instalados pela parte de trás do molde, ficando em paralelo com o fluxo de calor. Esse tipo de instalação é relativamente fácil, mas pode causar imprecisão nas medidas, pois afeta bastante o fluxo de calor.

A outra forma é instalar os termopares verticalmente, ficando assim, perpendiculares ao fluxo de calor. Esse tipo de instalação faz com que a medição dos termopares seja mais precisa, e é o método preferencial para determinar o fluxo de calor entre um ponto e outro do molde (EMLING, 2003). Em contrapartida, é um método mais caro, devido à maior dificuldade na perfuração do molde e na instalação dos termopares.

O outro sensor que pode ser utilizado no monitoramento térmico do molde é o sensor de fluxo de calor. Como se pode verificar, a temperatura está diretamente relacionada com o fluxo de calor no molde, então, se esse fluxo for medido, é possível detectar os *breakouts*. O medidor de fluxo de calor baseia-se na ideia de medir a diferença de temperatura entre a parte frontal e a parte traseira do sensor e utilizar a equação 2.3 para determinar o fluxo de calor (EMLING, 2003).

$$Q_A = \left(\frac{k}{d} \right) \Delta T \quad (2.3)$$

onde:

Q_A é o fluxo de calor;

k é a condutividade térmica;

d é a distância entre os dois pontos de medição de temperatura;

ΔT é a diferença entre as temperaturas dos pontos de medição.

A principal vantagem do sensor de fluxo é que ele pode ser instalado na face refrigerada do molde, não sendo necessário furar o molde para isso. O principal cuidado que se deve tomar é garantir que o mesmo fluxo que atravessa a parede do molde seja o que atravessa o sensor, para que assim a medição do sensor realmente seja a do fluxo pela parede do molde.

2.2.6.3 Localização dos Sensores no Molde

A localização dos sensores ao longo do molde é fundamental para que se consiga detectar o *breakout*, pois ela influencia diretamente a eficiência do monitoramento do molde. A discussão neste tópico se concentra no monitoramento térmico, pois, como já foi discutido na subseção 2.2.6.1, os sensores para o monitoramento do atrito já possuem uma localização pré-definida e a sua mudança, quando isso é possível, não causa grandes alterações nos resultados obtidos. Além disso, o interesse deste trabalho é no monitoramento térmico do molde.

Pode-se dizer que, para detectar um *breakout* por agarramento, é necessário identificar quatro características básicas no comportamento térmico do molde:

1. aparecimento de um ponto mais quente que os outros em sua vizinhança;
2. espalhamento desse ponto quente pela sua vizinhança após um determinado tempo (deslocamento horizontal do rompimento);
3. deslocamento do ponto quente em direção à saída do molde (deslocamento vertical do rompimento);
4. aparecimento de um ponto frio onde antes havia aparecido o ponto quente.

O agarramento pode ocorrer em qualquer ponto do molde, assim como o aparecimento de uma quebra ou uma trinca na pele, que também podem ocasionar um *breakout*. Por este motivo, os sensores térmicos devem ser espalhados ao longo de todo o perímetro do molde. Um nível de sensores térmicos espalhados convenientemente por todo o perímetro do molde seria capaz de detectar todas as condições de um agarramento, exceto o deslocamento vertical do rompimento. Justamente por isso, se só um nível de sensores é utilizado, a probabilidade de geração de alarmes falsos aumenta. Isso se deve ao fato da transferência de calor no molde envolver mecanismos não lineares, além das condições dessa transferência estarem variando continuamente com o tempo, o que inevitavelmente gera variações de temperatura que podem ser confundidas com um *breakout*. Além disso, deve-se lembrar que a temperatura não é uma causa do *breakout*, e sim um reflexo dos mecanismos que o causam. Desse modo, outros mecanismos que podem não estar envolvidos diretamente com o *breakout* também influenciam a temperatura medida, confundindo-se assim com os mecanismos de geração de *breakout* e criando um “suposto padrão característico” de *breakout*.

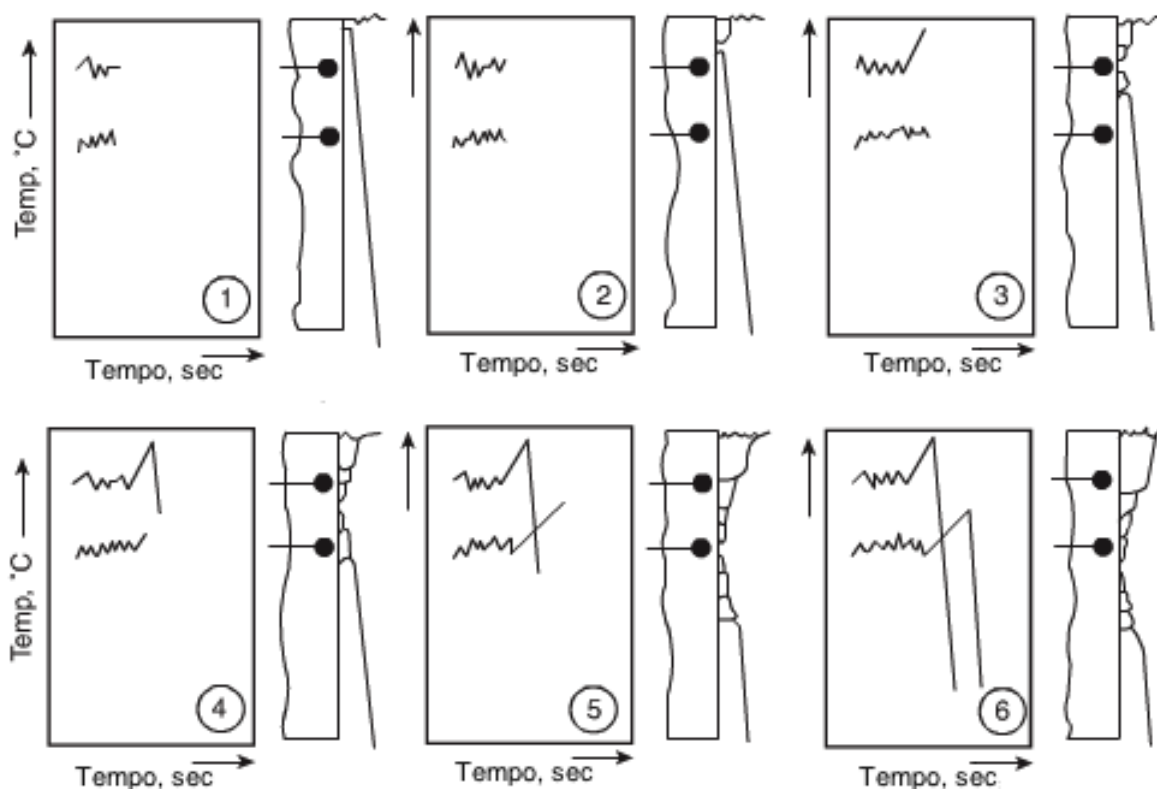
Para tentar minimizar o número de alarmes falsos, são colocados mais níveis de sensores no molde. A colocação de mais níveis se baseia na ideia da confirmação do deslocamento vertical do rompimento, e também de uma quebra ou trinca, gerando assim mais um parâmetro de confirmação da ocorrência desses fenômenos. Idealmente, o que se deseja é ter um termograma completo do molde. Isso seria possível com a colocação de sensores que cobrissem todo o molde, o que é inviável financeiramente e, no caso da utilização de termopares, também é inviável construtivamente, pois acarretaria em um molde totalmente perfurado, o que o tornaria extremamente frágil e/ou sem área suficiente na face fria para que houvesse uma refrigeração satisfatória com água. Assim, o mais comum são moldes com dois níveis de sensores na vertical (EMLING, 2003), formando duas fileiras horizontais ao longo do perímetro do molde, como é o caso das máquinas de lingotamento contínuo da Usina Intendente Câmara da Usiminas, em Ipatinga. Mas há relatos de máquinas com três níveis de sensores ou mais, como, por exemplo, a usina da Nippon Steel em Nagoia no Japão, cujo molde possui 16 níveis de termopares (RESENDE; RODRIGUES, 2007). Nas palavras de J. den Hartog, em tradução livre: “é menos difícil detectar um agarramento que evitar falsos alarmes” (HARTOG, 1988 apud EMLING, 2003).

A figura 2.24 ilustra as variações de temperatura ao longo do tempo em um molde com dois níveis verticais de termopares durante um agarramento.

O número de sensores por nível pode ser ou não igual. Na Usina Intendente Câmara, o nível superior e inferior têm o mesmo número de termopares. Já na usina da Nippon Steel em Kimitsu, Japão, o molde possui 4 níveis de termopares nas faces largas, sendo que cada um dos níveis possui um número diferente de termopares, e nas faces estreitas há 3 níveis de termopares com o mesmo número de termopares em cada um deles (RESENDE; RODRIGUES, 2007). Em todos esses exemplos citados, os termopares de níveis diferentes se encontram alinhados verticalmente entre si.

2.3 *Sistemas de Detecção de Breakout*

Com o desenvolvimento e investimento na indústria siderúrgica, em especial no processo de lingotamento contínuo, vários sistemas para detecção de *breakouts*, também conhecidos como BDS (*Breakout Detection System*), foram criados com base no monitoramento dos parâmetros do molde. Devido à grande maioria dos *breakouts* se originarem de um agarramento, a maioria dos sistemas se concentra na utilização de termopares para



Fonte: (BARDET et al., 1983 apud EMLING, 2003) (adaptado)

Figura 2.24: Comportamento das temperatura medidas em um molde com dois níveis verticais de termopares durante um agarramento

o monitoramento térmico do molde, que é o mais eficiente para a detecção desse tipo de *breakout*.

Segundo Emling (EMLING, 2003), a relação entre os *breakouts* por agarramento e as variações no fluxo de calor foram identificadas em 1954 por Savage e Pritchard (SAVAGE; PRITCHARD, 1954 apud EMLING, 2003), mas só a partir da década de 70, com o desenvolvimento generalizado do lingotamento contínuo e a disponibilidade de microprocessadores sofisticados capazes de coletar e analisar medições específicas de temperatura, se tornou possível desenvolver sistemas de detecção de *breakout* por análise térmica. Ainda segundo ele, a primeira referência de uso de termopares para a detecção de *breakout* é da patente japonesa número 51(1976)-151624 de 1976 (YAMAMOTO et al., 1985 apud EMLING, 2003).

Basicamente, pode-se dividir os sistemas de detecção de *breakout* baseados em monitoramento térmico em dois grandes tipos: adaptativos e não adaptativos, cabendo ainda algumas subdivisões dentro desses tipos.

Os não adaptativos são aqueles que não consideram as diferenças entre o comportamento da temperatura ao longo do molde para cada condição distinta de lingotamento. Eles são geralmente baseados em regras fixas, que determinam limiares fixos para determinar o acionamento de alarmes. Dentro desse tipo de sistema se pode citar o sistema de Yamamoto *et al.* (YAMAMOTO *et al.*, 1985 apud EMLING, 2003), no qual eram comparadas as temperaturas de dois planos adjacentes de termopares, se houvesse inversão de estado entre eles de uma certa magnitude, o alarme era disparado. Esse também é o tipo do sistema de detecção de Matsushita *et al.*, descrito na patente japonesa número 55(1980)-84259 (MATSUSHIDA *et al.*, 1988 apud EMLING, 2003). Nele, a lógica de disparo do alarme exigia a inversão de estados em um único par de termopares que fosse maior do uma amplitude fixada.

Esse tipo de sistema tem a vantagem de ser o mais simples, portanto o que tem o menor custo computacional, mas, em contrapartida, seu uso é mais restrito. O uso restrito é causado pelo fato de condições de lingotamento diferentes (tipo de aço, frequência de oscilação do molde, velocidade de lingotamento, etc.) gerarem comportamentos térmicos diferentes, que, conseqüentemente, irão causar *breakouts* com perfis térmicos diferentes (diferença de temperatura entre os níveis de termopares, velocidade de deslocamento do rompimento, etc.). Assim, esses tipos de sistemas obtêm melhores desempenhos em máquinas de lingotamento que sempre operam nas mesmas condições. Uma tentativa de melhoria desses sistemas é o cálculo dinâmico dos limiares de operação, que dá uma maior flexibilidade a eles. Mas, como os parâmetros dos cálculos são manualmente configurados no sistema de acordo com os critérios especificados para a operação da máquina, se a condição operacional mudar, a configuração deve ser refeita para se ajustar o sistema a essa nova condição. Este é o caso do antigo BDS das máquinas de lingotamento contínuo da Usina Intendente Câmara da Usiminas.

Os sistemas adaptativos podem ser divididos em dois subgrupos: os autoadaptativos e os não autoadaptativos. Os não autoadaptativos são aqueles que se adaptam à condição de lingotamento, só que essa condição deve ser previamente conhecida e as características que a determinam devem ser passadas como parâmetros de entrada ao sistema. Um exemplo de sistema desse tipo é o de Bhattacharya *et al.* (BHATTACHARYA *et al.*, 2004), que recebe o teor de carbono do aço que está sendo lingotado como entrada do sistema.

Eles são mais vantajosos em relação aos sistemas não adaptativos por permitirem uma maior flexibilidade do sistema, não se necessitando reconfigurá-los manualmente toda a vez que as condições operacionais mudam. A desvantagem desses sistemas é que eles têm

que ser retreinados toda a vez que uma nova condição de operação é imposta à máquina de lingotamento (novo tipo de aço introduzido no *mix* de produtos da aciaria, novo limiar de velocidade de lingotamento, etc.), além de necessitarem de um grande número de dados de diversas condições de lingotamento para serem treinados pela primeira vez.

Os sistemas autoadaptativos são aqueles que, por si só, conseguem determinar o comportamento térmico normal do aço, e assim, se adaptam a ele para determinarem os limites para o disparo do alarme, não necessitando que se conheça de antemão o tipo de aço. Este é o caso dos sistemas de detecção de *breakout* comerciais Martine da EBDS Engineering (CASTIAUX; ZULIANI, 2010) e MoldExpert da Siemens Vai (Siemens Vai, 2007). Este também é o caso do sistema desenvolvido neste trabalho.

Esse tipo de sistema é vantajoso, pois, como ele se adapta ao comportamento do aço por si só, o número de parâmetros que deve ser passado a ele se reduz. Além disso, ao treiná-lo, não é necessário especificar toda a condição de lingotamento para cada exemplo utilizado, basta passar toda a batelada de dados disponível, o que facilita bastante o treinamento dele. Como desvantagem, esse tipo de sistema pode não se mostrar tão otimizado como os sistemas não adaptativos ou como os não autoadaptativos, considerando uma condição de lingotamento específica.

A questão da diferenciação ou não de aços pelos sistemas de detecção de *breakout* é de suma importância, pois a composição química do aço, principalmente o teor de carbono, é um dos fatores que mais influencia o comportamento do aço durante o lingotamento, além da velocidade de lingotamento (BARCELLOS, 2007). Para o caso da Usiminas, a não diferenciação do aço pelo BDS era primordial, pois, na Usina Intendente Câmara, é permitido que o tipo de aço mude no decurso do lingotamento, não realizando paradas nele só para a troca do tipo de aço. Assim, o sistema devia se adaptar rapidamente a essa mudança. Além do mais, o tipo de aço que estava sendo lingotado não era uma informação disponível para o BDS, assim ele deveria adaptar-se por si só ao tipo de aço.

As lógicas para detecção de *breakout* utilizadas pelos BDS são das mais diversas. As mais simples verificam a inversão de estados entre termopares paralelos de níveis diferentes, que se passarem um certo limiar, disparam o alarme. Esta é a lógica utilizada nos sistemas de Yamamoto *et al.* (YAMAMOTO *et al.*, 1985 apud EMLING, 2003) e Matsushita *et al.* (MATSUSHIDA *et al.*, 1988 apud EMLING, 2003). As lógicas um pouco mais sofisticadas, baseando-se na curva característica de agarramento, utilizam a definição de limites de subida e descida para a temperatura, sendo que, se o limite superior de temperatura é ultrapassado e logo depois o limite inferior também é atingido, o alarme

é acionado. Esta, simplificada, era a lógica utilizada pelo antigo BDS das máquinas da Usina Intendente Câmara. Outras se baseiam na geração de modelos através da análise das componentes principais, e baseado no desvio entre o modelo e as medições efetuadas na máquina de lingotamento, o alarme é acionado ou não. Este tipo de lógica é utilizado pelo sistema de Zhang e Dudzic (ZHANG; DUDZIC, 2006).

Atualmente, as técnicas de inteligência computacional vêm sendo utilizadas largamente na detecção de *breakouts*. Vários sistemas são baseados em redes neurais, como é o caso dos BDS das usinas da Nippon Steel em Kimitsu e Yawata, ambas no Japão, e do sistema descrito pela patente japonesa número 5(1993)-327851 de 1993 (NAKAMURA; KODAIRA; HIGUCHI, 1996). Outros sistemas têm empregado a lógica *fuzzy*, como é o caso dos sistemas desenvolvidos por Bhattacharya *et al.* (BHATTACHARYA *et al.*, 2004), Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004), e Barcellos (BARCELLOS, 2008). É interessante destacar este último, pois ele utiliza uma abordagem diferente dos demais, ao invés de tentar detectar a curva característica de agarramento e em caso de detecção diminuir bruscamente a velocidade de lingotamento, nesse sistema é utilizada a lógica *fuzzy* para determinar a velocidade ideal de lingotamento, comparando com a real da máquina e reajustando-a caso necessário (BARCELLOS, 2008).

É difícil realizar uma comparação de desempenhos entre cada um dos tipos de sistemas de detecção de *breakout* e lógicas utilizadas por eles para determinar qual é a melhor combinação. Ao realizar uma comparação dessas, o primeiro ponto a considerar é que cada processo de lingotamento contínuo é diferente um do outro, logo, as necessidades e particularidades de cada um também são diferentes, o que pode fazê-lo demandar um sistema de detecção de *breakout* com características específicas. Dessa forma, um sistema mais simples pode ter um desempenho igual ou melhor do que um sistema mais complexo. O segundo ponto é que as siderúrgicas não divulgam os dados de seus lingotamentos, assim é difícil se realizar testes em vários sistemas com os mesmos dados a fim de compará-los. O terceiro e último ponto é que não basta avaliar somente se um sistema detecta corretamente os *breakouts*, mas também é necessário avaliar o número de alarmes falsos que ele gera. Isso é uma coisa bastante difícil, pois é necessário um grande número de dados de lingotamento, que nem sempre podem ser disponibilizados, e, quando os testes do sistema são feitos de forma *online*, nem sempre é possível verificar a veracidade de alarmes. Dessa forma, não é possível dizer de forma imediata se um sistema é melhor que um outro sem se observar esses três fatores e realizar a comparação sobre as mesmas condições, mas, mesmo assim, a resposta ficará restrita à planta em particular para a qual foi realizado o teste, podendo não ser válida para uma outra planta de lingotamento

contínuo. Para confirmar isso, todo BDS que vai ser instalado em uma certa máquina deve ser ajustado para os parâmetros daquela máquina em particular, não existindo BDS do tipo “*plug and play*”, sendo que alguns BDS comerciais permitem a incorporação de novos algoritmos de detecção, caso necessário.

3 Sistema de Detecção de Breakout

Neste trabalho, concentrou-se somente no problema de detectar *breakouts* ocasionados por agarramento. O motivo principal disso é que nas máquinas de lingotamento contínuo da Usina Intendente Câmara só ocorreram *breakouts* por agarramento, desse modo, todos os dados fornecidos pela Usiminas para o desenvolvimento do BDS apresentado neste trabalho eram referentes a *breakouts* desse tipo. Um outro bom motivo para se concentrar os estudos nesse tipo de *breakout* é que ele responde por 79% de todas as ocorrências de *breakout* no mundo (EMLING, 2003).

Como visto na subseção 2.2.3, o lingotamento contínuo é um processo complexo e não-linear que depende da interação de vários mecanismos termodinâmicos, mecânicos e químicos. A medição direta dos mecanismos diretamente envolvidos com a ocorrência do *breakout* por agarramento é ineficiente para a detecção, como é o caso da medição do atrito no molde que não possui um tempo de resposta suficientemente rápido, portanto medições indiretas desses mecanismos são utilizadas por serem mais eficientes, como é o caso do monitoramento térmico do molde por termopares. Só que outros mecanismos também interferem nessa medição indireta, fazendo com que a detecção de agarramentos seja um desafio de diferenciar entre o que realmente pode ou não representar um agarramento.

Além da tarefa de se medir e distinguir um agarramento, junta-se o fato de que não é possível construir um modelo físico-químico capaz de englobar todos os fenômenos termomecânicos que ocorrem dentro do molde de uma só vez (BARCELLOS, 2007). Como o agarramento também tem vários mecanismos distintos de formação, como detalhado na subseção 2.2.5, a construção de um modelo físico-químico único para englobar todos esses mecanismos também é inviável. Dessa forma, com a impossibilidade de trabalhar diretamente com modelos físicos-químicos, qualquer modelo para previsão de agarramento tem que ser obtido através dos dados históricos de ocorrências de *breakouts* por agarramento. Isso constitui um desafio, pois um mesmo modelo pode não ser eficiente para

qualquer máquina de lingotamento contínuo, pois cada uma delas opera com parâmetros operacionais diferentes. Assim, o que buscou-se neste trabalho foi gerar um método para a detecção de *breakout* flexível o suficiente para se ajustar às necessidades das máquinas da Usina Intendente Câmara, mas também que pode ser aplicado e particularizado para outras máquinas que funcionem com parâmetros de operação diferentes.

Como todo grande problema, para se conseguir construir o sistema de detecção de *breakout*, foi necessário reparti-lo em vários módulos, utilizando abordagens diferentes em cada módulo, para que, assim, um sistema funcional e flexível fosse obtido no final. Basicamente, o sistema de detecção de *breakout* desenvolvido possui três módulos: Analisador de Comportamento, Analisador de Novidade e Detector de Agarramento. A arquitetura do BDS desenvolvido, com a disposição e fluxo de comunicação entre os seus componentes, é mostrada na figura 3.1.

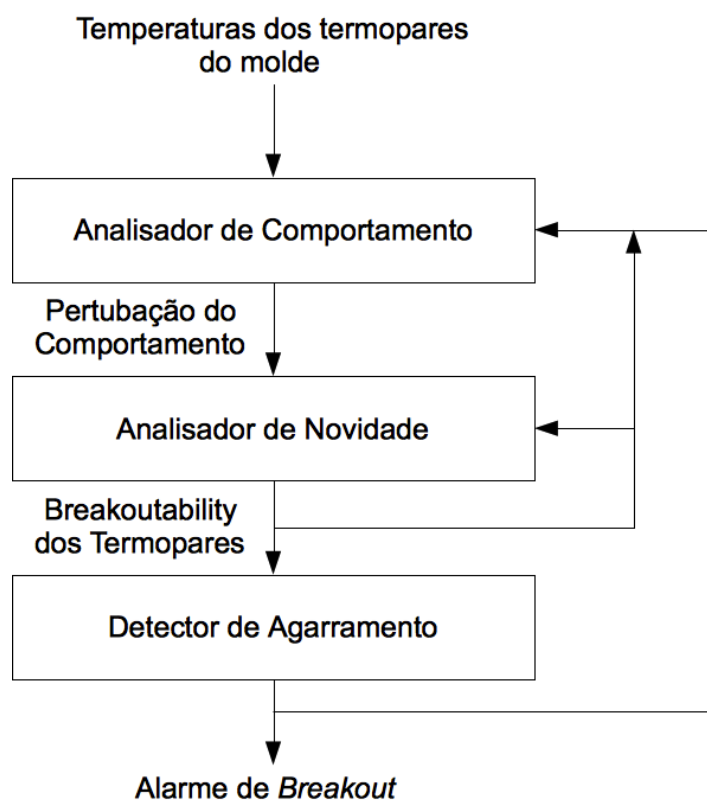


Figura 3.1: Arquitetura do BDS desenvolvido

Resumidamente, o que cada módulo faz é:

- o Analisador de Comportamento modela o comportamento normal de cada um dos termopares do molde e determina se cada nova amostra de temperatura deles é normal ou é uma novidade;

- o Analisador de Novidade verifica se uma série de amostras de temperatura de um dado termopar, consideradas como novidades pelo Analisador de Comportamento, é compatível com a curva característica de agarramento, se sim, em que ponto da curva essa série se localiza;
- o Detector de Agarramento determina se um certo comportamento observado ao longo dos termopares do molde caracteriza ou não um agarramento.

Nas próximas seções, a metodologia utilizada e o funcionamento de cada um dos módulos será detalhado.

3.1 Metodologia

3.1.1 Aprendizado de máquina

O aprendizado de máquina é um conjunto de técnicas aplicadas a programas computacionais que os tornam capazes de aprender com as experiências que eles vão adquirindo ao longo de seu funcionamento. Segundo Mitchell (MITCHELL, 1997), pode-se dizer que um máquina aprendeu através de uma experiência E em relação a uma classe de tarefas T e medida de performance P , se a sua performance nas tarefas em T , medida por P , melhorou com a experiência E . Segundo Nilsson (NILSSON, 1998), de forma geral, pode-se dizer que uma máquina aprende sempre que ela muda sua estrutura, programa ou dados, baseando-se em suas entradas ou em respostas a informações externas, de tal forma que sua expectativa é aumentar sua performance.

Como exemplo, pode-se citar os programas de gerenciamento de música que ao longo do tempo vão verificando as músicas mais escutadas pelo usuário e passam a sugerir listas automáticas baseadas nas músicas mais ouvidas, como músicas do mesmo gênero mais ouvido pelo usuário, podendo também recomendar, através da internet, músicas fora da biblioteca do usuário que estão sendo ouvidas por outros usuários.

Segundo Nilsson (NILSSON, 1998), é importante que máquinas tenham a capacidade de aprender pelas seguintes razões:

- Algumas tarefas não podem ser bem definidas a não ser por exemplos, ou seja, é possível especificar os pares de entradas e saídas, mas não uma relação concisa entre as entradas e as saídas desejadas. Dessa forma, é desejável obter uma máquina que seja capaz de ajustar a sua estrutura interna para produzir saídas corretas para um

grande número de exemplos de entradas e, adequadamente, formar sua função entre entrada e saída para aproximar a relação implícita nos exemplos.

- É possível que, escondidos entre grandes quantidades de dados, estejam importantes relacionamentos e correlações. Métodos de aprendizagem de máquina podem frequentemente ser utilizados para extrair esses relacionamentos, o que é conhecido como mineração de dados (*data mining*).
- Projetistas humanos muitas vezes produzem máquinas que não trabalham tão bem como o desejado nos ambientes em que elas são usadas. Na verdade, certas características do ambiente de trabalho podem não ser completamente conhecidas durante o tempo de projeto. Métodos de aprendizagem de máquina podem ser usados para a melhoria *in loco* dos projetos de máquinas existentes.
- A quantidade de conhecimento disponível sobre certas tarefas pode ser muito grande para serem processados explicitamente por humanos. Máquinas que adquiram esse conhecimento gradualmente podem ser capazes de extrair mais informações dele que os humanos.
- Ambientes que mudam o tempo todo. As máquinas que podem se adaptar a uma mudança de ambiente poderiam reduzir a necessidade de constantes reformulações.
- Novos conhecimentos sobre tarefas são constantemente descobertos por humanos. O vocabulário muda. Há um constante fluxo de novos eventos no mundo. A contínua reformulação de sistemas de inteligência artificial para incorporar novos conhecimentos é impraticável, mas métodos de aprendizagem de máquina podem ser aptos a acompanhar isso.

O estudo do aprendizado de máquina envolve uma série de outras disciplinas, devido à complexidade e abrangência desse tópico. Dentre as principais disciplinas que contribuem para o desenvolvimento dessas máquinas, pode-se citar a estatística, os modelos cerebrais, a teoria de controle adaptativo, os modelos psicológicos, a inteligência artificial e os modelos evolucionários (NILSSON, 1998). Devido a esta grande interface com diferentes áreas de conhecimento, diferentes métodos baseados em diferentes paradigmas são utilizados para realizar o aprendizado de máquina, sendo alguns mais indicados para certas finalidades do que outros.

As questões básicas para o projeto de uma máquina com aprendizado são:

1. O que vai ser aprendido?
2. De onde vai ser aprendido?
3. Como vai ser aprendido?
4. Como o conhecimento vai ser representado?
5. Como vai ser medida a performance do aprendizado?

Definir o que vai ser aprendido pela máquina é primeira coisa que deve ser feita para iniciar o projeto dela, pois dessa definição dependerão todas as outras. É neste momento que se define se a máquina deve encontrar a relação entre os dados de entrada e saída, se ela irá classificar os dados ou se irá buscar padrões entre os dados, etc.

A segunda etapa é definir a fonte de conhecimento para a máquina. Esta escolha deve ser feita com cuidado, pois pode definir o sucesso ou o fracasso do aprendizado (MITCHELL, 1997). É importante verificar a representatividade dos exemplos que serão utilizados para treinar a máquina. Um conjunto não representativo pode gerar um conhecimento pobre da máquina, afetando negativamente a sua performance.

Definido o que e de onde a máquina vai aprender, vem a questão de como aprender. A forma como um conhecimento será adquirido está diretamente ligada com as experiências que serão passadas a ela. Um sistema pode ser treinado através de exemplos diretos, ou a informação pode ser obtida de forma indireta. Como exemplo, pode-se citar uma máquina desenvolvida para aprender a jogar xadrez. Ela pode aprender apresentando-se a ela estados do tabuleiro de jogo (peças e suas respectivas posições) e o correto movimento para cada um desses estados, o que seria a forma direta. Uma outra forma seria fornecer a ela a sequência de movimentos de vários jogos e o resultado final de cada um deles, assim a informação sobre a correção de movimentos específicos do jogo pode ser inferida indiretamente do fato do jogo ter sido ganho ou não. Geralmente, treinar máquinas de forma direta é mais fácil do que de forma indireta, pois a obtenção da correção de um certo conhecimento inferido indiretamente de um resultado final pode ser um problema particularmente difícil (MITCHELL, 1997).

Aqui cabe entrar no mérito do aprendizado indutivo e dedutivo. O aprendizado indutivo busca encontrar uma regra geral para o conceito a ser aprendido a partir de um dado conjunto de exemplos (NICOLETTI, 1994), representando de certa forma o aprendizado de forma direta. O aprendizado dedutivo busca, a partir de um conhecimento mais geral, uma conclusão em particular, representando de certa forma o aprendizado de

forma indireta. De maneira geral, o processo indutivo se concentra nas conclusões para generalizar e o processo dedutivo se concentra nas relações para concluir. Há ainda o aprendizado transdutivo, que é uma alternativa ao aprendizado indutivo. Nele, a tentativa de generalização do conceito através de uma regra geral é deixada de lado, sendo que as predições para o conceito são realizadas pela relação direta dele com os padrões anteriormente observados (SILVA, 2008).

Além disso, deve ser observada a questão do controle dos exemplos que serão fornecidos à máquina quanto às respostas obtidas por ela para cada um deles, ou seja, o paradigma de aprendizagem. Se há controle dos exemplos, se diz que o aprendizado é supervisionado, pois existe uma entidade (supervisor) que dirá a máquina se a resposta obtida por ela está correta ou não. Neste tipo de aprendizado, já se conhece de antemão as respostas esperadas para as experiências que serão passadas para a máquina. Se não há controle dos exemplos, se diz que o aprendizado é não-supervisionado, pois a máquina por si só deve determinar as saídas para as experiências apresentadas a ela, já que, para essas experiências, não são conhecidas previamente as respostas esperadas. Há ainda o caso no qual parte dos exemplos é controlado e parte não é, ou seja, se conhece a resposta esperada da máquina para parte dos exemplos disponíveis e não se conhece para outra. Para este caso, se diz que o aprendizado é semi-supervisionado, pois a máquina irá atribuir respostas para os exemplos em que elas não são conhecidas a partir do conhecimento obtido através dos exemplos em que as respostas são conhecidas. A última forma de controle dos exemplos é caracterizada pela reação que o ambiente dá à resposta obtida pela máquina. Nela, as respostas esperadas para as experiências não são conhecidas previamente, assim, a máquina, por si só, define as respostas para as experiências passadas a ela e recebe a reação do ambiente como realimentação (RIBEIRO, 1999). Se a resposta do ambiente for favorável, há um reforço da resposta que foi obtida por ela, contribuindo para que essa resposta permaneça inalterada em uma próxima aparição do exemplo, mas se a resposta do ambiente for negativa, a resposta obtida por ela sofre um demérito, sofrendo uma alteração em uma próxima aparição desse exemplo.

A forma como os exemplos são apresentados à máquina também é importante. Eles podem ser apresentados de forma incremental ou não. Na forma incremental, um exemplo é apresentado por vez à máquina, e ela se ajusta a esse exemplo (NILSSON, 1998). O processo vai seguindo até que todos os exemplos tenham sido apresentados. Na forma não-incremental, o conjunto de entradas é todo apresentado e utilizado de uma só vez para ajustar a máquina, mas, alternativamente, o conjunto pode ser apresentado várias vezes à máquina até que esta atinja um desempenho aceitável (NILSSON, 1998). O que

é importante observar é que, na forma incremental, a ordem em que os dados são apresentados à máquina é de suma importância, pois podem levá-la a apresentar tendências em favor de um certo subconjunto de dados. Já na forma não-incremental, como os dados são todos utilizados de uma só vez, a ordem de apresentação não importa.

Passando à questão da forma como o conhecimento será representado, ela dependerá de todas as definições anteriores. Se o objetivo é definir a relação entre a entrada e a saída de um sistema, talvez a melhor escolha seja representar o conhecimento através um conjunto de funções. Se quer-se conhecer a estrutura de um certo conjunto de dados do qual se têm poucas informações, talvez deva ser analisada a utilização de alguma representação estatística, como média e desvio padrão, ou alguma outra medida de dispersão, por exemplo, limites máximos e mínimos. Se o problema é de reconhecimento de padrões, talvez a melhor representação seja uma matriz. Ainda há outras formas de representar o conhecimento como funções lógicas, sistemas *fuzzy*, etc., cada uma apresentando vantagens em certas aplicações.

Para finalizar, depois de treinar a máquina, é importante medir a sua performance, que indicará o quão bem ela assimilou um certo conhecimento. A avaliação pode ser feita em duas fases: uma com o próprio conjunto de exemplos utilizado para treinar a máquina e uma com um conjunto de validação. Na primeira fase, avalia-se o comportamento da máquina em relação ao treinamento ao qual ela foi submetido, ou seja, o quão próximo ela conseguiu chegar das respostas esperadas para cada um dos exemplos de treinamento apresentados a ela. Na segunda fase, a máquina é submetida a uma validação do seu treinamento, exemplos não contidos no conjunto de treinamento são apresentados a ela, e então, ela é avaliada quanto à resposta esperada para esses exemplos, simulando assim o ambiente no qual a máquina irá operar.

A máquina pode apresentar um ótimo desempenho na avaliação do treinamento e ter um péssimo desempenho na validação. Isso pode ser reflexo de uma má escolha do conjunto de teste, que pode ter privilegiado um certo aspecto do conceito a ser aprendido em detrimento de outros. O contrário também pode ocorrer, um péssimo desempenho no conjunto de treinamento e um ótimo desempenho no conjunto de validação, que, da mesma forma, pode representar uma má escolha do conjunto de validação. Tanto o conjunto de exemplos para o treinamento da máquina quanto o para validação, devem ser cuidadosamente escolhidos, de forma que eles sejam representativos e abrangam todo o universo dentro do qual a máquina deverá trabalhar.

A medida de performance a ser utilizada irá depender do tipo de problema ao qual o

aprendizado de máquina será aplicado. No caso de máquinas que trabalharão com problemas de regressão, uma medida de desempenho comumente utilizada é o erro quadrático médio. Para máquinas que trabalharão com problemas de classificação, geralmente se utiliza a taxa de acertos ou de erros de classificação como medida de performance. Para clusterização de dados, geralmente se avalia a coesão e a separação dos *clusters* formados. Para outros tipos de problemas, outras medidas são utilizadas.

3.1.2 Autômatos Finitos

Os autômatos finitos são máquinas que só podem conter uma quantidade finita e limitada de informação a qualquer momento (GUEDES, 1999). A informação é representada por um estado da máquina, e existe somente um número finito desses estados. Cada estado de um autômato guarda as informações sobre as entradas passadas, mas somente as necessárias para definir o próximo estado. A função básica de um autômato finito é reconhecer cadeias específicas de símbolos ou valores.

Segundo Palazzo (PALAZZO, 2008), os autômatos finitos podem ser vistos como máquinas compostas de três partes: Fita, Unidade de Controle e Programa. A fita seria o dispositivo que contém a informação a ser processada. A unidade de controle seria responsável por refletir o estado atual da máquina e por ler o conteúdo da fita. Essa unidade só pode assumir um número finito e pré-definido de estados. Por fim, o programa, ou função de transição, determina o estado da máquina dada uma nova leitura da fita.

Pode-se definir formalmente um autômato finito como (PALAZZO, 2008):

$$M = (\Sigma, Q, \delta, q_0, F) \quad (3.1)$$

onde:

M é o autômato;

Σ é o alfabeto de símbolos de entrada;

Q é o conjunto finito e não vazio de estados possíveis do autômato;

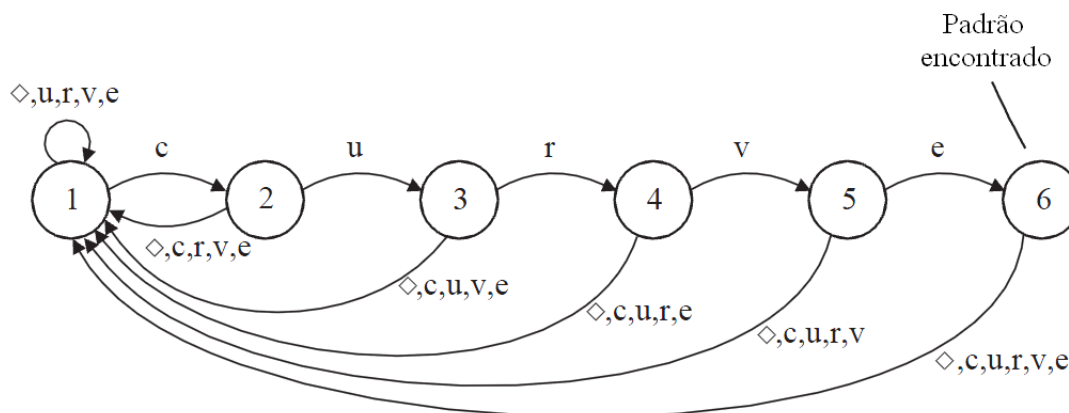
δ é a função programa ou função de transição;

q_0 é o estado inicial do autômato tal que $q_0 \in Q$;

F é o conjunto de estados finais tais que $F \subseteq Q$.

Um autômato finito pode ser representado como um grafo orientado finito, como o

mostrado na figura 3.2. O autômato dessa figura têm a função de reconhecer a palavra “curve”.



Fonte: (KEMPF; ADAMY, 2004) (adaptado)

Figura 3.2: Autômato finito para o reconhecimento da palavra “curve”

Na representação dos autômatos por grafos, os nós representam os estados e as transições com seus respectivos sentidos são indicadas pelas setas entre os nós. Em algumas representações, o estado inicial do autômato é indicado por uma seta que aponta para ele, e os estados finais são representados por nós com círculos duplos.

Há dois tipos de autômatos finitos: os determinísticos e os não determinísticos. Os determinísticos são os autômatos nos quais a função de transição determina precisamente o próximo estado a ser assumido pelo autômato, dado o estado em que ele se encontra e a entrada lida, ou seja, para cada combinação estado-entrada há somente um estado a ser assumido. Já os não determinísticos são autômatos cuja função de transição não necessita determinar exatamente qual deve ser o próximo estado do autômato, ou seja, ela pode fornecer um conjunto de estados que podem ser assumidos, sendo que esse conjunto pode ser vazio ou ter um número positivo de elementos. Desse modo, para um autômato finito determinístico, uma certa cadeia é reconhecida se o último estado atingido é o final, e, para o não determinístico, uma cadeia é reconhecida se existe uma sequência de escolhas tal que o último estado atingido é o final. Essa existência de vários caminhos nos autômatos finitos não determinísticos abre a possibilidade de escolhas erradas de caminhos pela função de transição que não levem ao estado final, mas, segundo Guedes (GUEDES, 1999), isso não é um problema para a aceitação de uma cadeia, porque continua existindo um caminho certo.

Formalmente, para um autômato finito determinístico, a função de transição é definida

como:

$$\delta : Q \times \Sigma \rightarrow Q \quad (3.2)$$

e para um autômato finito não determinístico, a função de transição é definida como:

$$\delta : Q \times \Sigma \rightarrow 2^Q \quad (3.3)$$

onde 2^Q é o conjunto potência de Q , o conjunto de todos os subconjuntos de Q .

Existe uma equivalência entre os autômatos finitos determinísticos e não determinísticos para o reconhecimento de cadeias. Isso significa que, para todo autômato finito determinístico, existe um não determinístico que é capaz de reconhecer o mesmo conjunto de cadeias e vice-versa. A prova dessa equivalência pode ser encontrada nos trabalhos de Guedes (GUEDES, 1999) e de Palazzo (PALAZZO, 2008).

3.1.3 Trabalhos Relacionados

Esta seção dedica-se a descrever alguns detalhes de outros trabalhos que contribuíram para o desenvolvimento deste trabalho. Basicamente vai-se destacar o trabalho de Bhattacharya *et al.* (BHATTACHARYA *et al.*, 2004) e o de Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004).

No trabalho de Bhattacharya *et al.* (BHATTACHARYA *et al.*, 2004) é descrito um BDS baseado em lógica *fuzzy* para detectar *breakouts* por agarramento, quebra e pele fina através do monitoramento térmico do molde através de termopares. Cada um desses tipos de *breakout* é detectado por um módulo *fuzzy* diferente dentro do sistema que funcionam em paralelo.

Cada um desses módulos busca reconhecer os padrões de cada um dos tipos de *breakouts* conforme o descrito na subseção 2.2.6.2, recebendo para isso diferentes entradas. O módulo de detecção de agarramento recebe como entradas o percentual de carbono do aço, a amplitude da elevação da temperatura e o gradiente temporal da temperatura, esses últimos dois para cada um dos termopares do molde. O módulo de quebra recebe como entradas a amplitude do declive da temperatura, a velocidade de lingotamento e a porcentagem de carbono do aço. O último módulo, o de pele fina, recebe como entradas a diferença entre a temperatura média instantânea e a “temperatura padrão”, a velocidade

de lingotamento, a porcentagem de carbono do aço e a posição vertical do termopar. A “temperatura padrão” é a temperatura normal de lingotamento, que é função dos parâmetros de lingotamento (velocidade de lingotamento, composição do aço, temperatura de vazamento do aço, etc.) e varia suavemente ao longo do tempo. Essa “temperatura padrão” é obtida através de um agente inteligente que aprende as características do lingotamento e vai se adaptando aos transientes do lingotamento de forma a gerar continuamente um valor de “temperatura padrão”. Esse agente inteligente é uma máquina que realiza um aprendizado, mas está restrita ao módulo de pele fina.

Como se percebe, o teor de carbono do aço está presente como entrada em todos os módulos desse sistema, o que o caracteriza como um sistema adaptativo. Além disso, a velocidade, como segundo fator de principal influência no comportamento do lingotamento (BARCELLOS, 2007), também está presente como entrada nos módulos de quebra e de pele fina para a adaptação do sistema. É interessante notar que o módulo de pele fina, apesar de possuir o teor de carbono e a velocidade de lingotamento como entradas para adaptação, ainda necessita do agente inteligente para determinar a “temperatura padrão” do sistema. Isso mostra que ainda há outros fatores que influenciam o lingotamento, além do teor de carbono do aço e da velocidade de lingotamento, e que podem ser monitorados através de uma máquina com aprendizado.

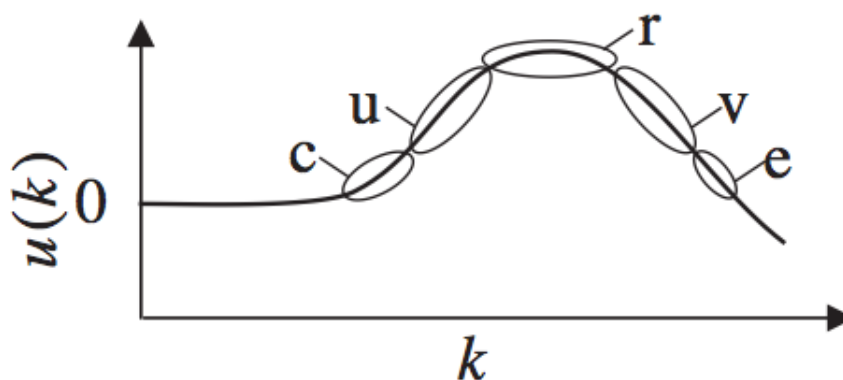
Para realizar o disparo do alarme, o sistema de Bhattacharya *et al.* (BHATTACHARYA *et al.*, 2004) utiliza uma medição denominada *breakoutability*. O *breakoutability* é uma escala linear contínua no tempo que mapeia a tendência de ocorrência do *breakout*. As saídas dos módulos do sistema são o valor de *breakoutability* para cada um dos tipos de *breakout* que eles detectam, logo, são eles que transformam a distribuição espacial e temporal das temperaturas no molde em *breakoutability*. Além disso, os módulos fornecem a localização do ponto no molde com o maior *breakoutability*. Essas saídas são analisadas por um analisador de *breakoutability* que determinará qual dos módulos está com o maior *breakoutability*, determinando assim o tipo de *breakout* e localização dele. Essas informações são passadas como entradas para um módulo controlador da velocidade de lingotamento, que irá comandar as mudanças necessárias.

O sistema de Bhattacharya *et al.* (BHATTACHARYA *et al.*, 2004) foi instalado em paralelo com o sistema previamente existente nas máquinas de lingotamento da Tata Steel e testado durante dois meses, nos quais os alarmes gerados por ele foram analisados. Durante esses dois meses, somente o sistema previamente existente atuava sobre a velocidade das máquinas; os alarmes do sistema de Bhattacharya *et al.* geravam apenas inspeções nas

placas correspondente para verificação da validade do alarme. Pelas comparações feitas por eles, o sistema teve um bom desempenho e uma diminuição significativa de alarmes falsos em comparação com o sistema previamente existente.

No trabalho de Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004) é proposto um sistema de detecção de *breakout* por agarramento através do monitoramento térmico do molde com termopares baseado em sistemas *fuzzy* recorrentes. Resumidamente, eles propõem um autômato finito determinístico para o reconhecimento da curva padrão de agarramento utilizando sistemas *fuzzy*.

Para tornar possível a construção de um autômato, Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004) dividiram a curva característica de agarramento em cinco regiões, cada uma apresentando características próprias quanto às suas componentes principais, e atribuíram rótulos a cada uma delas. Como componentes principais, eles utilizam os próprios valores de temperatura ($u(k)$) da série temporal de leituras dos termopares e as diferenças entre os valores de temperatura no instante atual e no instante imediatamente anterior a ele ($\Delta u(k) = u(k) - u(k-1)$). A divisão da curva característica do agarramento é apresentada na figura 3.3, e as características referentes a cada uma delas são apresentadas na figura 3.4.

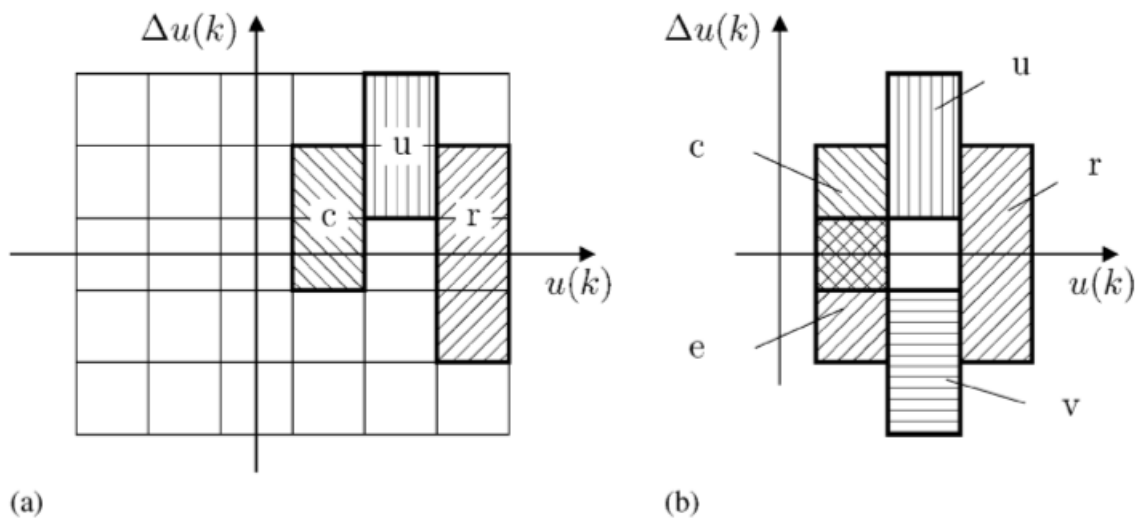


Fonte: (KEMPF; ADAMY, 2004)

Figura 3.3: Divisão e rotulação da curva característica de agarramento em cinco regiões distintas

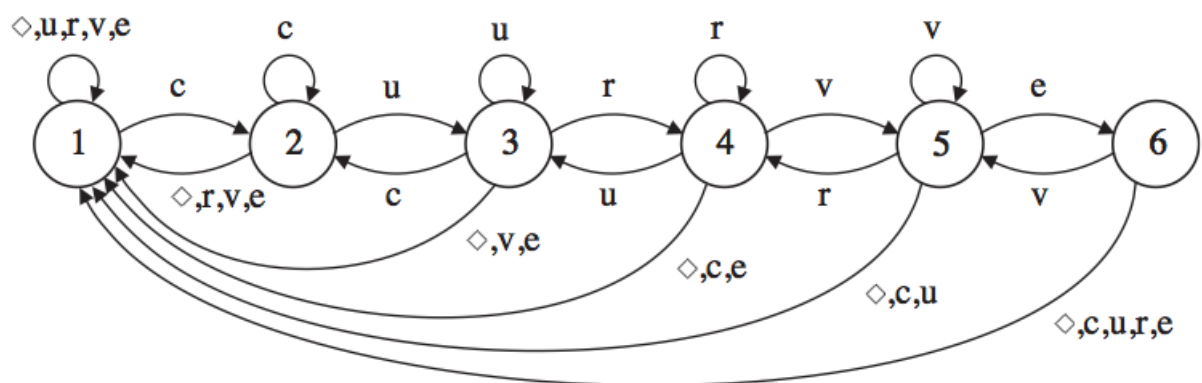
O autômato proposto por Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004) para o reconhecimento da curva característica de agarramento, baseado em sua divisão da curva característica de agarramento, é mostrada na figura 3.5.

Pode-se perceber que o autômato proposto por eles prevê a possibilidade de transição bilateral entre regiões adjacentes, ou seja, se uma certa série de dados leva à uma dada



Fonte: (KEMPF; ADAMY, 2004)

Figura 3.4: Características das componentes principais de cada uma das regiões da curva característica de agarramento



Fonte: (KEMPF; ADAMY, 2004)

Figura 3.5: Autômato para a detecção da curva característica de agarramento de Kempf e Adamy

região, o autômato pode voltar para a região adjacente anterior a ela, ou ir para a região adjacente posterior a ela. Além disso, ele prevê também a permanência em um mesmo estado do autômato, caso o rótulo lido seja o mesmo que o levou àquele estado. Para exemplificar, o autômato é capaz de reconhecer a sequência 'curve', a sequência 'ccuuurrrrve' ou a sequência 'cucururvrve' como sendo curvas características de agarramento. Só que não é permitido que o autômato pule entre regiões não adjacentes. Assim, a sequência 'crve' não é reconhecida como uma curva característica de agarramento.

O motivo de se permitir a transição bilateral entre os estados do autômato é a mini-

mização de erros de classificação nas regiões de transição entre as curvas devido a ruídos dos sinais de temperatura, evitando assim o *reset* indevido do autômato. Assim, pequenos ruídos seriam absorvidos pelo autômato, sem prejudicar o reconhecimento final da sequência. Ele também permite a permanência do autômato em um mesmo estado, dado que foi lido o rótulo referente a esse estado em sequência e mais de uma vez, pelo fato de que a curva característica de agarramento, e conseqüentemente suas regiões, possuem duração variável, dependendo das características de lingotamento durante o desenvolvimento do agarramento. A ideia de não permitir o pulo entre regiões da curva visa garantir que variações bruscas demais na temperatura, caracteristicamente atribuídas a ruídos, não se confundam com a curva característica de agarramento, e assim, não sejam gerados alarmes falsos.

O sistema de Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004) se baseia na construção de conjuntos *fuzzy* que definam as características das componentes principais em cada região da curva característica de agarramento. O funcionamento do sistema *fuzzy* como um autômato se dá pelo estabelecimento das regras nebulosas que irão orientá-lo, e pela utilização da localização na curva de agarramento tanto como entrada, quanto como saída do sistema. Não se ateará aqui a detalhar a definição dos conjuntos nebulosos e nem das regras, pois não é o foco deste trabalho. O trabalho de Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004) pode ser consultado para a obtenção de mais detalhes.

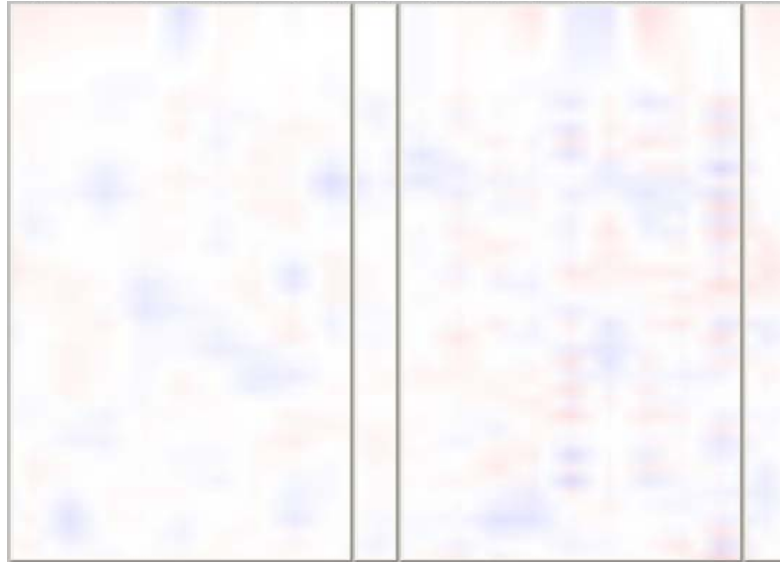
O sistema de Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004) é baseado no sistema de predição de *breakout* comercial “B.O.P.S.”, que, segundo eles, vem sendo usado com sucesso há vários anos em máquinas de lingotamento contínuo em plantas na África do Sul, Índia e Alemanha.

Ao longo desse capítulo, as contribuições de cada um dos trabalhos apresentados nesta subseção serão detalhadas.

3.2 Analisador de Comportamento

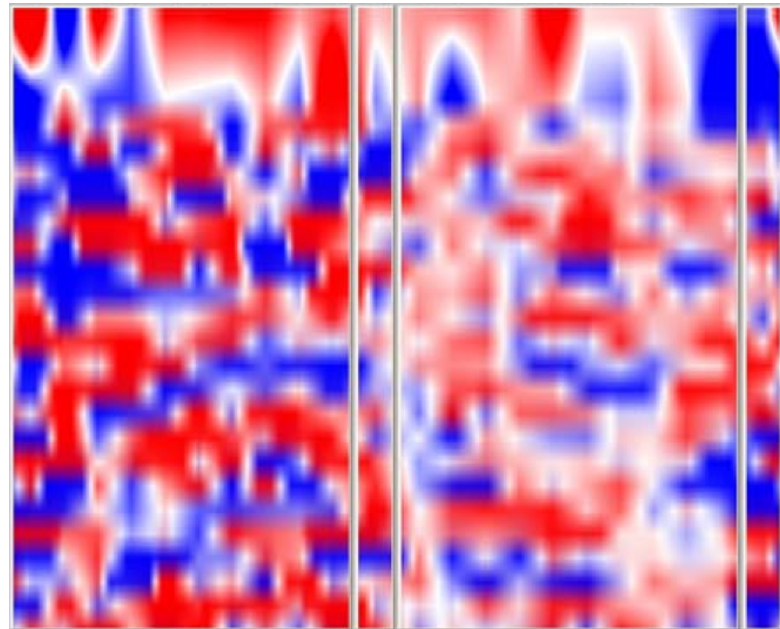
Como foi visto na subseção 2.2.4, para cada condição operacional diferente, o comportamento térmico do molde também será diferente. Os fatores que mais influenciam nessa condição são o tipo de aço e a velocidade de lingotamento (BARCELLOS, 2007). Além disso, esse comportamento varia com o tempo, sendo, portanto, dinâmico e podendo variar bruscamente entre um lingotamento e outro. As diferenças entre o comportamento térmico normal de dois tipos de aços diferentes pode ser vistas nos termogramas das figu-

ras 3.6 (aço não peritético) e 3.7 (aço peritético), onde as regiões vermelhas representam as áreas quentes (temperaturas acima da média) e as azuis as áreas frias (temperaturas abaixo da média).



Fonte: (CASTIAUX; GRUENZNER, 2009) (Adaptado)

Figura 3.6: Termograma do molde durante o lingotamento em condições normais de um aço não peritético



Fonte: (CASTIAUX; GRUENZNER, 2009) (Adaptado)

Figura 3.7: Termograma do molde durante o lingotamento em condições normais de um aço peritético

A definição do comportamento normal do aço durante o lingotamento contínuo é importante, pois todo o agarramento se caracteriza como um comportamento anormal. Assim, definir o comportamento normal do lingotamento do aço é uma grande parte da solução do problema, pois, feito isso, restará somente analisar o comportamento anormal para verificar se ele corresponde ou não a um agarramento. Além disso, dada a característica dinâmica do processo, essa definição do comportamento normal deve mudar continuamente, a fim de se ajustar às condições de lingotamento que também variam. Para dar um exemplo de como essa mudança de conceito do comportamento normal é importante, se for utilizado o mesmo modelo de comportamento normal do aço não peritético para o aço peritético, provavelmente o comportamento normal do aço peritético será confundido com um agarramento, dado que oscilações de temperatura para o aço peritético são consideradas normais, o que não ocorre para aço não peritéticos. A figura 3.8 mostra um exemplo de um gráfico da distribuição das componentes principais da temperatura de um termopar do molde em um lingotamento no qual ocorreu um agarramento, no qual se vê claramente a separação entre a região de comportamento normal (bolas azul) e a de agarramento (xis vermelhos).

Como não há modelos físico-químicos capazes de englobar todos os fenômenos envolvidos na transferência de calor dentro do molde (BARCELLOS, 2007), e assim, definir o que seria o comportamento térmico normal do molde, e, mesmo se houvesse, talvez o custo computacional desses modelos os tornaria inviáveis para serem utilizados, o mais viável é extrair a informação sobre o comportamento normal das próprias informações coletadas pelos termopares dispostos no molde. Pode-se pensar na possibilidade de utilizar modelos físico-químicos simplificados, só que isso aumenta a probabilidade de alarmes falsos, pois, fenômenos não englobados no modelo podem interferir na temperatura do molde, fazendo-o confundir um comportamento normal com um anormal e, por consequência, confundir esse falso comportamento anormal com um agarramento. E mesmo um modelo simplificado, pode ter um alto custo computacional, devido à complexidade do processo de lingotamento contínuo, juntando-se ainda o fato de que algumas das informações de entradas necessárias para o modelo podem não estar disponíveis para o BDS, como é o caso do fluxo de entrada de pó fluxante no molde, cuja colocação no molde ainda é feita de forma manual em algumas usinas siderúrgicas. Além disso, a questão da flexibilidade do modelo também deve ser considerada. Um modelo extraído diretamente dos dados vindos dos termopares é muito mais flexível do que um modelo físico-químico, pois os ajustes nele são muito mais simples de serem feitos, o que representa uma grande vantagem, dada a natureza dinâmica do processo de lingotamento contínuo.

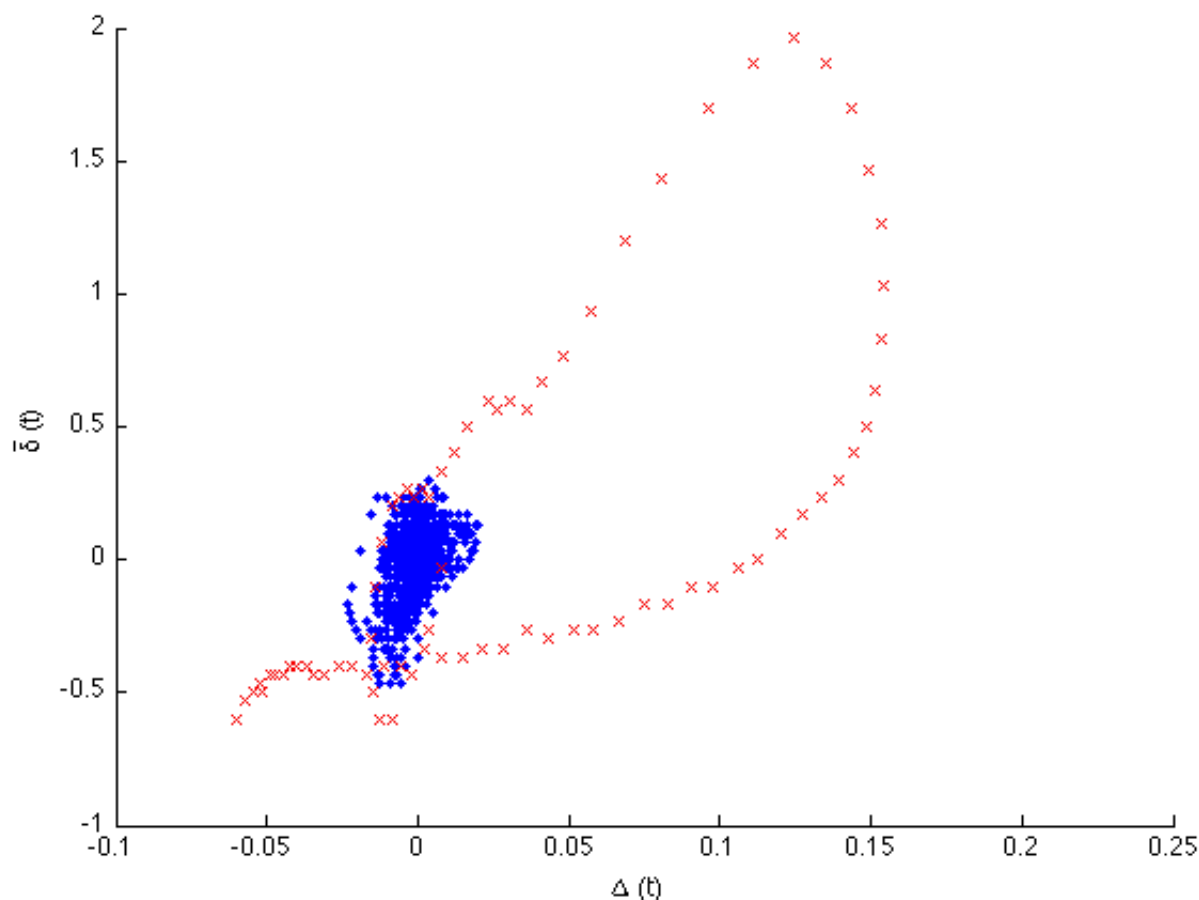


Figura 3.8: Distribuição das componentes principais de temperatura em um lingotamento no qual ocorreu um agarramento

Em vista das razões dispostas anteriormente, criou-se o Analisador de Comportamento, cuja função é gerar um modelo do comportamento térmico normal do molde durante o lingotamento a partir das informações de temperatura vindas dos termopares localizados nele. De posse desse modelo, se pode, então, distinguir o que seria um comportamento térmico normal e um comportamento térmico anormal do molde.

A primeira etapa para começar a se determinar um modelo para o comportamento térmico do molde é definir as componentes principais das curvas de temperatura vinda dos termopares. Os dados vem em forma de uma série temporal, já que as temperaturas são lidas dos termopares de forma periódica. O antigo BDS das máquinas de lingotamento contínuo da Usina Intendente Câmara usava, como componentes principais, a média da temperatura e a derivada dela em relação ao tempo para gerar os limites de temperatura utilizados na detecção. O sistema proposto por Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004) utiliza o próprio valor da temperatura e a derivada dela. O sistema de Bhattacharya et al. (BHATTACHARYA et al., 2004) utiliza a amplitude da elevação da temperatura

e o gradiente temporal dela, além do teor de carbono, como entradas do módulo de detecção de agarramento. Pode se observar que, de uma forma ou outra, esses sistemas utilizam uma medida de desvio da temperatura medida em relação à que seria a normal do sistema e a derivada da série temporal das temperaturas lidas dos termopares para realizar a detecção do agarramento. Deste modo, utilizando a mesma estratégia dos sistemas citados, decidiu-se analisar os dados da série temporal utilizando estas duas componentes principais: o desvio da temperatura medida em relação à considerada normal e a derivada da temperatura medida.

A segunda etapa é, definidas as componentes principais, realizar a inicialização do modelo com base nessas componentes, e então, realizar a sua atualização periódica de acordo com critérios definidos previamente.

A terceira etapa é verificar se um novo comportamento dado pelas medições de temperatura vindas dos termopares pertence ou não ao comportamento térmico definido como normal.

Nas próximas subseções serão detalhados os passos necessários para a realização dessas três etapas.

3.2.1 Modelos Para o Cálculo da Previsão da Temperatura Normal

Há várias formas de se obter a temperatura que se consideraria normal para cada ponto do molde através dos dados vindos dos termopares. Esse problema resume-se na questão de, dada uma série temporal de temperaturas, como prever o próximo valor “normal” que seria esperado para ela. O valor real da temperatura normal não é conhecido, por isso os modelos para previsão dela são necessários. Aqui cabe ressaltar que variações normais no comportamento térmico do molde ocorrem de forma lenta e gradual, já variações devido a um agarramento ocorrem de forma rápida e brusca, e que a temperatura normal não é necessariamente a temperatura instantânea dos termopares. Assim, um modelo cujas previsões mais se aproximem dos valores instantâneos das temperaturas medidas pelos termopares pode não ser o que fornece as melhores previsões da temperatura normal. Esse comportamento deverá ser levado em conta na forma como a previsão será feita, pois se ela considerar um histórico muito pequeno de medições ou privilegiar excessivamente as medições mais recentes em relação à medições mais antigas, a previsão pode apresentar variações muito bruscas, ficando sempre muito próxima das medições instantâneas de temperatura, tornando impossível diferenciar o comportamento do agarramento. A situa-

ção contrária também é problemática, considerar um histórico muito grande ou privilegiar excessivamente medições muito antigas, pode fazer com que a previsão de temperatura fique sempre distante da temperatura instantânea mesmo durante condições normais de lingotamento, fazendo com que aumente a probabilidade de um comportamento normal ser tomado com um comportamento de agarramento.

Levando em conta as questões levantadas no parágrafo anterior, deve-se criar um modelo para extrair o comportamento normal da série temporal de amostras vindas dos termopares. Esse modelo não deve considerar em demasia comportamentos muito antigos e nem comportamentos muito recentes das temperaturas, possibilitando assim o ajuste automático dele às mudanças normais de comportamento. Assim, comportamentos antigos devem ser esquecidos e comportamentos novos devem ser aprendidos com uma certa dose de moderação. Para que comportamentos antigos sejam esquecidos, utilizou-se a estratégia de janelas deslizantes, neste trabalho denominadas como janelas de análise. Dessa forma, só um certo número de amostras é analisado de cada vez para gerar a previsão de temperatura normal. Esta estratégia permite que os dados antigos sejam substituídos pelos novos ao longo do tempo, fazendo com que os comportamentos mais antigos sejam esquecidos, não interferindo mais no cálculo da previsão e não ocupando espaço desnecessário na memória do sistema. Por utilizar toda a janela de dados para o cálculo da previsão, dados de um novo comportamento ficarão mesclados com os dados de comportamentos antigos até que os dados do novo comportamento ocupem toda a janela de análise. Duas escolhas tiveram de ser feitas para determinar o funcionamento da janela e da previsão feita através dela: a primeira se refere à substituição das amostras dentro da janela e a segunda ao peso que seria atribuído a cada uma dessas amostras. Quanto a substituição das amostras na janela de análise, definiu-se que todas as novas amostras de temperatura que fosse adquiridas pelos termopares substituiriam as amostras mais antigas dentro da janela de análise, sem nenhum atraso entre a aquisição das amostras e sua incorporação na janela de análise. Quanto ao peso de cada amostra, definiu-se que todas as amostras da janela possuiriam o mesmo peso, ou seja, elas influenciariam igualmente a previsão de temperatura obtida através delas.

Dadas essas definições, o tamanho escolhido para a janela de análise irá influenciar diretamente na questão do quão sensível será a previsão às variações das novas amostras e à taxa de esquecimento de comportamentos antigos. Não há uma fórmula analítica para calcular o tamanho ideal da janela. Ele irá depender dos parâmetros e condições operacionais de cada processo de lingotamento contínuo em particular, sendo possível determiná-lo através de testes com dados reais do processo, como foi feito neste trabalho.

Além disso, o tamanho ideal da janela de análise pode variar de acordo com o método de determinação da previsão de temperatura normal.

Neste trabalho foram avaliados quatro modelos para se determinar a previsão de temperatura normal de cada termopar do molde: autorregressivo linear, transformada de Fourier, média móvel e regressão linear múltipla.

3.2.1.1 Modelo Autorregressivo Linear

Os modelos autorregressivos lineares (AR) são bastante conhecidos no estudo de previsão de séries temporais. Eles consistem em determinar o próximo valor de uma série diretamente dos n valores anteriores dessa série, conforme a equação 3.4 (MUELLER, 1996). Dessa forma, o modelo autorregressivo é dito de ordem n e denominado por AR(n).

$$x(t) = \phi_1 x(t-1) + \phi_2 x(t-2) + \dots + \phi_n x(t-n) + e(t) \quad (3.4)$$

Onde:

$x(t)$ é o valor da série temporal no instante t ;

$\phi_1, \phi_2, \dots, \phi_n$ são os parâmetros do modelo;

$e(t)$ é o erro aleatório não explicado pelo modelo.

Para este trabalho, considerou-se que a média de $e(t)$ é zero. Assim, para determinar o valor dos parâmetros do sistema, necessita-se de n equações. Escrevendo a equação 3.4 de forma matricial para $x(t), x(t-1), \dots, x(t-n+1)$ obtêm-se a equação 3.5.

$$\begin{bmatrix} x(t) \\ x(t-1) \\ \vdots \\ x(t-n+1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x(t-1) & x(t-2) & \dots & x(t-n) \\ x(t-2) & x(t-3) & \dots & x(t-n-1) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ x(t-n) & x(t-n-1) & \dots & x(t-2n) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \phi_1 \\ \phi_2 \\ \vdots \\ \phi_n \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

Dando nome às matrizes, a equação 3.5 pode ser reescrita como a equação 3.6.

$$Z = X\Phi \quad (3.6)$$

Onde:

Z é a matriz coluna dos valores de saída esperados do modelo;

X é a matriz com os valores da série utilizados para gerar as previsões;

Φ é a matriz coluna dos parâmetros do modelo autorregressivo.

Pode-se notar que a matriz X , da forma como foi definida, sempre será quadrada. Caso ela não seja singular, para obter o valor dos parâmetros do modelo, basta multiplicar os dois lados da equação 3.6 por X^{-1} , que é a inversa de X , o que resulta na equação 3.7.

$$\Phi = X^{-1}Z \quad (3.7)$$

Uma vez determinado os parâmetros do modelo, pode-se obter a predição da temperatura no instante $t + 1$ segundo a equação 3.8.

$$\tilde{x}(t + 1) = \phi_1 x(t) + \phi_2 x(t - 1) + \dots + \phi_n x(t - n + 1) \quad (3.8)$$

Reescrevendo a equação 3.8 na forma matricial, obtém-se a equação 3.9.

$$\tilde{x}(t + 1) = \Phi'Z \quad (3.9)$$

A variância para a previsão do modelo autorregressivo foi definida como mostrado na equação 3.10.

$$\sigma^2(t + 1) = [\tilde{x}(t + 1) - x(t)]^2 \quad (3.10)$$

Essa definição foi escolhida devido ao fato de não ser possível determiná-la através do modelo gerado, pois se forem comparados os valores obtidos pelo modelo para a série do instante t até $t - n + 1$ com os valores da série, eles seriam exatamente iguais, já que os pesos são definidos para esses valores, e, dessa forma, a variância seria zero.

A grande desvantagem deste modelo é ter que calcular a inversa da matriz X . Este cálculo tem um alto custo computacional e ainda pode não ter solução, caso a matriz X seja singular. Uma solução é calcular a matriz pseudoinversa de X , que transforma o problema de cálculo da inversa em um problema de mínimos quadrados (FALEIROS, 2009). Só que essa solução resolve em parte a questão, pois somente diminui o custo computacional, mas não resolve o problema da singularidade, que por sua vez é somente minimizado.

3.2.1.2 Modelo por Transformada de Fourier

O modelo por transformada de Fourier baseia-se na decomposição espectral em componentes de frequência da série temporal. Para obter essas componentes, a transformada utilizada é a transformada discreta de Fourier, que é definida pela equação 3.11 (HAYKIN; VEEM, 2001). Para facilitar as definições das equações nesta subseção, utilizou-se indexação das amostras da série a serem analisadas pela transformada de 1 até n , que correspondem aos índices das amostras da série temporal de $t - N + 1$ até t .

$$X(k) = \sum_{j=1}^N x(j) e^{-\frac{2\pi i}{N}(j-1)(k-1)} \quad (3.11)$$

A definição da transformada discreta inversa de Fourier é mostrada na equação 3.12 (HAYKIN; VEEM, 2001).

$$x(j) = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^N X(k) e^{\frac{2\pi i}{n}(j-1)(k-1)} \quad (3.12)$$

Como a série temporal de temperaturas é sempre real, pode-se provar que a equação 3.12 é equivalente à equação 3.13.

$$x(j) = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^N \text{amplitude}(X(k)) \cos\left(\frac{2\pi i}{n}(j-1)(k-1) + \text{fase}(X(k))\right) \quad (3.13)$$

Para obter a previsão de temperatura neste modelo, determinam-se as componentes de frequência (amplitude e fase) do sinal que é formado pela série das N últimas amostras através da transformada discreta de Fourier. Após isso, se determina o valor da componente contínua desse sinal e o valor eficaz de cada uma das outras componentes dele. Então se verifica se o cosseno do ângulo de cada uma das componentes do sinal é positivo ou negativo para a amostra que se encontra no meio da série, ou seja, faz-se j igual a $N/2$ na equação 3.13. Utiliza-se o cosseno do ângulo da amostra que está no meio da série, pois se considera que essa é a amostra que mais se parecerá com a próxima amostra da série, cujo valor se deseja prever, nem muito influenciada por comportamentos de amostras antigas e nem de novas, ficando no meio termo entre o início e o final da série. Se o cosseno de uma determinada componente é positivo, o valor eficaz dela é somado ao valor total que dará a previsão de temperatura. Se o cosseno for negativo, o valor eficaz é subtraído do valor total. Para finalizar, multiplica-se a amplitude da componente contínua pelo cosseno do seu ângulo (que no caso de um sinal real é sempre 1 ou -1) e soma-se o

resultado ao valor total. O resumo de como é feita a previsão é dada pela equação 3.14.

$$\tilde{x}(n+1) = \frac{1}{n} \left(\text{amplitude}(X(1)) \cos(\text{fase}(X(1))) + \sum_{k=2}^N \text{valor componente}(X(k)) \right) \quad (3.14)$$

Onde:

$$\text{valor componente}(X(k)) = \begin{cases} \frac{\text{amplitude}(X(k))}{\sqrt{2}}, & \text{se } \cos(\theta) \geq 0 \\ -\frac{\text{amplitude}(X(k))}{\sqrt{2}}, & \text{se } \cos(\theta) < 0 \end{cases}$$

$$\text{sendo: } \cos(\theta) = \cos \left[\frac{2\pi i}{n} \left(\frac{N}{2} - 1 \right) (k-1) + \text{fase}(X(k)) \right].$$

A previsão não é feita utilizando a definição da transformada discreta inversa de Fourier, pois a transformada direta considera que a série passada para ela é a amostra de um período dela, ou seja, ela considera que a série é periódica. Dessa forma, se for calculada a transformada inversa para j igual a $N+1$ na equação 3.13, obtém-se o valor da primeira amostra da série.

Para este modelo, a variância da previsão foi definida como apresentado na equação 3.15.

$$\sigma^2(N+1) = [\tilde{x}(N+1) - x(N)]^2 \quad (3.15)$$

Essa definição foi escolhida devido ao fato de não ser possível determiná-la através do modelo gerado, pois, se for utilizada a transformada inversa de Fourier, os valores obtidos pelo modelo para a série do instante 1 até N seriam exatamente iguais aos valores da série nesses instantes, o que resulta em uma variância igual a zero.

A grande desvantagem deste método é a necessidade de realizar multiplicações por exponenciais complexas, que é uma operação com alto custo computacional. A utilização do algoritmo da transformada rápida de Fourier (*Fast Fourier Transform*) diminui de forma significativa o número de multiplicações necessárias por exponenciais, mas não as elimina completamente, e ele só funciona adequadamente se o número de amostras da série a serem analisadas (N) for potência de 2.

3.2.1.3 Modelo por Média Móvel

O modelo por média móvel é um dos modelos mais simples para previsão de séries temporais. Ele simplesmente define a previsão do próximo valor da série como sendo a média dos valores passados dela (MUELLER, 1996). A equação 3.16 define o cálculo do valor da previsão desse modelo.

$$\tilde{x}(t+1) = \frac{1}{n} \sum_{j=t-n+1}^t x(j) \quad (3.16)$$

Para este modelo, a variância da predição é calculada utilizando a equação 3.17.

$$\sigma^2(t+1) = \frac{1}{n-1} \sum_{i=t-n+1}^t [x(i) - \tilde{x}(t+1)]^2 \quad (3.17)$$

A grande vantagem deste método é seu baixo custo computacional. A grande desvantagem dele é a alta variação de seu comportamento que pode ocorrer com a mudança do valor de n .

3.2.1.4 Modelo por Regressão Linear Múltipla

A regressão linear simples é um método já bastante conhecido de se determinar uma relação linear entre um conjunto de amostras. A regressão linear múltipla pode ser vista como um caso geral da regressão linear simples. A diferença está em que, enquanto na regressão linear simples só há uma variável independente, na regressão linear múltipla podem haver duas ou mais variáveis independentes. A regressão linear visa, dado um certo número de amostras que supostamente se relacionam linearmente, achar a melhor equação linear que relaciona essas amostras. Para a regressão linear múltipla, tem-se a equação 3.18 que determina a relação esperada entre as diversas variáveis.

$$y(t) = \sum_{j=1}^p \beta_j x_j(t) + \beta_0 + \varepsilon(t) \quad (3.18)$$

Onde:

$y(t)$ é a variável dependente no instante t ;

$x_j(t)$ é a variável independente j no instante t ;

β_j é o coeficiente angular relacionado à variável independente $x_j(t)$;

p é o número de variáveis independentes;

β_0 é o coeficiente linear da equação;

$\varepsilon(t)$ é uma variável que engloba possíveis erros de medição e fatores residuais no instante t .

É importante ressaltar que $\varepsilon(t)$ tem comportamento aleatório. Para que a equação 3.18 possa ser aplicada, todos $\varepsilon(t)$ devem ser variáveis aleatórias com distribuição normal, com a mesma variância $\sigma^2(t)$ (desconhecida), independentes entre si e independentes das variáveis independentes $x_j(t)$ (REIS, 1994).

Manipulando um pouco a equação 3.18, pode-se isolar o fator residual $\varepsilon(t)$, chegando à equação 3.19.

$$\varepsilon(t) = y(t) - \sum_{j=1}^p \beta_j x_j(t) - \beta_0 \quad (3.19)$$

Tomando o quadrado dos fatores residuais durante um certo intervalo de amostras e somando-os, se obtém a equação 3.20.

$$\sum_{i=t-n+1}^t \varepsilon(i)^2 = \sum_{i=t-n+1}^t \left(y(i) - \sum_{j=1}^p \beta_j x_j(i) - \beta_0 \right)^2 \quad (3.20)$$

onde n é o número de amostras do intervalo.

Considerando que $\varepsilon(t)$ têm distribuição normal com média zero, variância σ^2 e que é identicamente distribuído no tempo, utilizando o método dos mínimos quadrados pode se obter as estimativas dos coeficientes da equação que serão as estimativas lineares não tendenciosas de mínima variância (GONZÁLEZ, 2005) (COELHO-BARROS et al., 2008). O cálculo das estimativas dos coeficientes através do método de mínimos quadrados podem ser encontrados no anexo A.

Após a estimativa dos parâmetros, pode-se utilizar a expressão 3.21 para calcular a estimativa do próximo valor da série temporal ($\tilde{y}(t+1)$).

$$\tilde{y}(t+1) = \sum_{j=1}^p \beta_j x_j(t+1) + \beta_0 \quad (3.21)$$

Pode-se utilizar a regressão linear múltipla para fazer uma regressão polinomial. Por exemplo, supondo que a relação que modele um certo conjunto de amostras seja polinomial, ela pode ser representada pela equação 3.22.

$$y(t) = \beta_p x(t)^p + \dots + \beta_2 x(t)^2 + \beta_1 x(t) + \beta_0 + \varepsilon(t) \quad (3.22)$$

Fazendo $x(t)^p = x_p(t)$, \dots , $x(t)^2 = x_2(t)$ e $x(t) = x_1(t)$, a equação 3.22 pode ser reescrita, resultando na equação 3.23.

$$y(t) = \sum_{j=1}^p \beta_j x_j(t) + \beta_0 + \varepsilon(t) \quad (3.23)$$

Observa-se que a equação 3.23 é igual à equação 3.18. Esta abordagem é válida, pois os coeficientes que se relacionam à variável independente continuam a ser lineares, apesar da relação da variável independente com a variável dependente ser de p-ésimo grau.

Neste trabalho utilizou-se a regressão linear múltipla para definir quatro modelos polinomiais para a previsão de temperatura:

- modelo polinomial de primeiro grau;
- modelo polinomial de segundo grau;
- modelo polinomial de terceiro grau;
- modelo polinomial de quarto grau.

Para esses modelos deve-se tomar o cuidado de lembrar que se está fazendo uma extrapolação do polinômio que foi obtido (definiu-se um polinômio cujos valores se conhece até o instante t e se está calculando o valor dele para o instante $t + 1$), assim, podem ocorrer distorções indesejadas nessa extrapolação, especialmente para os polinômios de mais alto grau.

A variância da predição em todos os modelos por regressão linear múltipla é obtida através da equação 3.24.

$$\sigma_{t+1}^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=t-n+1}^t [y(i) - \tilde{y}(i)]^2 \quad (3.24)$$

Onde:

$y(i)$ é o valor da série temporal no instante i ;

$\tilde{y}(i)$ é o valor para o modelo levantado no instante i utilizando a equação 3.21, na qual $t + 1$ deve ser substituído por i .

3.2.2 Gerador de Modelo de Comportamento

Realizado o cálculo da previsão de temperatura normal para cada um dos termopares do molde, pode-se agora definir formalmente as componentes principais que definirão o modelo de comportamento.

Como foi dito anteriormente, decidiu-se utilizar duas componentes principais para definir o modelo de comportamento: o desvio da temperatura medida em relação à previsão de temperatura normal e a derivada da temperatura medida.

Para qualquer um dos modelos de cálculo da previsão da temperatura normal apresentados na subseção 3.2.1, pode-se definir o desvio ou variação da temperatura medida em relação à previsão da temperatura normal pela equação 3.25.

$$\Delta(t) = \frac{x(t) - \tilde{x}(t)}{\tilde{x}(t)} \quad (3.25)$$

Onde:

$\Delta(t)$ é a variação da temperatura no instante t ;

$x(t)$ é a temperatura medida no termopar em análise no instante t ;

$\tilde{x}(t)$ é a temperatura normal obtida pelo modelo de previsão do termopar em análise no instante t .

A equação 3.25 pode ser reescrita, simplificando-a, e obtendo-se a equação 3.26.

$$\Delta(t) = \frac{x(t)}{\tilde{x}(t)} - 1 \quad (3.26)$$

A variação será a fração na qual a temperatura medida se desviou da previsão de temperatura normal. Essa definição foi escolhida, pois, durante o início do agarramento, a temperatura medida fica maior do que a temperatura que seria observada em operação normal (temperatura normal), representando assim um aumento da variação, o que torna mais fácil a detecção do agarramento. É interessante que essa medida seja centrada em zero, pois isso facilitará a posterior definição do modelo. Além disso, por se tratar de uma fração, este valor fica independente dos patamares de temperatura nos quais o molde está operando, o que concede um maior grau de generalização aos modelos e facilitará a posterior definição do mecanismo de funcionamento do Analisador de Novidade.

A derivada, como não se conhece a função analítica que governa a série temporal,

deverá ser calculada através da diferença entre dois valores consecutivos dessa série, como mostrado na equação 3.27.

$$\delta(t) = \frac{x(t) - x(t-1)}{\Delta t} \quad (3.27)$$

Onde:

$\delta(t)$ é a derivada no instante t ;

$x(t)$ é o valor da temperatura no instante t ;

$x(t-1)$ é o valor da temperatura no instante $t-1$;

Δt é o período de amostragem.

Como os sinais medidos pelos termopares são susceptíveis a erros aleatórios, a estratégia de se utilizar a derivada calculada diretamente pela diferença entre dois valores consecutivos da série, denominada derivada instantânea, pode não ser uma abordagem apropriada, pois as variações poderão ser muito bruscas devido a esses erros. Em vista disso, decidiu-se adotar a estratégia de utilizar a média de um certo número de derivadas instantâneas consecutivas, denominada derivada média, como componente principal, conforme o definido na equação 3.28.

$$\bar{\delta}(t) = \frac{1}{n_{calc}^{\bar{\delta}}} \sum_{j=0}^{n_{calc}^{\bar{\delta}}-1} \delta(t-j) \quad (3.28)$$

Onde:

$\bar{\delta}(t)$ é a derivada média no instante t ;

$n_{calc}^{\bar{\delta}}$ é o número de derivadas instantâneas que serão utilizadas para calcular a derivada média.

Cabe ressaltar que alguns modelos trazem embutidos em sua definição, de certa forma, estas duas componentes principais. Este é o caso do modelo polinomial de primeiro grau. Nesse modelo, o coeficiente angular pode ser utilizado como uma espécie de derivada média e o coeficiente linear pode ser utilizado como previsão de temperatura normal. Essas componentes do modelo podem vir a substituir as componentes principais definidas anteriormente, mas este estudo não será feito neste trabalho.

O cálculo das componentes principais é realizado para cada nova amostra de temperatura vinda dos termopares e são guardadas em *buffers*, chamados de *buffers* de comportamento. Os *buffers* de comportamento possuem tamanho k e é a partir deles que os modelos de comportamento serão gerados. Há um *buffer* de comportamento para cada um dos termopares do molde.

O primeiro cuidado a ser tomado para a geração dos modelos de comportamento é a inicialização dos *buffers*. O primeiro modelo só pode ser gerado após essa inicialização. Para isso, a janela de análise do modelo de previsão de temperatura normal deve estar inicializada, ou seja, n amostras de temperatura já devem ter sido lidas e as m derivadas instantâneas devem ter sido calculadas para obtenção da primeira derivada média. A duração da inicialização dos *buffers* será de m , n ou k períodos de amostragem, o que for maior.

Durante a inicialização dos *buffers*, não há como gerar um modelo confiável do comportamento da temperaturas dos termopares, por este motivo, o BDS fica desativado durante esse período. Assim, não é interessante que a inicialização seja demasiadamente longa. O motivo de ser aceitável a espera dessa inicialização é que ela só ocorre no momento em que o BDS é iniciado. Se o BDS da máquina não é desligado, operando de maneira contínua, os *buffers* não necessitam ser reinicializados.

O modelo consiste em analisar os *buffers* com as componentes principais das k últimas amostras e então definir os limiares para cada uma dessas componentes. O limiar para a variação, com base na análise dos dados de um *buffer*, é calculado conforme a equação 3.29.

$$Lim_{buffer}^{\Delta}(t) = \max(|\Delta_{buffer}(t)|) (1 + \eta_{\Delta}) \quad (3.29)$$

Onde:

$Lim_{buffer}^{\Delta}(t)$ é o limiar da variação calculado para os dados do *buffer* de comportamento no instante t ,

$\Delta_{buffer}(t)$ é o conjunto dos dados de variação presentes no *buffer* de comportamento analisado no instante t ,

η_{Δ} é o fator de desvio normal da variação que pode variar entre 0 e 1.

De posse do valor do limiar $Lim_{buffer}^{\Delta}(t)$, o limiar do modelo a ser gerado é dado pela equação 3.30.

$$Lim^{\Delta}(t) = \begin{cases} Lim_{buffer}^{\Delta}(t), & \text{se } Lim_{buffer}^{\Delta}(t) \leq \Delta_{max} \\ \Delta_{max}, & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (3.30)$$

Onde:

$Lim^{\Delta}(t)$ é o limiar da variação de temperatura do modelo no instante t ;

Δ_{max} é o valor máximo permitido para a variação de temperatura do modelo;

Os limiares para as derivadas médias positivas e negativas do modelo, com base na análise dos dados de um *buffer*, são calculados de acordo com as equações 3.31 e 3.32.

$$Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_+}(t) = max(\bar{\delta}_{buffer}(t)) (1 + \eta_{\bar{\delta}_+}) \quad (3.31)$$

$$Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_-}(t) = min(\bar{\delta}_{buffer}(t)) (1 + \eta_{\bar{\delta}_-}) \quad (3.32)$$

Onde:

$Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_+}(t)$ é o limiar da derivada média positiva calculada para os dados do *buffer* de comportamento no instante t ,

$Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_-}(t)$ é o limiar da derivada média negativa calculada para os dados do *buffer* de comportamento no instante t ,

$\bar{\delta}_{buffer}(t)$ é o conjunto dos dados de derivada média presentes no *buffer* de comportamento analisado no instante t ,

$\eta_{\bar{\delta}_+}$ é o fator de desvio normal da derivada média positiva que pode variar entre 0 e 1,

$\eta_{\bar{\delta}_-}$ é o fator de desvio normal da derivada média negativa que pode variar entre 0 e 1.

Calculados os valores dos limiares $Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_+}(t)$ e $Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_-}(t)$, os limiares do modelo a ser gerado são dados pelas equações 3.33 e 3.34.

$$Lim_{max}^{\bar{\delta}}(t) = \begin{cases} \bar{\delta}_+^{min}(t), & \text{se } Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_+}(t) < \bar{\delta}_+^{min}(t) \\ Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_+}(t), & \text{se } \bar{\delta}_+^{min}(t) \leq Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_+}(t) \leq \bar{\delta}_+^{max}(t) \\ \bar{\delta}_+^{max}(t), & \text{se } Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_+}(t) > \bar{\delta}_+^{max}(t) \end{cases} \quad (3.33)$$

$$Lim_{min}^{\bar{\delta}}(t) = \begin{cases} \bar{\delta}_-^{min}(t), & \text{se } Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_-}(t) < \bar{\delta}_-^{min}(t) \\ Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_-}(t), & \text{se } \bar{\delta}_-^{min}(t) \leq Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_-}(t) \leq \bar{\delta}_-^{max}(t) \\ \bar{\delta}_-^{max}(t), & \text{se } Lim_{buffer}^{\bar{\delta}_-}(t) > \bar{\delta}_-^{max}(t) \end{cases} \quad (3.34)$$

Onde:

$Lim_{max}^{\bar{\delta}}(t)$ é limite máximo da deriva média do modelo no instante t ;

$\bar{\delta}_+^{min}(t)$ é o valor mínimo de derivada média positiva permitido para o modelo no instante t ;

$\bar{\delta}_+^{max}(t)$ é o valor máximo de derivada média positiva permitido para o modelo no instante t ;

$Lim_{min}^{\bar{\delta}}(t)$ é limite mínimo da deriva média do modelo no instante t ;

$\bar{\delta}_-^{min}(t)$ é o valor mínimo de derivada média negativa permitido para o modelo no instante t ;

$\bar{\delta}_-^{max}(t)$ é o valor máximo de derivada média negativa permitido para o modelo no instante t .

O cálculo dos valores máximos e mínimos da derivada média positiva e negativa é feito pelas equações 3.35 a 3.38.

$$\bar{\delta}_+^{min}(t) = \tilde{x}(t) \xi_{\bar{\delta}}^{min} \quad (3.35)$$

$$\bar{\delta}_+^{max}(t) = \tilde{x}(t) \xi_{\bar{\delta}}^{max} \quad (3.36)$$

$$\bar{\delta}_-^{max}(t) = -\bar{\delta}_+^{min}(t) \quad (3.37)$$

$$\bar{\delta}_-^{min}(t) = -\bar{\delta}_+^{max}(t) \quad (3.38)$$

Onde:

$\bar{x}(t)$ é o valor da temperatura do modelo de previsão no instante t para o termopar referente ao *buffer* de comportamento em análise;

$\xi_{\bar{\delta}}^{min}$ é a razão mínima para o valor da derivada em relação à temperatura do modelo;

$\xi_{\bar{\delta}}^{max}$ é a razão máxima para o valor da derivada em relação à temperatura do modelo.

Há alguns pontos que devem ser destacados nas equações para a determinação do modelo de comportamento normal. Todas estas equações são calculadas para cada termopar presente no molde, dessa forma, há um modelo de previsão e um modelo de comportamento para cada um dos termopares. Existem limites máximos para a variação e a derivada média da temperatura para evitar a geração de modelos distorcidos, que podem surgir durante o regime de partida da máquina de lingotamento contínuo. Esses limites também ajudam a aumentar a confiabilidade do sistema, evitando distorções devido à erros grosseiros, mas momentâneos, na medição da temperatura. Como a variação de temperatura não é um valor dimensional e sim uma fração obtida da relação entre a temperatura medida e a do modelo de previsão, ela fica independente dos patamares de temperatura, e seu valor máximo pode ser previamente definido, sem a necessidade de ser variante no tempo. Já para derivada média isso não ocorre, pois ela é um valor dimensional dependente do patamar de temperatura na qual a máquina está operando, por isso, é necessário definir o limite dela em função da temperatura a cada instante do tempo. Para isso, foi definido que ela deveria ser uma fração da temperatura do modelo de previsão, que é a temperatura que se admite como normal. Essa definição dos limites de derivada média de temperatura tem como premissa que, para temperaturas mais altas de operação da máquina de lingotamento, a amplitude da variação de temperatura tende a ser maior. Esta premissa teve como base a experiência operacional da equipe da Usina Intendente Câmara.

O limite mínimo da derivada média é sempre negativo e o máximo sempre positivo. A variação de temperatura só tem um limite e, como pode ser observado na equação 3.29, ele é calculado pelo módulo dos valores de variação presentes nos *buffers* de comportamento. Isso acontece, pois, dadas condições normais de funcionamento, a temperatura fica vari-

ando em torno de uma temperatura central, a “temperatura normal”; assim o máximo e o mínimo da variação de temperatura serão iguais, necessitando portando, de um só limite para o módulo da variação. Fato semelhante não ocorre com a derivada média. Durante a operação normal, um dos módulos dos limites da derivada média pode ficar maior que o outro, apesar de que, analisando uma janela de amostras ao longo de um grande período de tempo, percebe-se que a derivada média geralmente fica próxima de zero. Mas, durante um agarramento, esta dissimetria é agravada, sendo que as derivadas positivas alcançam valores absolutos muito maiores do que as negativas e podem aumentar de valor muito mais rapidamente do que a variação de temperatura. Esses fatos podem ser observados pela figura 3.8. Assim, necessita-se definir limites positivos e negativos de derivada, pois o modelo poderá incorporar estes primeiros valores mais altos de derivada como normais e, dessa forma, quando o sistema fosse verificar a derivada negativa característica do agarramento, que têm valores absolutos menores do que a derivada positiva, devido a um limite muito alto de derivada, qualquer decaimento suave na temperatura poderia ser confundido com o de um agarramento, mesmo que fosse um decaimento de estabilização de temperatura após uma elevação normal nela devido a um motivo qualquer.

Os limites da derivada média do modelo necessitam de valores máximo e mínimo para evitar a geração de modelos distorcidos. O valor mínimo foi imposto para evitar que uma elevação normal de temperatura fosse confundida como sendo de um agarramento durante uma corrida (sequência contínua de lingotamento) na qual quase não ocorresse variação na temperatura do molde. O motivo do valor máximo é que, durante a partida da máquina de lingotamento contínuo, a derivada média pode alcançar valores que podem ser compatíveis com os de um agarramento, logo, esse valor visa evitar esta distorção. Este motivo justifica também a imposição de um valor máximo para o limite da variação de temperatura do modelo. Esses fatos podem ser observados na figura 3.9, na qual se vê as componentes principais durante o comportamento normal (bolas azuis), o agarramento (xis vermelhos) e a partida da máquina (cruzes verdes). Nessa figura ainda se observa a importância do modelo ser adaptativo com o tempo, pois ela mostra que o comportamento do agarramento se equivaleu ao um comportamento normal de um dado período de operação da máquina (os dois comportamentos ocupam áreas comuns no gráfico).

Nas equações 3.29, 3.31 e 3.32, um dado importante é a presença dos fatores de desvio normal da variação (η_{Δ}), da derivada média positiva (η_{δ_+}) e da derivada média negativa (η_{δ_-}). Eles é que irão definir a velocidade de mudança no comportamento das temperaturas que será vista como normal pelo sistema. Variações dentro da faixa permitida por esses desvios serão incorporadas como normais sem a necessidade de passar pelos módulos

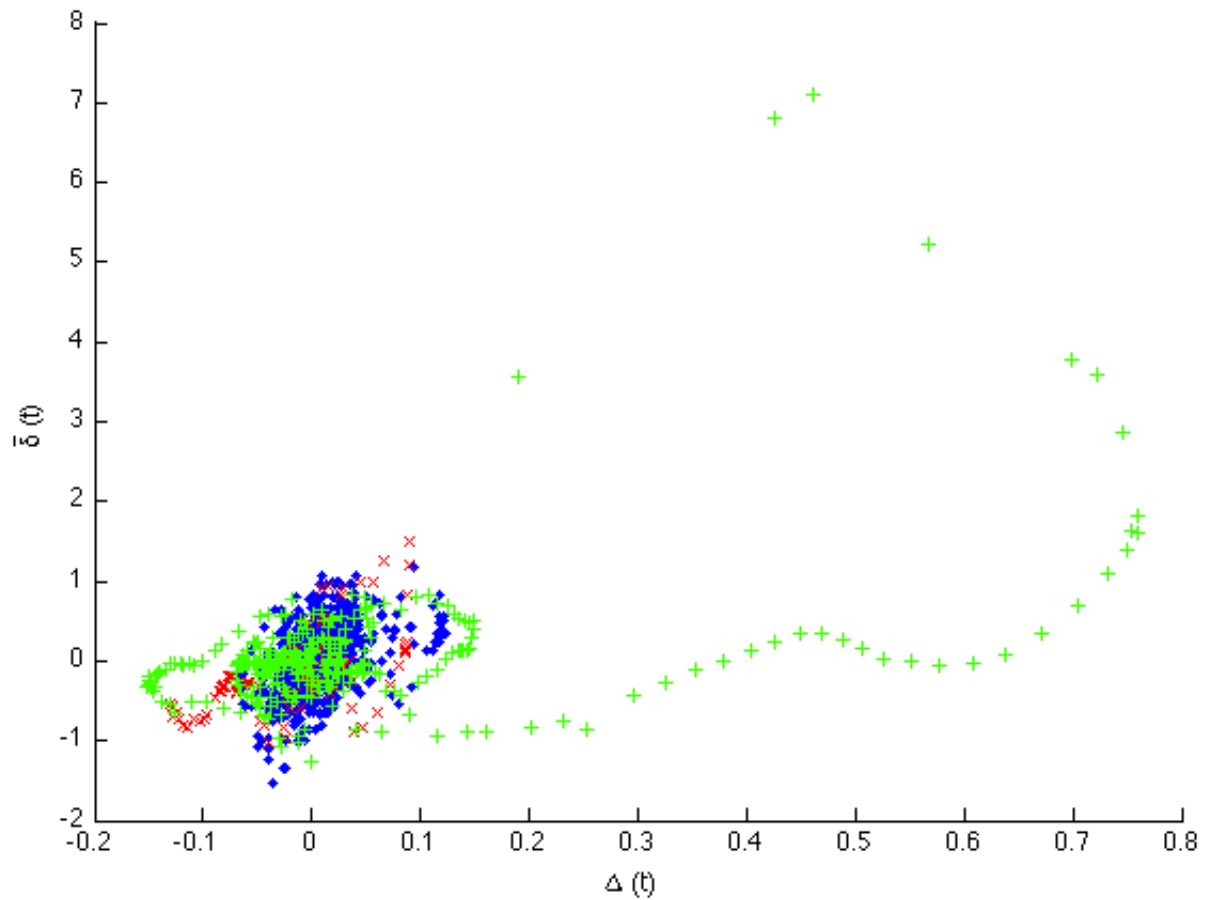


Figura 3.9: Distribuição das componentes principais de temperatura em um lingotamento no qual ocorreu a partida da máquina e um agarramento

posteriores do BDS.

A figura 3.10 mostra os modelos de comportamento normal e as respectivas séries de temperatura que os geraram, ilustrando o processo de geração de modelos de comportamento normal. Essas séries pertencem a dois termopares com localizações diferentes no molde em uma mesma corrida e instante de avaliação. Cada ponto azul no gráfico do modelo se refere à representação em componentes principais de cada elemento da série geradora do modelo; o quadrado preto representa os limites do modelo gerado.

3.2.3 Detector de Novidade

Definido o modelo de comportamento normal, passa-se ao passo seguinte que é definir se uma nova amostra de temperatura medida por um termopar representa uma novidade de comportamento. Esta é a função desempenhada pelo Detector de Novidade.

Pode-se definir uma novidade, ou comportamento anormal, como sendo uma amostra

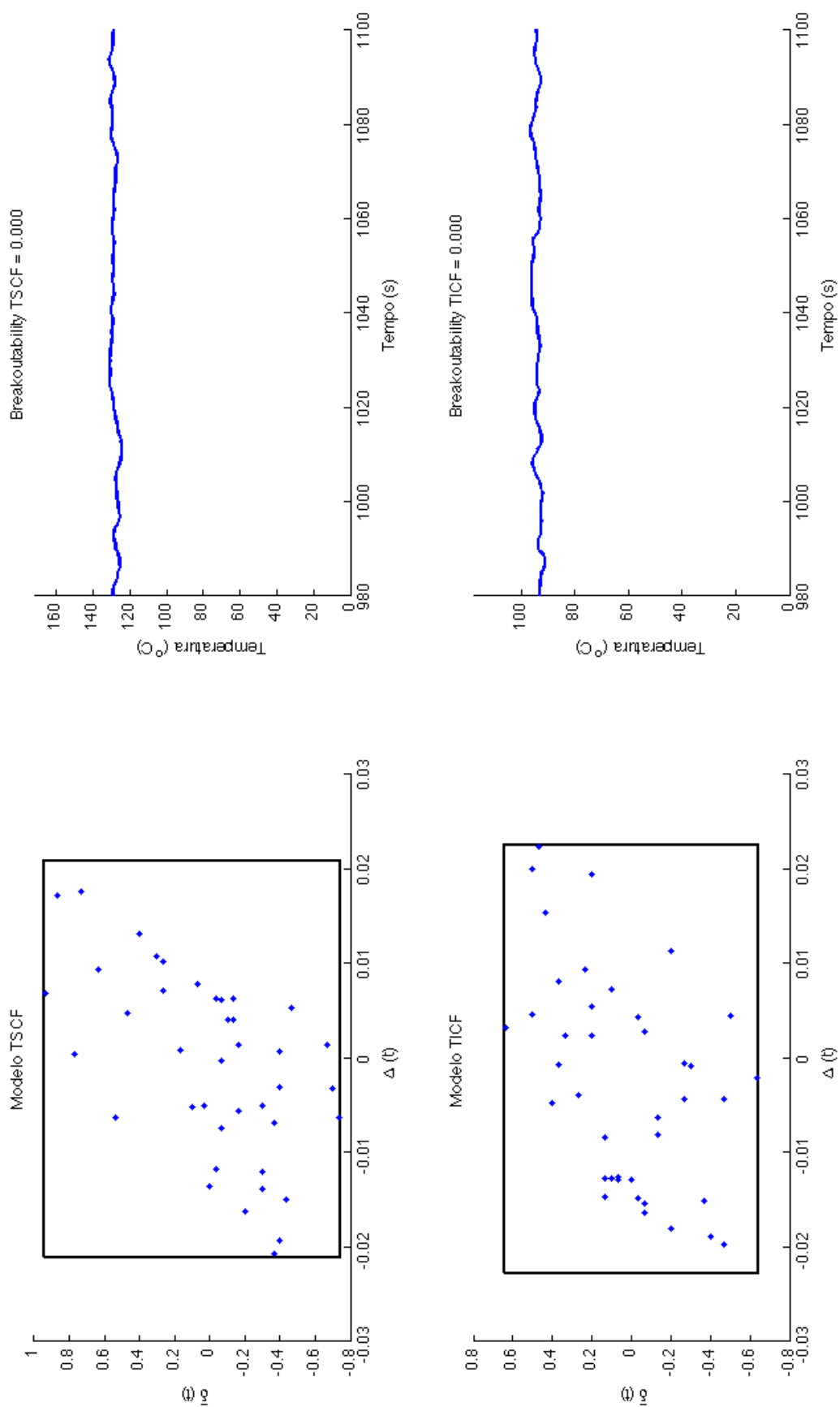


Figura 3.10: Modelos de comportamento normal e as respectivas séries que os geraram

ou um conjunto de amostras que não são explicadas pelo modelo de comportamento normal. Um amostra não é explicada pelo modelo de comportamento normal se pelo menos uma de suas componentes principais está fora dos limiares definidos como normais pelo modelo. Como o Detector de Novidade utiliza somente o padrão de comportamento normal de temperatura para realizar a detecção, a técnica utilizada por ele é denominada classificação de uma classe (LEMOS, 2007).

Como o Detector só faz a conferência dos limiares para definir se uma amostra representa uma novidade, sua lógica é simples, sendo apresentada no algoritmo 1.

Algoritmo 1: Algoritmo do Detector de Novidade

Dados: variação da amostra ($\Delta(t)$); derivada média da amostra ($\bar{\delta}(t)$); limite de variação ($Lim^{\Delta}(t)$); limite máximo de derivada média ($Lim_{max}^{\bar{\delta}}(t)$)

Resultado: se a amostra é ou não uma novidade no comportamento

se $|\Delta(t)| > Lim^{\Delta}(t)$ **ou** $\bar{\delta}(t) > Lim_{max}^{\bar{\delta}}(t)$ **então**

 | Amostra é uma novidade

senão

 | Amostra não é uma novidade

fim se

Como o BDS foi feito somente para a detecção de agarramentos de pele, não é necessário se verificar o limite de derivada negativa para determinar se o comportamento é ou não uma novidade, pois sempre o início de um agarramento será caracterizado por uma elevação brusca de temperatura, o que significa derivada média e variação da temperatura positivos. Assim, uma derivada negativa fora do limiar de comportamento normal, mas com a variação máxima dentro do limiar, será incorporada ao modelo como sendo normal. Esta escolha visa otimizar o sistema, evitando chamar outros módulos do sistema desnecessariamente, diminuindo assim o seu custo computacional.

3.2.4 Atualização do Modelo de Comportamento

A atualização do modelo de comportamento normal depende de uma série de fatores relacionados não somente com o Gerador de Modelos e com o Detector de Novidade, mas também com os módulos posteriores do sistema. Como o sistema necessita ter um ponto de partida, o primeiro modelo gerado após a inicialização dos *buffers* de comportamento do Gerador de Modelo sempre é considerado normal. Só a partir da inicialização é que o Detector de Novidade entra em atividade.

Definido o primeiro modelo de comportamento normal, o Detector de Novidade entra

em funcionamento, sendo acionado a cada nova amostra de temperatura que é adquirida pelos termopares. Entretanto, ele só começa a classificar as amostras após a velocidade da máquina atingir um valor maior do que um certo valor predefinido, denominado velocidade de acionamento (v_{ON}), e se manter acima desse valor por um período de tempo predeterminado, chamado período de acomodação (t_{ON}). Antes dessas condições serem satisfeitas, todas as amostras que chegam ao Detector são classificadas como normais e, portanto, incorporadas ao modelo. Isso é motivado pelo fato do comportamento térmico do molde poder variar bastante no início do lingotamento em baixas velocidades, o que poderia levar o sistema a acionar um alarme de agarramento indevidamente. O problema do BDS não gerar alarmes na partida da máquina de lingotamento não acarreta um risco maior no processo, pois, durante a partida, o acompanhamento das temperaturas pelos operadores é realizado de forma muito mais intensa do que durante a operação em “estado estacionário” da máquina, sendo eles os responsáveis por parar a máquina caso desconfiem de alguma situação anormal. Os valores de velocidade de acionamento e tempo de acomodação são definidos de forma que o último modelo gerado antes do início de funcionamento normal do BDS já seja estável e livre das interferências na temperatura causadas pela partida da máquina. Caso a máquina tenha sua velocidade reduzida abaixo da velocidade de acionamento, o BDS volta às condições de inicialização (todas as novas amostras sendo consideradas normais), e se deve repetir todo o processo de elevação da velocidade e espera do período de acomodação para que ele volte a operar em condições normais.

Uma vez inicializado o Gerador de Modelo e o Detector de Novidade, passado o período de partida da máquina, o sistema passa ao seu estado normal de operação. Se uma nova amostra for considerada como normal pelo Detector de Novidade, ela é enviada para o Gerador de Modelo, que por sua vez a incorpora e gera um novo modelo. Se uma nova amostra for classificada como uma novidade, ela é enviada ao Analisador de Novidade. Dado que uma amostra foi enviada ao Analisador de Novidade, toda nova amostra que chegar será enviada diretamente para ele, sem passar pelo Detector de Novidade, até segunda ordem. A razão disso será melhor entendida quando for detalhado o funcionamento do Analisador de Novidade na seção 3.3. Enquanto o Analisador de Novidade não chegar a uma resposta definitiva, as novas amostras são incorporadas nos *buffers* de comportamento do Gerador de Modelo, mas nenhum novo modelo é gerado. Um novo modelo só será gerado se o Analisador de Novidade chegar à conclusão que a sequência de amostras analisadas não caracterizam uma curva de agarramento. Após a geração desse novo modelo, o Detector de Novidade volta novamente a classificar as novas amostras.

3.3 Analisador de Novidade

O Analisador de Novidade tem a função de, dada uma novidade (anormalidade) no comportamento térmico do molde detectada pelo Analisador de Comportamento, determinar se ela é um comportamento típico de agarramento. Basicamente, o que ele faz é verificar se o comportamento que está sendo apresentado é compatível com a curva característica de agarramento que foi apresentada na subseção 2.2.6.2.

3.3.1 Parâmetros de entrada

O Analisador de Novidade realiza a sua análise para cada um dos termopares individualmente, e para isso, ele recebe os seguintes parâmetros vindos do Analisador de Comportamento:

- a perturbação da variação da temperatura em relação ao limiar do modelo de comportamento normal no instante de análise t ($\tau(t)$);
- a derivada média no instante de análise t ($\bar{\delta}(t)$);
- a razão da derivada média em relação ao limiar do modelo de comportamento normal no instante de análise t ($\gamma(t)$);
- a razão entre a temperatura medida pelo termopar no instante de análise t e a temperatura no instante de início da análise ($\psi(t)$).

Estes parâmetros refletem as componentes principais da amostra de temperatura que está sendo analisada, mas de uma forma sintetizada para atender às necessidades do Analisador de Novidade. As equações 3.39 a 3.41 mostram como são calculados cada um desses parâmetros, exceto a derivada média, cujo cálculo é dado pela equação 3.28.

$$\tau(t) = |\Delta(t)| - Lim^{\Delta}(t) \quad (3.39)$$

Onde:

$\tau(t)$ é a perturbação da variação da temperatura no instante t ;

$\Delta(t)$ é a variação da temperatura no instante t ;

$Lim^{\Delta}(t)$ é o limiar da variação da temperatura do modelo de comportamento normal no instante t .

$$\gamma(t) = \begin{cases} \frac{\bar{\delta}(t)}{Lim_{min}^{\bar{\delta}}(t)}, & \text{se } \bar{\delta}(t) < 0 \\ \frac{\bar{\delta}(t)}{Lim_{max}^{\bar{\delta}}(t)}, & \text{se } \bar{\delta}(t) > 0 \\ 0, & \text{se } \bar{\delta}(t) = 0 \end{cases} \quad (3.40)$$

Onde:

$\gamma(t)$ é a razão da derivada média no instante t ;

$Lim_{min}^{\bar{\delta}}(t)$ é o limiar mínimo da derivada média do modelo de comportamento normal no instante t ;

$Lim_{max}^{\bar{\delta}}(t)$ é o limiar máximo da derivada média do modelo de comportamento normal no instante t ;

$\bar{\delta}(t)$ é a derivada média da temperatura no instante t .

$$\psi(t) = \frac{x(t)}{x(t_a)} \quad (3.41)$$

Onde:

$\psi(t)$ é a razão da temperatura no instante t ;

$x(t)$ é a temperatura medida no instante t para o termopar em análise;

$x(t_a)$ é a temperatura medida para o termopar em análise no instante do início da análise (t_a).

Observa-se pela equação 3.39 que, para qualquer valor de variação de temperatura, positiva ou negativa, que esteja fora dos limiares de comportamento normal, a perturbação assume um valor positivo. Se a perturbação é igual ou menor que zero, isso significa que a variação está dentro do comportamento normal. Na equação 3.40, nota-se que a razão da derivada média sempre assume um valor positivo, dessa forma, para diferenciar se ela se refere a uma derivada média positiva ou negativa, é necessário observar o sinal da derivada média utilizada para o cálculo.

3.3.2 Autômato Finito de Reconhecimento da Curva Característica de Agarramento

Para verificar se um certo comportamento é compatível ou não com a curva característica de agarramento, o Analisador de Novidade utiliza um autômato finito, empregando o conceito do sistema proposto por Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004). Antes de definir o autômato, o primeiro passo foi dividir a curva característica de agarramento em regiões ou estágios. Ela foi dividida em cinco estágios, conforme o trabalho de Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004). Esses cinco estágios são os seguintes:

- região ‘c’ ou estágio 1 é a parte inicial da curva, na qual começa a ocorrer o aumento de temperatura;
- região ‘u’ ou estágio 2 é a segunda parte da curva, na qual o aumento de temperatura se intensifica e a derivada aumenta em relação ao estágio 1;
- região ‘r’ ou estágio 3 é a terceira parte da curva, na qual há o último aumento da temperatura e esse atinge o seu valor máximo, começando a diminuir logo em seguida;
- região ‘v’ ou estágio 4 é a quarta parte da curva, na qual há uma maior diminuição da temperatura com aumento do módulo da derivada;
- região ‘e’ ou estágio 5 é a última parte da curva, na qual há a diminuição final da temperatura e a diminuição do módulo da derivada.

A representação gráfica desta divisão da curva característica de agarramento pode ser vista na figura 3.3.

Do ponto de vista dos parâmetros de entrada do Analisador de Novidade, pode-se caracterizar os estágios da curva de agarramento conforme o apresentado na tabela 3.1.

Observa-se pela tabela 3.1, que os limites mínimos de perturbação para o estágio 3 e 4 da curva de agarramento variam com o tempo, enquanto os outros limites são estáticos. A possibilidade de definição de limites estáticos se deve ao fato de que todos os parâmetros passados ao Analisador de Novidade serem adimensionais, logo eles refletem as proporções de um desvio no comportamento, sendo independentes dos patamares das temperaturas nas quais a máquina de lingotamento está trabalhando e também das oscilações de temperatura normais do sistema. É essa independência que deixa a detecção do agarramento

Estágio	Parâmetros				
	$\bar{\delta}(t)$	$\gamma(t)$	$\psi(t)$	$\tau(t)$	
				min	max
1	> 0	-	-	0	$\tau_{max}^{Estágio 1}$
2	> 0	$\geq \gamma_{min}^{Estágio 2}$ (1)	-	$\tau_{max}^{Estágio 1}$	$\tau_{max}^{Estágio 2}$
3	> 0	$\geq \gamma_{min}^{Estágio 3}$ (1)	-	$\tau_{max}^{Estágio 2}$	-
	< 0	$< \gamma_{min}^{Estágio 4}$ (1)	-	$\tau_{min}^{Estágio 3}(t)$	-
4	< 0	$\geq \gamma_{min}^{Estágio 4}$ (1)	$\leq \psi_{max}^{Estágio 4}$	$\tau_{min}^{Estágio 4}(t)$	$\tau_{min}^{Estágio 3}(t)$
5	< 0	$\geq \gamma_{min}^{Estágio 5}$ (1)	-	-	$\tau_{min}^{Estágio 4}(t)$

(1) $\gamma_{min}^{Estágio 2} > \gamma_{min}^{Estágio 3}$ e $\gamma_{min}^{Estágio 4} < \gamma_{min}^{Estágio 5}$

Tabela 3.1: Caracterização dos estágios da curva característica de agarramento

independente do tipo de aço que está sendo lingotado (principal fator responsável pelas oscilações normais na temperatura) e também da posição do termopar no molde (um dos principais fatores responsáveis pelo patamar de temperatura de operação). Dessa forma, os limites de perturbação também poderiam ser todos estáticos, mas isso causaria uma desproporção muito grande no tamanho dos estágios da curva de agarramento.

Para controlar o tamanho de cada estágio, pode-se controlar mais rigidamente limites da razão de derivada da curva ou a perturbação ou ambos. Neste trabalho, se escolheu controlar a perturbação, por ser a componente mais crítica para a definição do agarramento e ser mais fácil de tratar. Para que os estágios da curva ficassem exatamente do mesmo tamanho, as características exatas da curva em análise teriam que ser previamente conhecidas, o que só é possível depois que ela ocorre, então deve-se trabalhar com previsões da curva. Só que prever o valor máximo de perturbação que um certo agarramento irá alcançar não é uma tarefa fácil, já que ele pode variar muito de uma condição de operação para outra, e devido à complexidade das interações entre os eventos que podem causar um agarramento. Logo, se decidiu colocar valores fixos de perturbação para os estágios 1 e 2 da curva de agarramento, baseados nos valores mínimos que garantiriam a detecção de qualquer agarramento que já tivesse ocorrido no histórico da máquina na qual o sistema seria instalado. Isso naturalmente causa uma desproporção no tamanho dos estágios para a primeira metade da curva de agarramento, onde a derivada média é positiva, podendo o estágio 3 da curva ficar muito maior que os estágios 1 e 2. Só que a desproporção nessa região não gera muitos problemas, já que é a segunda região da

curva de agarramento, onde a derivada média é negativa, que definirá mais efetivamente o acionamento de alarmes. Por esta razão, a segunda região da curva não deve ter uma grande desproporção, pois isso pode fazer com que o alarme seja acionado muito cedo, o que dá maior margem para a ocorrência de alarmes falsos, ou muito tarde, não havendo tempo hábil para evitar o *breakout*. Pelo fato de que, quando se está na segunda região da curva, o valor máximo da perturbação é conhecido, pois ele já ocorreu, pode-se utilizá-lo para determinar os limiares mínimos do estágio 3 e 4, balanceando assim o tamanho dos estágios. Os limiares mínimos de perturbação do estágio 3 e 4 são calculados de acordo com as equações 3.42 e 3.43.

$$\tau_{min}^{Estágio3}(t) = \tau_{max}(t) - \left(\tau_{max}(t) - \tau_{min}^{negativo} \right) \left(1 - \xi_{\tau}^{Estágio3} \right) \quad (3.42)$$

$$\tau_{min}^{Estágio4}(t) = \tau_{max}(t) - \left(\tau_{max}(t) - \tau_{min}^{negativo} \right) \left(1 - \xi_{\tau}^{Estágio4} \right) \quad (3.43)$$

Onde:

$\tau_{min}^{Estágio3}(t)$ é o limite mínimo da perturbação para o estágio 3 da curva característica de agarramento no instante t ;

$\tau_{min}^{Estágio4}(t)$ é o limite mínimo da perturbação para o estágio 4 da curva característica de agarramento no instante t ;

$\xi_{\tau}^{Estágio3}$ é a razão do limite mínimo da perturbação para o estágio 3 da curva característica de agarramento em relação ao intervalo entre perturbação máxima e mínima;

$\xi_{\tau}^{Estágio4}$ é a razão do limite mínimo da perturbação para o estágio 4 da curva característica de agarramento em relação ao intervalo entre perturbação máxima e mínima;

$\tau_{max}(t)$ é a perturbação máxima alcançada no termopar em análise até o instante t ;

$\tau_{min}^{negativo}$ é a perturbação mínima predefinida a ser alcançada no estágio 5 da curva característica de agarramento.

É importante salientar que, quando uma análise é finalizada pelo Analisador de Novidade, todos os seus parâmetros são reiniciados. Assim, o valor da perturbação máxima ($\tau_{max}(t)$) só vale para a análise que está sendo feita; para uma nova análise do mesmo termopar, o valor da perturbação máxima será novamente definido.

Dada a divisão da curva de agarramento, o autômato utilizado para o reconhecimento dela pode ser definido. Ele é apresentado na figura 3.11.

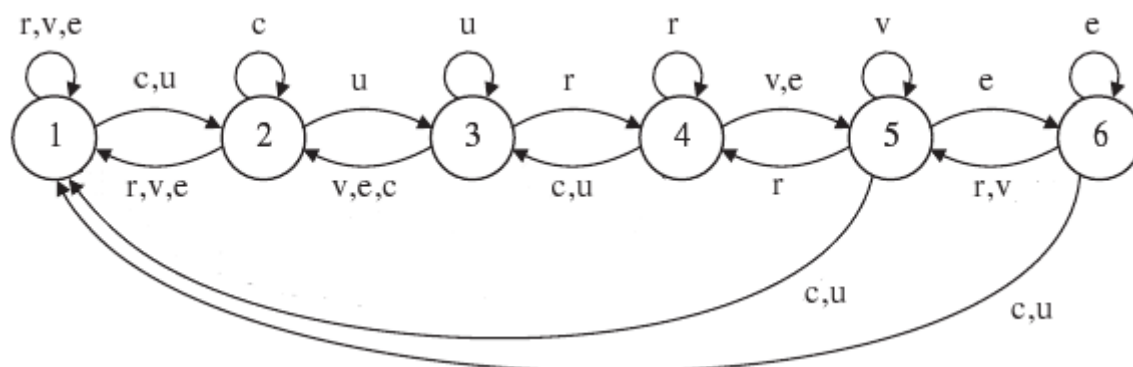


Figura 3.11: Autômato para o reconhecimento da curva característica de agarramento

Nota-se que o autômato possui seis estados, sendo as regiões da curva responsáveis pelas regras de transição entre eles. Esses estados possuem o significado mostrado na tabela 3.2.

Estado	Significado
1	Curva sem estágio definido
2	Curva no estágio 1
3	Curva no estágio 2
4	Curva no estágio 3
5	Curva no estágio 4
6	Curva no estágio 5

Tabela 3.2: Significado dos estados do autômato de reconhecimento da curva característica de agarramento

Conhecendo a caracterização de cada um dos estágios da curva de agarramento e a lógica do autômato, pode-se estabelecer as regras de transição do autômato de acordo com os valores dos parâmetros de entrada do Analisador de Novidade. Além dos parâmetros de entrada, decidiu-se acrescentar às regras o tempo de permanência da derivada média com valores consecutivos positivos ($n_{\delta_+}(t)$) ou negativos ($n_{\delta_-}(t)$), visando assim, prevenir possíveis distorções causadas por pequenas flutuações na derivada média. Dessa forma, as regras de transição entre os estados do autômato são dadas pelo algoritmo 2.

Nota-se que, pelo autômato, é permitido que haja um percurso bilateral entre os estados, que visa garantir que o autômato possa oscilar entre estados vizinhos, evitando

Algoritmo 2: Regras de transição de estados do autômato

Dados: perturbação da amostra ($\tau(t)$); derivada média da amostra ($\bar{\delta}(t)$); razão da derivada ($\gamma(t)$); razão da temperatura ($\psi(t)$); número de amostras consecutivas com derivada média positiva ($n_{\bar{\delta}+}(t)$); número de amostras consecutivas com derivada média negativa ($n_{\bar{\delta}-}(t)$)

Resultado: estado do autômato de reconhecimento da curva de agarramento

```

se Autômato está no estado 1 então
  | se  $\tau(t) > 0$  e  $\bar{\delta}(t) > 0$  então
  | | Vai para o estado 2
  | senão
  | | Permanece no estado 1
  | fim se
fim se

se Autômato está no estado 2 então
  | se  $\tau(t) > \tau_{max}^{Estágio1}$  e  $\gamma(t) \geq \gamma_{min}^{Estágio2}$  e  $n_{\bar{\delta}+}(t) \geq n_{min}^{\bar{\delta}+}$  então
  | | Vai para o estado 3
  | senão se  $(\tau(t) < 0$  e  $\bar{\delta}(t) < 0)$  ou  $n_{\bar{\delta}-}(t) \geq n_{min}^{\bar{\delta}-}$  então
  | | Vai para o estado 1
  | senão
  | | Permanece no estado 2
  | fim se
fim se

se Autômato está no estado 3 então
  | se  $\tau(t) > \tau_{max}^{Estágio2}$  e  $\gamma(t) \geq \gamma_{min}^{Estágio3}$  e  $n_{\bar{\delta}+}(t) \geq n_{min}^{\bar{\delta}+}$  então
  | | Vai para o estado 4
  | senão se  $(\tau(t) \leq \tau_{max}^{Estágio1})$  então
  | | Vai para o estado 2
  | senão
  | | Permanece no estado 3
  | fim se
fim se

se Autômato está no estado 4 então
  | se  $\tau(t) < \tau_{min}^{Estágio3}(t)$  e  $\gamma(t) \geq \gamma_{min}^{Estágio4}$  e  $n_{\bar{\delta}-}(t) \geq n_{min}^{\bar{\delta}-}$  e  $\psi(t) \leq \psi_{max}^{Estágio4}$  então
  | | Vai para o estado 5
  | senão se  $\tau(t) \leq \tau_{max}^{Estágio2}$  e  $\bar{\delta}(t) \geq 0$  então
  | | Vai para o estado 3
  | senão
  | | Permanece no estado 4
  | fim se
fim se

se Autômato está no estado 5 então
  | se  $\tau(t) < \tau_{min}^{Estágio4}(t)$  e  $\gamma(t) \geq \gamma_{min}^{Estágio5}$  e  $n_{\bar{\delta}-}(t) \geq n_{min}^{\bar{\delta}-}$  então
  | | Vai para o estado 6
  | senão se  $\tau(t) \geq \tau_{min}^{Estágio3}(t)$  então
  | | Vai para o estado 4
  | senão se  $\tau(t) \leq 0$  e  $n_{\bar{\delta}+}(t) \geq n_{min}^{\bar{\delta}+}$  então
  | | Vai para o estado 1
  | senão
  | | Permanece no estado 5
  | fim se
fim se

se Autômato está no estado 6 então
  | se  $\tau(t) \geq \tau_{min}^{Estágio4}(t)$  então
  | | Vai para o estado 5
  | senão se  $\tau(t) \leq 0$  e  $n_{\bar{\delta}+}(t) \geq n_{min}^{\bar{\delta}+}$  então
  | | Vai para o estado 1
  | senão
  | | Permanece no estado 6
  | fim se
fim se

```

erros devidos a indefinições nas regiões de transição entre eles, assim como no trabalho de Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004).

A reinicialização do autômato, ou seja, a volta ao estado 1, só é permitida nos estados 2, 5 e 6. Este fato tem o objetivo de conseguir detectar agarramentos logo após um período mais longo de subida de temperatura, que podem ocorrer após a partida da máquina. Assim, na primeira metade da curva característica de agarramento (derivada média positiva), o autômato só é reiniciado se estiver no estado 2, ou seja, no primeiro estágio da curva de agarramento, logo, se ele se localizar em estágios posteriores, ele deve voltar aos estágios anteriores até alcançar o estado 2 para ser reiniciado. Para a segunda metade da curva de agarramento (derivada média negativa), não faz sentido o autômato ter que voltar a todos os estados posteriores para ser reiniciado, isso porque se a curva já atingiu a etapa de declínio, passada a etapa de ascensão de temperatura, se ocorrer uma nova ascensão de temperatura, com perturbações compatíveis com as do estágio 1 e 2 da curva, isso indica que o que ocorreu foi uma oscilação mais brusca de temperatura que não foi motivada por um agarramento.

Diferentemente de Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004), a lógica do autômato utilizado neste trabalho permite que uma curva seja reconhecida como sendo uma curva característica de agarramento mesmo que ela não apresente os estágios 1 e 4, mas apresente em pelo menos duas amostras consecutivas da série temporal de temperaturas características dos estágios 2 e 5 (duas amostras para cada um desses estágios). Esta decisão se baseia na não coincidência no tempo que pode ocorrer entre as características exigidas para os parâmetros de entrada do Analisador de Novidade para cada um dos estágios da curva. Por exemplo, o autômato se encontrando no estado 4, um declínio na temperatura pode ter perturbação e razão de derivada compatíveis com o estágio 5 da curva de agarramento, mas por não ter alcançado ainda a razão de temperatura mínima, portanto a mudança de estado não é permitida. Dessa forma, quando a razão de temperatura for alcançada, o autômato passa para o estado 5, mas a amostra já possui as características do estágio 5 da curva, ou seja, o estágio 4 não ocorreu, mas isso não descaracterizou o comportamento de agarramento. A mesma lógica é válida para a elevação de temperatura - mesmo que a amostra já apresente características compatíveis com o estágio 2 da curva, ainda estando no estado 1 do autômato, isso não descaracteriza o comportamento de agarramento -, apesar de ser mais difícil essa situação ocorrer na elevação de temperatura do que na diminuição dela.

Voltando à questão da atualização do modelo de comportamento de um termopar, abordada na seção 3.2.4, quando as características de uma amostra são enviadas ao Analisador de Novidade, é necessário que as amostras posteriores a essa primeira sejam consideradas sempre como novidade, pois não são em todos os estágios do agarramento que as características das amostras se encontram fora dos limiares da região normal de comportamento, sendo que em alguns períodos de certos agarramentos, as características das amostras podem se encontrar totalmente dentro da área considerada como comportamento normal, como pode ser visto na figura 3.8. Deste modo, a determinação para que as amostras voltem a ser classificadas pelo Detector de Novidade deve vir do Analisador de Novidade.

3.4 Detector de Agarramento

O último estágio do BDS desenvolvido é o Detector de Agarramento. Ele é o responsável por determinar se o comportamento observado ao longo do molde caracteriza um agarramento.

Os outros módulos do BDS só enxergam os termopares individualmente. O Detector de Agarramento é o único que enxerga o molde como um todo, pois só assim é possível determinar com maior precisão a ocorrência de um agarramento.

3.4.1 O *Breakoutability*

Como parâmetros de entrada, o Detector de Agarramento recebe os valores de *breakoutability* de cada um dos termopares vindos do Analisador de Novidade. O *breakoutability* (ι) é uma medida que fornece o posicionamento da série temporal de temperaturas na curva de agarramento com maior precisão do que os estados do autômato. Ele varia de 0 a 1, sendo que, quanto mais próximo de 1, mais próximo do final da curva a série se encontra. A distribuição do valor do *breakoutability* ao longo dos estágios da curva é dada pelo gráfico mostrado na figura 3.12.

Além da região da curva em que se encontra a série temporal, a perturbação da temperatura também definirá o valor que o *breakoutability* irá assumir. Dessa forma, o *breakoutability* não possui uma distribuição contínua ao longo dos estágios. Na primeira etapa da curva, verifica-se que o seu valor vai subindo em degraus até que a curva característica de agarramento atinja a perturbação máxima. A explicação para isso é que a perturbação máxima só será conhecida durante o estágio 3 da curva, dessa forma, não há

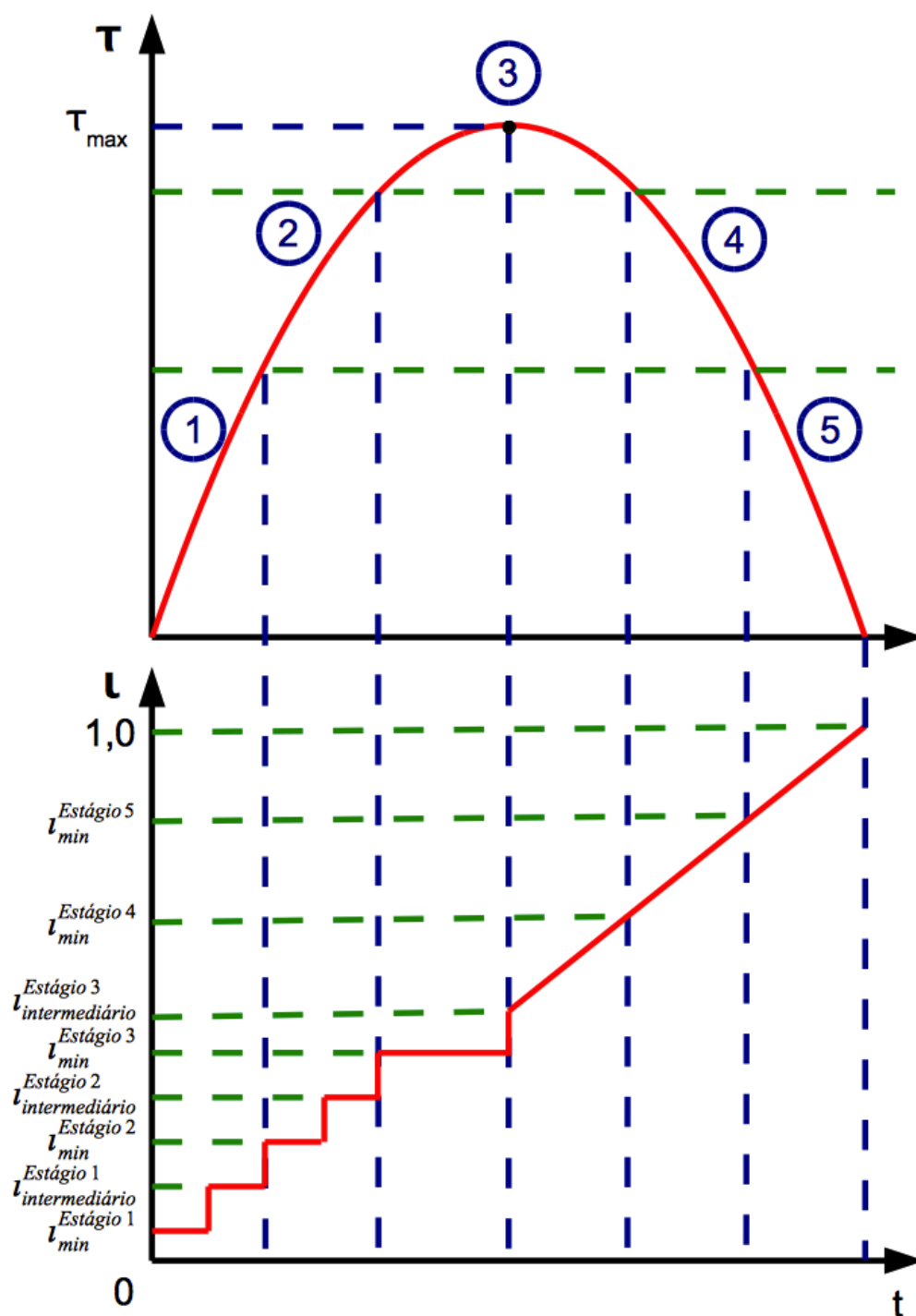


Figura 3.12: Distribuição do valor de *breakoutability* ao longo dos estágios da curva característica de agarramento

como fazer uma interpolação para obter uma reta que determinará o valor do *breakoutability*. Rigorosamente, esta impossibilidade é aplicada somente ao estágio 3, pois, para o estágio 1 e 2, os valores máximos e mínimos de perturbação são conhecidos, mas não é necessário detalhar muito o *breakoutability* nesses estágios, já que o mais importante para

a determinação do agarramento será o detalhamento da segunda metade da curva; com isso poupa-se tempo de processamento e se diminui o custo computacional do sistema.

O valor inicial de *breakoutability* referente ao estado 1 não pode ser zero, pois esse valor significa que a amostra não se encontra em nenhum estágio e que o Analisador de Novidade finalizou a análise, logo, por se tratar do início da curva, foi escolhido um valor bem pequeno.

Entre o valor máximo e mínimo dos estágios 1 e 2 da curva, há valores intermediários de *breakoutability* ($\iota_{intermediário}$). Esses valores intermediários significam que a amostra já atingiu o valor de perturbação necessário para mudar para o próximo estado no autômato, mas ainda não atingiu a razão de derivada para isso. No estágio 3, o valor intermediário de *breakoutability* significa que a perturbação máxima foi alcançada.

Para a segunda metade do estágio 3 e para os estágios 4 e 5, o *breakoutability* é calculado conforme a equação geral 3.44.

$$\iota(t) = \iota_{min}^{Estágio i} + \left(\iota_{min}^{Estágio i+1} - \iota_{min}^{Estágio i} \right) \left[\alpha^{Estágio i}(t)\tau(t) + \beta^{Estágio i}(t) \right] \quad (3.44)$$

Onde:

$\iota(t)$ é o valor de *breakoutability* no instante t ;

$\iota_{min}^{Estágio i}$ é o valor mínimo de *breakoutability* para o estágio i da curva;

$\iota_{min}^{Estágio i+1}$ é o valor mínimo de *breakoutability* para o estágio $i+1$ da curva;

$\alpha^{Estágio i}(t)$ é o coeficiente angular da equação de interpolação;

$\beta^{Estágio i}(t)$ é o coeficiente linear da equação de interpolação;

$\tau(t)$ é a perturbação no instante t .

É importante destacar que sempre $\iota_{min}^{Estágio i} < \iota_{intermediário}^{Estágio i} < \iota_{min}^{Estágio i+1}$.

Os parâmetros $\alpha^{Estágio i}(t)$ e $\beta^{Estágio i}(t)$ para os estágios 3, 4 e 5 são calculados conforme as equações 3.45, 3.46 e 3.47 respectivamente.

$$\begin{cases} \alpha^{Estágio 3}(t) = \frac{1}{\tau_{min}^{Estágio 3}(t) - \tau_{max}(t)} \\ \beta^{Estágio 3}(t) = -\tau_{max}(t) \alpha^{Estágio 3}(t) \end{cases} \quad (3.45)$$

$$\begin{cases} \alpha^{Estágio4}(t) = \frac{1}{\tau_{min}^{Estágio4}(t) - \tau_{min}^{Estágio3}(t)} \\ \beta^{Estágio4}(t) = -\tau_{min}^{Estágio3}(t) \alpha^{Estágio4}(t) \end{cases} \quad (3.46)$$

$$\begin{cases} \alpha^{Estágio5}(t) = \frac{1}{\tau_{min}^{negativo} - \tau_{min}^{Estágio4}(t)} \\ \beta^{Estágio5}(t) = -\tau_{min}^{Estágio4}(t) \alpha^{Estágio5}(t) \end{cases} \quad (3.47)$$

Onde:

$\alpha^{Estágio3}(t)$ é o parâmetro α para o estágio 3 da curva de agarramento no instante t ;

$\alpha^{Estágio4}(t)$ é o parâmetro α para o estágio 4 da curva de agarramento no instante t ;

$\alpha^{Estágio5}(t)$ é o parâmetro α para o estágio 5 da curva de agarramento no instante t ;

$\beta^{Estágio3}(t)$ é o parâmetro β para o estágio 3 da curva de agarramento no instante t ;

$\beta^{Estágio4}(t)$ é o parâmetro β para o estágio 4 da curva de agarramento no instante t ;

$\beta^{Estágio5}(t)$ é o parâmetro β para o estágio 5 da curva de agarramento no instante t ;

$\tau_{min}^{Estágio3}(t)$ é o limite mínimo da perturbação para o estágio 3 da curva de agarramento no instante t ;

$\tau_{min}^{Estágio4}(t)$ é o limite mínimo da perturbação para o estágio 4 da curva de agarramento no instante t ;

$\tau_{max}(t)$ é a perturbação máxima alcançada no termopar em análise até o instante t ;

$\tau_{min}^{negativo}$ é a perturbação mínima predefinida a ser alcançada no estágio 5 da curva característica de agarramento.

Calculados os parâmetros $\alpha^{Estágioi}$ e $\beta^{Estágioi}$, os valores de *breakoutability* para a segunda metade do estágio 3 e para os estágios 4 e 5 podem ser calculados conforme as equações 3.48, 3.49 e 3.50 respectivamente.

$$\mathbf{I}^{Estágio3}(t) = \mathbf{I}_{intermediário}^{Estágio3} + \left(\mathbf{I}_{min}^{Estágio4} - \mathbf{I}_{intermediário}^{Estágio3} \right) \left[\alpha^{Estágio3}(t)\tau(t) + \beta^{Estágio3}(t) \right] \quad (3.48)$$

$$\mathbf{I}^{Estágio4}(t) = \mathbf{I}_{min}^{Estágio4} + \left(\mathbf{I}_{min}^{Estágio5} - \mathbf{I}_{min}^{Estágio4} \right) \left[\alpha^{Estágio4}(t)\tau(t) + \beta^{Estágio4}(t) \right] \quad (3.49)$$

$$\mathbf{I}^{Estágio5}(t) = \mathbf{I}_{min}^{Estágio5} + \left(1 - \mathbf{I}_{min}^{Estágio5} \right) \left[\alpha^{Estágio5}(t)\tau(t) + \beta^{Estágio5}(t) \right] \quad (3.50)$$

Estas equações para o cálculo do *breakoutability* valem se as características da amostra estão dentro do especificado para o estágio da curva correspondente a elas. Se acontecer da amostra estar com um valor de perturbação que permita a sua ida para o próximo estado do autômato, mas as outras restrições ainda não tenham sido satisfeitas para a mudança de estado, a equação fornecerá um valor de *breakoutability* que corresponde a um estágio diferente do que o autômato está indicando. Logo, nessas situações, o valor de *breakoutability* é definido como sendo o valor mínimo do próximo estágio da curva menos um pequeno valor (ζ_t). Para o estágio 5, se a perturbação for menor do que a mínima, a equação de cálculo do *breakoutability* fornecerá um valor maior do que 1, se isso ocorrer, o valor é igualado a 1, que é o valor máximo do *breakoutability*.

Resumindo, o valor do *breakoutability* é obtido de acordo com o algoritmo 3.

3.4.2 Regras de Detecção de Agarramentos

Obtido o *breakoutability* de cada um dos termopares do molde, passa-se agora às definições das regras para a detecção de agarramentos. Essas regras se baseiam no fenômeno de espalhamento do agarramento descrito nas subsecções 2.2.6.2 e 2.2.6.3. Além disso, o fato do molde das máquinas da Usina Intendente Câmara possuírem dois níveis horizontais de termopares também influenciou na definição das regras.

Antes de se detalhar as regras de detecção, é importante fazer algumas definições. Os termopares do nível horizontal mais próximo da entrada do molde, o nível superior, são chamados de termopares superiores. Os termopares do nível horizontal mais próximo da saída do molde, o nível inferior, são chamados de termopares inferiores. As máquinas de lingotamento da aciaria da Usina Intendente Câmara possuem o mesmo número de

Algoritmo 3: Algoritmo para a determinação do valor de *breakoutability*

Dados: perturbação da amostra ($\tau(t)$), derivada média da amostra ($\bar{\delta}(t)$), razão da derivada ($\gamma(t)$), estado do autômato ($\Omega(t)$)

Resultado: valor do *breakoutability* ($\iota(t)$)

se $\Omega(t) = 1$ então

 | $\iota(t) = 0$

fim se

se $\Omega(t) = 2$ então

 | se $\tau(t) > \tau_{max}^{Estágio1}$ e $\gamma(t) < \gamma_{min}^{Estágio2}$ então

 | $\iota(t) = \iota_{intermediário}^{Estágio1}$

 senão

 | $\iota(t) = \iota_{min}^{Estágio1}$

 fim se

fim se

se $\Omega(t) = 3$ então

 | se $\tau(t) > \tau_{max}^{Estágio2}$ e $\gamma(t) < \gamma_{min}^{Estágio3}$ então

 | $\iota(t) = \iota_{intermediário}^{Estágio2}$

 senão

 | $\iota(t) = \iota_{min}^{Estágio2}$

 fim se

fim se

se $\Omega(t) = 4$ então

 | se $\bar{\delta}(t) < 0$ então

 | $\iota(t) = \iota^{Estágio3}(t)$

 | se $\iota(t) \geq \iota_{min}^{Estágio4}$ então

 | $\iota(t) = \iota_{min}^{Estágio4} - \zeta_t$

 fim se

 senão

 | $\iota(t) = \iota_{min}^{Estágio3}$

 fim se

fim se

se $\Omega(t) = 5$ então

 | $\iota(t) = \iota^{Estágio4}(t)$

 | se $\iota(t) \geq \iota_{min}^{Estágio5}$ então

 | $\iota(t) = \iota_{min}^{Estágio5} - \zeta_t$

 fim se

fim se

se $\Omega(t) = 6$ então

 | $\iota(t) = \iota^{Estágio5}(t)$

 | se $\iota(t) \geq 1$ então

 | $\iota(t) = 1$

 fim se

fim se

termopares nos dois níveis, sendo que os termopares do nível superior estão alinhados com os do nível inferior. Dessa forma, olhando verticalmente os termopares, cada conjunto com dois termopares alinhados, o superior e o inferior, é denominado canal. Essas definições são ilustradas pela figura 3.13.

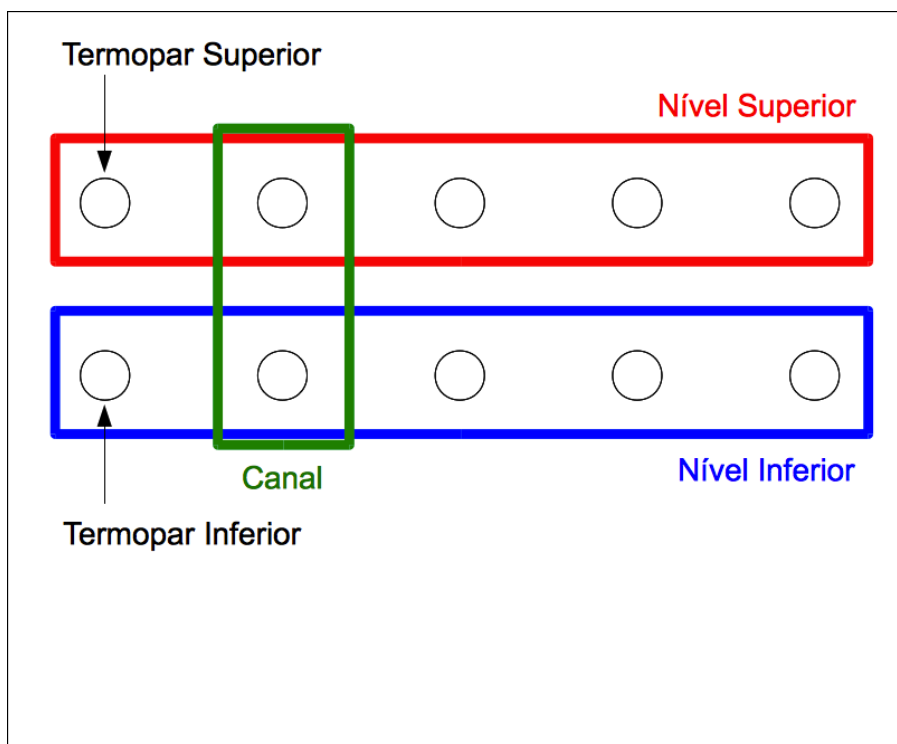


Figura 3.13: Definições quanto à posição dos termopares do molde

O BDS possui dois tipos de alarmes de detecção: agarramento e canto. O alarme de agarramento detecta o comportamento de agarramento em qualquer ponto do molde. O alarme de canto detecta indícios de agarramento nos termopares localizados nos cantos do molde. Este segundo alarme é necessário devido ao fato do canto ser a parte do molde na qual a retirada de calor é menos efetiva, como detalhado na subseção 2.2.4.

3.4.2.1 Alarme de Agarramento

Para o acionamento do alarme de agarramento, o primeiro passo é detectar a existência de algum canal foco ao longo do molde. O canal foco se caracteriza pelo fato do seu termopar superior possuir um valor de *breakoutability* maior ou igual a um determinado mínimo predefinido. Este valor é chamado de *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal foco ($\tau_{min\ ag}^{TSCF}$). O canal foco é chamado assim por ser considerado como o canal desencadeador do agarramento.

Após a detecção do canal foco, o segundo passo é verificar se os termopares superiores dos canais adjacentes ao canal foco possuem valores maiores ou iguais a mínimos predefinidos, visando assim detectar o espalhamento horizontal do agarramento. Esses valores são denominados *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal adjacente 1 ($t_{min\ ag}^{TSCA1}$) e *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal adjacente 2 ($t_{min\ ag}^{TSCA2}$). O maior ou menor valor de *breakoutability* dos termopares adjacentes só indica a proximidade do agarramento a eles, sendo que, o que apresentar o maior valor primeiro, é o que está mais próximo ao agarramento. Como essa informação de proximidade não é importante para o acionamento do alarme, na análise para o acionamento do alarme não é necessário impor um dos dois limites de *breakoutability* a um dos canais adjacentes, esquerdo ou direito, em particular, ou seja, não é necessário dizer previamente qual dos dois canais adjacentes tem que apresentar o maior valor de *breakoutability*. O que realmente será importante é o fato de que o termopar superior de um deles esteja com o *breakoutability* maior ou igual a um dos limites e que o do outro esteja maior ou igual ao outro limite.

O terceiro e último passo para o acionamento do alarme de agarramento é a verificação do valor de *breakoutability* no termopar inferior do canal foco, o que identifica o espalhamento vertical do agarramento. Nesse termopar, o *breakoutability* deve estar maior ou igual ao *breakoutability* mínimo do termopar inferior do canal foco ($t_{min\ ag}^{TICF}$).

A identificação do espalhamento horizontal e vertical do agarramento são medidas que visam confirmar que o agarramento está realmente acontecendo e, portanto, contribuem para a diminuição do número de alarmes falsos.

Dados os passos para o acionamento do alarme de agarramento, o algoritmo 4 resume as regras para esse acionamento.

É importante ressaltar que todas as condições para acionamento do alarme de agarramento descritas anteriormente devem estar ocorrendo no mesmo instante de tempo para que ele seja acionado, não havendo, portanto, nenhum deslocamento de tempo entre a verificação dessas condições. A verificação do espalhamento vertical e horizontal do agarramento visa diminuir a ocorrência de alarmes falsos.

Devido às características de alguns *breakouts* ocorridos por agarramento nas máquinas de lingotamento contínuo da aciaria da Usina Intendente Câmara, foi necessário estabelecer dois tipos de alarmes de agarramento: um mais restritivo quanto ao espalhamento vertical do agarramento (tipo 1) e outro mais restritivo quanto ao espalhamento horizontal (tipo 2). Em relação às regras de acionamento, eles são exatamente iguais, o que os diferenciam são os valores mínimos de *breakoutability* impostos para os termopares. No

Algoritmo 4: Regras para o acionamento do alarme de agarramento**Dados:** $breakoutability$ ($\iota(t)$)**Resultado:** acionamento do alarme de agarramento**para todo** canal do molde **faça** $\iota_{TS} \leftarrow \iota(t)$ do termopar superior do canal atual de análise $\iota_{TI} \leftarrow \iota(t)$ do termopar inferior do canal atual de análise **se** ($\iota_{TS} \geq \iota_{min\ ag}^{TSCF}$) e ($\iota_{TI} \geq \iota_{min\ ag}^{TICF}$) **então**

Determina canais adjacentes

 $\iota_{TSCAD} \leftarrow \iota(t)$ do termopar superior do canal adjacente direito $\iota_{TSCAE} \leftarrow \iota(t)$ do termopar superior do canal adjacente esquerdo **se** ($\iota_{TSCAD} \geq \iota_{min\ ag}^{TSCA1}$) e ($\iota_{TSCAE} \geq \iota_{min\ ag}^{TSCA2}$) **então**

| Aciona alarme de agarramento

senão se ($\iota_{TSCAD} \geq \iota_{min\ ag}^{TSCA2}$) e ($\iota_{TSCAE} \geq \iota_{min\ ag}^{TSCA1}$) **então**

| Aciona alarme de agarramento

fim se **fim se****fim para todo**

alarme de agarramento do tipo 1, o valor de $breakoutability$ mínimo para o termopar inferior do canal foco é maior do que no tipo 2, dando assim, um peso maior ao espalhamento vertical do agarramento no acionamento do alarme. Já no alarme do tipo 2, os valores de $breakoutability$ mínimo para os termopares superiores do canal foco e dos canais adjacentes são maiores do que no tipo 1, o que dá maior peso ao espalhamento horizontal do agarramento no acionamento do alarme.

3.4.2.2 Alarme de Canto

O acionamento do alarme de canto é mais simples do que o de agarramento, consistindo em apenas dois passos.

O primeiro passo consiste na determinação do canal foco. Assim como no alarme de agarramento, o canal foco se caracteriza pelo fato do seu termopar superior possuir um valor de $breakoutability$ maior ou igual a um determinado mínimo predefinido, denominado $breakoutability$ mínimo do termopar superior do canal foco ($\iota_{min\ ca}^{TSCF}$).

O segundo passo é verificar se algum dos canais adjacentes ao canal foco apresenta, no termopar superior, um valor de $breakoutability$ maior ou igual a um valor mínimo, o $breakoutability$ mínimo do termopar superior do canal adjacente ($\iota_{min\ ca}^{TSCA}$). Esse passo visa detectar o espalhamento horizontal do agarramento. Novamente, assim como no alarme de agarramento, não importa se o canal adjacente é o direito ou o esquerdo; o importante é que pelo menos um deles esteja com $breakoutability$ maior ou igual ao limite mínimo.

O molde das máquinas da aciaria da Usina Intendente Câmara são retangulares, assim existirão termopares de canto tanto na face estreita como na face larga. O molde pode variar a sua largura (face larga) e essa variação pode ocorrer em meio ao funcionamento da máquina, logo, a cada instante de aquisição de temperaturas, deve ser rodado um algoritmo que determina quais os canais em funcionamento no molde e qual deles se localizam nos cantos da face larga, já que eles podem variar com o tempo. Esse mesmo algoritmo também determina os canais adjacentes esquerdo e direito para cada canal em funcionamento no molde.

Conhecendo os passos para o acionamento do alarme de canto e a particularidade de mudança do comprimento do molde das máquinas, o algoritmo 5 sintetiza as regras para o acionamento do alarme.

Algoritmo 5: Regras para o acionamento do alarme de canto

Dados: *breakoutability* ($\iota(t)$)

Resultado: acionamento do alarme de canto

Determina canais dos cantos do molde

para todo *canal de canto* **faça**

$\iota_{TS} \leftarrow \iota(t)$ do termopar superior do canal atual de análise

se $\iota_{TS} \geq \iota_{min\ ca}^{TSCF}$ **então**

 Determina canais adjacentes

$\iota_{TSCAD} \leftarrow \iota(t)$ do termopar superior do canal adjacente direito

$\iota_{TSCAE} \leftarrow \iota(t)$ do termopar superior do canal adjacente esquerdo

se $(\iota_{TSCAD} \geq \iota_{min\ ca}^{TSCA})$ **ou** $(\iota_{TSCAE} \geq \iota_{min\ ca}^{TSCA})$ **então**

 | Aciona alarme de canto

fim se

fim se

fim para todo

O alarme de canto possui um tipo único, assim só há um valor definido para cada um dos limites de *breakoutability* para esse alarme.

3.4.3 Efeitos do Acionamento do Alarme

Quando um alarme é acionado, a máquina de lingotamento têm a sua velocidade reduzida, e o alarme permanece acionado por um número predefinido de períodos de amostragem. Este tempo deve ser grande o suficiente para que a diminuição da velocidade da máquina seja efetuada e as temperaturas do molde se estabilizem, evitando assim o acionamento múltiplos de alarmes. O tempo durante o qual a máquina permanecerá com a velocidade reduzida não é determinado pelo BDS e sim pelo sistema de controle de

velocidade da própria máquina. O valor dessa velocidade para a qual a máquina será reduzida varia de acordo com as particularidades dela, podendo chegar até à completa parada do veio.

Durante o período que o alarme permanece acionado, os outros módulos continuam em seu funcionamento normal, mesmo abaixo da velocidade de acionamento, a única diferença é que a saída deles não podem acionar um novo alarme durante esse período. O Detector de Agarramento só volta a poder disparar novos alarmes quando o alarme anterior é desativado.

Manter o sistema em funcionamento mesmo abaixo da velocidade de acionamento durante o período de acionamento do alarme, visa garantir que o sistema atingiu novamente uma região de operação normal. Caso isso não tenha sido alcançado durante o tempo de acionamento do alarme, e a velocidade esteja acima da velocidade de acionamento, um novo alarme é disparado.

3.5 Calculadora de Parâmetros

A Calculadora de Parâmetros pode ser vista como um programa de auxílio para o BDS desenvolvido ou um módulo a parte, já que ela não necessita ser acionada durante a operação normal do sistema. Por esta razão, ela não foi citada na introdução deste capítulo.

Dado o grande número de parâmetros do sistema, a Calculadora de Parâmetros tem a função de calculá-los, facilitando assim o ajuste do BDS para as situações nas quais ele vai precisar atuar. O ajuste manual dos parâmetros também é possível, mas devido ao grande número deles, a Calculadora conseguirá um conjunto otimizado de parâmetros mais rapidamente do que o ajuste manual, poupando trabalho e tempo do especialista responsável.

A base para os cálculos são os dados das corridas nas quais ocorreu um agarramento, com ou sem ocorrência de *breakout*, formando assim o chamado conjunto de levantamento de parâmetros, ou simplesmente conjunto de levantamento. Esses dados devem ser analisados de forma a fornecer à Calculadora de Parâmetros as seguintes informações:

- identificação da corrida;
- instante de início do agarramento;

- instante máximo para disparo do alarme;
- canal foco do alarme;
- canais de confirmação do alarme (canais adjacentes);
- tipo de alarme.

Esses dados podem ser obtidos através da análise manual das corridas por um especialista ou através da análise por um BDS padrão. Neste trabalho utilizou-se o próprio BDS desenvolvido, em uma versão cujos parâmetros foram ajustados manualmente, como BDS padrão para essa análise. O BDS padrão não precisa ser otimizado, basta que ele consiga fornecer corretamente as informações solicitadas pela Calculadora.

Conhecendo essas informações, a Calculadora realiza os cálculos dos parâmetros em duas fases: o cálculo dos parâmetros do Analisador de Novidade e o cálculo dos parâmetros do Detector de Agarramento.

3.5.1 Cálculo dos Parâmetros do Analisador de Novidade

O cálculo dos parâmetros do Analisador de Novidade é realizado apresentando o conjunto de levantamento à máquina para a qual se quer calcular os parâmetros. Para que a máquina consiga realizar a análise das corridas, é necessário que ela possua um conjunto inicial de parâmetros. Esse conjunto inicial também determina os limites mínimos ou máximos para cada um dos parâmetros calculados. Essa definição de limites funciona como uma maneira do administrador do sistema interferir no cálculo dos parâmetros, caso ele desconfie que os parâmetros calculados gerarão muitos alarmes falsos, baseando-se na sua experiência operacional para isso.

A escolha dos parâmetros iniciais da máquina é de vital importância para a realização do levantamento dos parâmetros. Parâmetros iniciais muito restritivos podem fazer com que o sistema não alarme em alguns dos agarramentos, não detectando-os. Por outro lado, parâmetros muito abrangentes fazem com que a máquina alarme facilmente, podendo vir a trazer problemas caso o instante de início do agarramento não tenha sido bem definido.

Durante o levantamento dos parâmetros, a máquina analisa somente o período que vai do instante de início do agarramento (t_0) menos o tamanho dos *buffers* de comportamento (k), chamado de instante inicial de análise (t_a), até o instante máximo para o disparo do alarme (t_{max}^{alarme}). Isso é feito devido ao fato dos parâmetros iniciais poderem assumir

qualquer valor, logo, não há como garantir que a corrida irá alarmar durante o período correspondente de agarramento. Teoricamente, o instante de início de agarramento é justamente o mesmo em que o comportamento da temperatura sai do que é considerado normal, assim, se a análise começar na janela de comportamento imediatamente anterior ao instante de início do agarramento, tem-se mais garantias que a máquina adquire o comportamento normal correto para realizar a análise do agarramento. Caso a máquina não alarme, ou seja, não detecte o agarramento, automaticamente o instante inicial de análise é deslocado para $t_0 - k - s$, onde s assume inicialmente o valor 1 e vai sendo incrementado a cada deslocamento. Esse processo é repetido até que o alarme da máquina seja acionado ou até que o instante inicial de análise alcance o instante inicial mínimo (t_{min}^a). Um instante inicial de análise muito longe de $t_0 - k$ pode deixar a análise ineficiente e muito demorada, pois o modelo de comportamento normal vai ficando cada vez mais longe do modelo teoricamente “ideal”; assim, o instante inicial mínimo deve ser definido de forma a evitar que isso ocorra. As corridas que não tiverem o alarme acionado, mesmo após os deslocamentos de t_a , não serão consideradas no cálculo dos parâmetros.

Nesta primeira fase do cálculo, a Calculadora obtém os seguintes valores para cada corrida do conjunto de levantamento que teve o alarme acionado:

- perturbação máxima do termopar superior do canal foco ($\tau_{max}^{TSCF}(i)$);
- perturbação mínima depois da ocorrência da temperatura máxima do termopar superior do canal foco ($\tau_{min}^{TSCF DT}(i)$);
- razão máxima de derivada antes da ocorrência da temperatura máxima do termopar superior do canal foco ($\gamma_{max}^{TSCF AT}(i)$);
- razão máxima de derivada depois da ocorrência da temperatura máxima do termopar superior do canal foco ($\gamma_{max}^{TSCF DT}(i)$);
- razão mínima de temperatura depois da ocorrência da temperatura máxima do termopar superior do canal foco ($\psi_{min}^{TSCF DT}(i)$);

onde i é um índice atribuído às corridas do conjunto de levantamento que tiveram o alarme acionado.

De posse desses valores, a calculadora determina os parâmetros do Analisador de Novidade conforme as equações 3.51 a 3.58.

$$\tau_{max}^{Está\acute{g}io\ 1} = \min(\tau_{max}^{TSCF}) \eta_{\tau}^{Está\acute{g}io\ 1} \quad (3.51)$$

$$\tau_{max}^{Está\acute{g}io\ 2} = \min(\tau_{max}^{TSCF}) \eta_{\tau}^{Está\acute{g}io\ 2} \quad (3.52)$$

$$\tau_{min}^{negativo} = \max(\tau_{min}^{TSCF\ DT}) \eta_{\tau}^{negativo} \quad (3.53)$$

$$\gamma_{min}^{Está\acute{g}io\ 2} = \min(\gamma_{max}^{TSCF\ AT}) \eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io\ 2} \quad (3.54)$$

$$\gamma_{min}^{Está\acute{g}io\ 3} = \min(\gamma_{max}^{TSCF\ AT}) \eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io\ 3} \quad (3.55)$$

$$\gamma_{min}^{Está\acute{g}io\ 4} = \min(\gamma_{max}^{TSCF\ DT}) \eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io\ 4} \quad (3.56)$$

$$\gamma_{min}^{Está\acute{g}io\ 5} = \min(\gamma_{max}^{TSCF\ DT}) \eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io\ 5} \quad (3.57)$$

$$\psi_{min}^{Está\acute{g}io\ 4} = \max(\psi_{min}^{TSCF\ DT}) \eta_{\psi}^{Está\acute{g}io\ 4} \quad (3.58)$$

Onde:

$\min(Z)$ é o mínimo valor do conjunto Z;

$\max(Z)$ é o máximo valor do conjunto Z;

$\tau_{max}^{Está\acute{g}io\ 1}$ é a máxima perturbação para o estágio 1 da curva característica de agarramento;

$\tau_{max}^{Está\acute{g}io\ 2}$ é a máxima perturbação para o estágio 2 da curva característica de agarramento;

$\tau_{min}^{negativo}$ é a mínima perturbação a ser atingida no estágio 5 da curva característica de agarramento;

$\gamma_{min}^{Está\acute{g}io\ 2}$ é a razão mínima da derivada no estágio 2 da curva característica de agarramento;

$\gamma_{min}^{Está\acute{g}io\ 3}$ é a razão mínima da derivada no estágio 3 da curva característica de agarramento;

$\gamma_{min}^{Está\acute{g}io4}$ é a razão mínima da derivada no estágio 4 da curva característica de agarramento;

$\gamma_{min}^{Está\acute{g}io5}$ é a razão mínima da derivada no estágio 5 da curva característica de agarramento;

$\psi_{min}^{Está\acute{g}io4}$ é a razão mínima da temperatura no estágio 4 da curva característica de agarramento;

$\eta_{\tau}^{Está\acute{g}io1}$ é o peso de $\tau_{max}^{Está\acute{g}io1}$ em relação à mínima perturbação do conjunto τ_{max}^{TSCF} ;

$\eta_{\tau}^{Está\acute{g}io2}$ é o peso de $\tau_{max}^{Está\acute{g}io2}$ em relação à mínima perturbação do conjunto τ_{max}^{TSCF} ;

$\eta_{\tau}^{negativo}$ é o peso de $\tau_{min}^{negativo}$ em relação à máxima perturbação dentro o conjunto $\tau_{min}^{TSCF DT}$;

$\eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io2}$ é o peso de $\gamma_{min}^{Está\acute{g}io2}$ em relação à mínima razão de derivada do conjunto $\gamma_{max}^{TSCF AT}$;

$\eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io3}$ é o peso de $\gamma_{min}^{Está\acute{g}io3}$ em relação à mínima razão de derivada do conjunto $\gamma_{max}^{TSCF AT}$;

$\eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io4}$ é o peso de $\gamma_{min}^{Está\acute{g}io4}$ em relação à mínima razão de derivada do conjunto $\gamma_{max}^{TSCF DT}$;

$\eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io5}$ é o peso de $\gamma_{min}^{Está\acute{g}io5}$ em relação à mínima razão de derivada do conjunto $\gamma_{max}^{TSCF DT}$;

$\eta_{\psi}^{Está\acute{g}io4}$ é o peso de $\psi_{min}^{Está\acute{g}io4}$ em relação à máxima razão de temperatura do conjunto $\psi_{min}^{TSCF DT}$.

Todos os pesos η descritos anteriormente devem ser configurados manualmente pelo administrador do sistema, dependendo do objetivo de obter um sistema mais restritivo (com menor número de alarmes falsos, mas com maior possibilidade de não detectar um agarramento) ou um sistema mais abrangente (com maior número de alarmes falsos, mas com menor possibilidade de não detectar um agarramento). Apesar de ter que configurar manualmente esses pesos, eles representam um avanço em relação à configuração manual dos parâmetros, pois são relativamente independentes do conjunto de levantamento e, por se apresentarem em forma de razão, abstraem o administrador de ter que trabalhar com os valores brutos dos parâmetros.

Ao determinar os pesos η , o administrador deve ter em mente as seguintes restrições:

- $0 < \eta_{\tau}^{Está\acute{g}io1} < \eta_{\tau}^{Está\acute{g}io2} < 1$, pois $\tau_{max}^{Está\acute{g}io1} < \tau_{max}^{Está\acute{g}io2}$;

- $0 < \eta_{\tau}^{negativo} \leq 1$;
- $1 \geq \eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io2} > \eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io3} > 0$, pois $\gamma_{min}^{Está\acute{g}io2} > \gamma_{min}^{Está\acute{g}io3}$;
- $0 < \eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io4} < \eta_{\gamma}^{Está\acute{g}io5} \leq 1$, pois $\gamma_{min}^{Está\acute{g}io4} < \gamma_{min}^{Está\acute{g}io5}$;
- $\eta_{\psi}^{Está\acute{g}io4} > 1$, pois o conjunto de ψ_{min}^{TSCFDT} pode ter valores de ψ do estágio 5 da curva característica de agarramento.

No caso dos parâmetros $\tau_{min}^{negativo}$ e $\psi_{min}^{Está\acute{g}io4}$, se os valores definidos pelos parâmetros iniciais forem menores do que os calculados, prevalecem os valores dos parâmetros iniciais. Para os outros parâmetros, se os valores definidos pelos parâmetros iniciais forem maiores do que os calculados, prevalecem os valores dos parâmetros iniciais.

3.5.1.1 Parâmetros do Analisador de Novidade não Calculados pela Calculadora de Parâmetros

Há quatro parâmetros do Analisador de Novidade que não são calculados pela Calculadora de Parâmetros: $\xi_{\tau}^{Está\acute{g}io3}$, $\xi_{\tau}^{Está\acute{g}io4}$, $n_{min}^{\delta+}$ e $n_{min}^{\delta-}$. Esses parâmetros estão definidos na subseção 3.3.2.

Como $\xi_{\tau}^{Está\acute{g}io3}$ e $\xi_{\tau}^{Está\acute{g}io4}$ já são dados em forma de razão, não faz sentido que a Calculadora de Parâmetros defina os valores deles, cabendo esta atribuição ao administrador do sistema.

Os valores de $n_{min}^{\delta+}$ e $n_{min}^{\delta-}$ influenciam diretamente a sensibilidade do Analisador de Novidade nas mudanças entre os estados do autômato. Decidiu-se deixar a atribuição de valores para esses parâmetros para o administrador, pois o cálculo delas exigiria uma análise mais profunda das corridas do conjunto de levantamento, o que aumentaria muito a complexidade dessa análise, e poderia não fornecer um resultado satisfatório quanto à sensibilidade pretendida para o Analisador de Novidade.

3.5.2 Cálculo dos Parâmetros do Detector de Agarramento

Depois de realizado o cálculo dos parâmetros do Analisador de Novidade, passa-se ao cálculo dos parâmetros do Detector de Agarramento. O cálculo dos parâmetros do Analisador de Novidade deve ser realizado previamente, pois o Detector de Agarramento depende dos resultados do Analisador de Novidade, logo, a curva característica de agarramento já deve estar dividida para que assim o valor de *breakoutability* para cada um dos termopares possa ser determinado corretamente.

O cálculo dos parâmetros do Detector de Agarramento consiste em refazer a análise de cada uma das corridas do conjunto de levantamento, só que agora com os parâmetros calculados na etapa anterior para o Analisador de Novidade. O período de análise é o mesmo utilizado para o cálculo dos parâmetros do Analisador de Novidade. Caso a corrida não alarme, mesmo após os deslocamentos no instante inicial de análise (t_a), ela não é considerada no levantamento.

Dadas as condições para esta segunda fase do cálculo, a Calculadora obtém os seguintes valores para cada corrida do conjunto de levantamento que teve o alarme acionado:

- *breakoutability* máximo do termopar superior do canal foco para alarmes de agarramento do tipo 1 ($\mathbf{t}_{max\ ag1}^{TSCF}(j)$);
- *breakoutability* máximo do termopar inferior do canal foco para alarmes de agarramento do tipo 1 ($\mathbf{t}_{max\ ag1}^{TICF}(j)$);
- *breakoutability* máximo do termopar superior do canal adjacente 1 para alarmes de agarramento do tipo 1 ($\mathbf{t}_{max\ ag1}^{TSCA1}(j)$);
- *breakoutability* máximo do termopar superior do canal adjacente 2 para alarmes de agarramento do tipo 1 ($\mathbf{t}_{max\ ag1}^{TSCA2}(j)$);
- *breakoutability* máximo do termopar superior do canal foco para alarmes de agarramento do tipo 2 ($\mathbf{t}_{max\ ag2}^{TSCF}(w)$);
- *breakoutability* máximo do termopar inferior do canal foco para alarmes de agarramento do tipo 2 ($\mathbf{t}_{max\ ag2}^{TICF}(w)$);
- *breakoutability* máximo do termopar superior do canal adjacente 1 para alarmes de agarramento do tipo 2 ($\mathbf{t}_{max\ ag2}^{TSCA1}(w)$);
- *breakoutability* máximo do termopar superior do canal adjacente 2 para alarmes de agarramento do tipo 2 ($\mathbf{t}_{max\ ag2}^{TSCA2}(w)$);
- *breakoutability* máximo do termopar superior do canal foco para alarmes de canto ($\mathbf{t}_{max\ ca}^{TSCF}(h)$);
- *breakoutability* máximo do termopar superior do canal adjacente para alarmes de canto ($\mathbf{t}_{max\ ca}^{TSCA}(h)$);

onde j é um índice atribuído às corridas do conjunto de levantamento que tiveram alarme de agarramento do tipo 1 acionado, w é um índice atribuído às corridas do conjunto de levantamento que tiveram alarme de agarramento do tipo 2 acionado, e h é um índice atribuído às corridas do conjunto de levantamento que tiveram alarme de agarramento de canto acionado. Para as corridas com alarme de agarramento do tipo 1 e 2, o canal adjacente 1 é o canal adjacente com maior valor de *breakoutability*, e o canal adjacente 2 é o canal adjacente com menor valor de *breakoutability*.

Obtidos esses valores de *breakoutability*, os valores mínimos para os alarmes são calculados conforme as equações 3.59 a 3.68.

$$\iota_{min\ ag1}^{TSCF} = \min(\iota_{max\ ag1}^{TSCF})\eta_t \quad (3.59)$$

$$\iota_{min\ ag1}^{TICF} = \min(\iota_{max\ ag1}^{TICF})\eta_t \quad (3.60)$$

$$\iota_{min\ ag1}^{TSCA1} = \min(\iota_{max\ ag1}^{TSCA1})\eta_t \quad (3.61)$$

$$\iota_{min\ ag1}^{TSCA2} = \min(\iota_{max\ ag1}^{TSCA2})\eta_t \quad (3.62)$$

$$\iota_{min\ ag2}^{TSCF} = \min(\iota_{max\ ag2}^{TSCF})\eta_t \quad (3.63)$$

$$\iota_{min\ ag2}^{TICF} = \min(\iota_{max\ ag2}^{TICF})\eta_t \quad (3.64)$$

$$\iota_{min\ ag2}^{TSCA1} = \min(\iota_{max\ ag2}^{TSCA1})\eta_t \quad (3.65)$$

$$\iota_{min\ ag2}^{TSCA2} = \min(\iota_{max\ ag2}^{TSCA2})\eta_t \quad (3.66)$$

$$\iota_{min\ ca}^{TSCF} = \min(\iota_{max\ ca}^{TSCF})\eta_t \quad (3.67)$$

$$\iota_{min\ ca}^{TSCA} = \min(\iota_{max\ ca}^{TSCA})\eta_t \quad (3.68)$$

Onde:

$\min(Z)$ é o mínimo valor do conjunto Z ;

$\iota_{\min ag1}^{TSCF}$ é o *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal foco para o alarme de agarramento do tipo 1;

$\iota_{\min ag1}^{TICF}$ é o *breakoutability* mínimo do termopar inferior do canal foco para o alarme de agarramento do tipo 1;

$\iota_{\min ag1}^{TSCA1}$ é o *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal adjacente 1 para o alarme de agarramento do tipo 1;

$\iota_{\min ag1}^{TSCA2}$ é o *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal adjacente 2 para o alarme de agarramento do tipo 1;

$\iota_{\min ag2}^{TSCF}$ é o *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal foco para o alarme de agarramento do tipo 2;

$\iota_{\min ag2}^{TICF}$ é o *breakoutability* mínimo do termopar inferior do canal foco para o alarme de agarramento do tipo 2;

$\iota_{\min ag2}^{TSCA1}$ é o *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal adjacente 1 para o alarme de agarramento do tipo 2;

$\iota_{\min ag2}^{TSCA2}$ é o *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal adjacente 2 para o alarme de agarramento do tipo 2;

$\iota_{\min ca}^{TSCF}$ é o *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal foco para o alarme de canto;

$\iota_{\min ca}^{TSCA}$ é o *breakoutability* mínimo do termopar superior do canal adjacente para o alarme de canto;

η_{ι} é o peso dos *breakoutabilitys* mínimos ($\iota_{\min ag1}^{TSCF}$, $\iota_{\min ag1}^{TICF}$, $\iota_{\min ag1}^{TSCA1}$, $\iota_{\min ag1}^{TSCA2}$, $\iota_{\min ag2}^{TSCF}$, $\iota_{\min ag2}^{TICF}$, $\iota_{\min ag2}^{TSCA1}$, $\iota_{\min ag2}^{TSCA2}$, $\iota_{\min ca}^{TSCF}$ e $\iota_{\min ca}^{TSCA}$) em relação ao mínimo dos conjuntos máximo de *breakoutability* ($\iota_{\max ag1}^{TSCF}$, $\iota_{\max ag1}^{TICF}$, $\iota_{\max ag1}^{TSCA1}$, $\iota_{\max ag1}^{TSCA2}$, $\iota_{\max ag2}^{TSCF}$, $\iota_{\max ag2}^{TICF}$, $\iota_{\max ag2}^{TSCA1}$, $\iota_{\max ag2}^{TSCA2}$, $\iota_{\max ca}^{TSCF}$ e $\iota_{\max ca}^{TSCA}$).

O η_{ι} deve ser configurado manualmente pelo administrador do sistema, assim como no cálculo dos parâmetros do Analisador de Novidade. Como todos os parâmetros do Detector de Agarramento têm a mesma natureza e a mesma unidade de medida, não é necessário ter um peso para cada um deles, basta um para todos eles. Ao determinar o valor de η_{ι} , o administrador deve respeitar a restrição $0 < \eta_{\iota} \leq 1$.

Para todos os valores mínimos de *breakoutability* para os alarmes, se o valor calculado for menor do que o definido pelos parâmetros iniciais, prevalecem os valores dos parâmetros iniciais.

3.5.3 Parâmetros do Analisador de Comportamento

Como se pode perceber, a Calculadora de Parâmetros não calcula nenhum parâmetro do Analisador de Comportamento. Isso não é feito, pois todos os cálculos dela dependem dos resultados do Analisador de Comportamento.

No total o Analisador de Comportamento têm sete parâmetros: $n_{calc}^{\bar{\delta}}$, η_{Δ} , $\eta_{\bar{\delta}_+}$, $\eta_{\bar{\delta}_-}$, $\xi_{\bar{\delta}}^{min}$, $\xi_{\bar{\delta}}^{max}$ e Δ_{max} . Estes parâmetros estão definidos na subseção 3.2.2.

Os valores de η_{Δ} , $\eta_{\bar{\delta}_+}$, $\eta_{\bar{\delta}_-}$, $\xi_{\bar{\delta}}^{min}$ e $\xi_{\bar{\delta}}^{max}$ são dados em forma de razão, logo não faz sentido o seu cálculo, estando os valores deles associados à sensibilidade do sistema em incorporar mudanças normais no comportamento térmico do molde, cabendo, portanto, ao administrador ajustar essa sensibilidade de forma a alcançar os objetivos pretendidos para o sistema.

O valor de $n_{calc}^{\bar{\delta}}$ ajustará a filtragem realizada pela derivada média sobre as variações da derivada instantânea. A velocidade de detecção de mudança da direção da derivada está associada diretamente a esse parâmetro, o que influencia a velocidade de detecção do sistema, ou seja, a sua sensibilidade. A determinação via cálculo desse parâmetro seria muito demorada, pois trata-se de uma análise de tentativa e erro, e alteraria o funcionamento de todos os outros módulos do sistema, levando a uma necessidade de redefinição de todos os demais parâmetros. Assim, por se tratar de uma definição crítica e complexa do sistema, preferiu-se deixar a determinação desse parâmetro para o administrador do sistema.

O valor de Δ_{max} influencia na prevenção da geração de modelos distorcidos. A sua definição pode ser determinada através da análise de diversas corridas nos períodos que não ocorresse mudanças na velocidade de lingotamento. Como essa análise incorre na separação de dados de corridas para este fim, além da análise prévia desses dados para garantir que eles são representativos para o levantamento do parâmetro, e não houve condições técnicas para o fornecimento deles, deixou-se a atribuição de valor para esse parâmetro a cargo do administrador do sistema.

3.5.4 Parâmetros de Habilitação do BDS

Por fim, ainda restaram dois parâmetros para serem definidos no sistema: a velocidade de acionamento (v_{on}) e o tempo de acomodação da velocidade (t_{on}). Estes dois parâmetros visam garantir a inicialização do sistema e minimizar a geração de alarmes falsos.

Como já afirmado na subseção 3.2.4, os valores desses parâmetros devem ser definidos de forma a garantir que o último modelo gerado pelo Analisador de Comportamento antes do início do funcionamento normal do sistema já seja estável e livre das interferências no comportamento térmico do molde causadas pela partida da máquina. Estes critérios são bastante subjetivos, sendo de análise bastante complexa e podendo variar de um tipo de aço para outro e com as particularidades da máquina de lingotamento contínuo. Sendo assim, preferiu-se deixar o ajuste dos valores desses parâmetros a cargo do administrador do sistema, que baseado em sua experiência operacional pode defini-los de forma mais satisfatória que uma análise automática.

4 *Resultados*

4.1 *Caracterização das corridas analisadas*

Nesta seção é apresentada a caracterização das corridas que foram utilizadas para o desenvolvimento do sistema de detecção de *breakout*. Essas corridas foram divididas em dois grupos: sem agarramento e com agarramento. As corridas com agarramento foram divididas em dois subgrupos: as que ocasionaram *breakout* e as que não ocasionaram.

Primeiro são apresentadas as características das corridas em operação normal, ou seja, sem partida ou parada da máquina. Para as análises realizadas ao longo desta seção, considerou-se operação normal todos os instantes nos quais a máquina apresentou velocidade maior ou igual a 55 cm/min, que é o valor que os especialistas da Usiminas determinaram como sendo o limite entre a operação normal e a partida e parada da máquina. Estas características são mostradas pela tabela 4.1. Nesta tabela, e também para as tabelas 4.2 e 4.3, são apresentadas as seguintes características para cada corrida: temperatura máxima (T_{max}), temperatura mínima (T_{min}), derivada instantânea máxima (δ_{max}), derivada instantânea mínima (δ_{min}) e velocidade média (\bar{v}). Em todas as tabelas, para as corridas nas quais não houve o agarramento, os valores apresentados se referem ao termopar superior do canal que se localiza no centro de uma das faces largas do molde, sendo esse o canal que apresenta as maiores temperaturas por se encontrar mais perto da válvula injetora de aço do distribuidor para o molde. Para as corridas nas quais houve o agarramento, os valores apresentados se referem ao termopar superior do canal foco do agarramento.

Agora, apresentando as características dessas mesmas corridas para os períodos de partida e parada da máquina, elas são mostradas na tabela 4.2. Para esses períodos, considerou-se que a velocidade era menor do que 55 cm/min. Nem todas as corridas estão listadas, pois nem todas tiveram partida e parada da máquina. Como para estes períodos a velocidade varia constantemente, aumentando ou diminuindo de valor, não faz sentido falar em velocidade média.

Corrida	T_{max} (°C)	T_{min} (°C)	δ_{max} (°C/s)	δ_{min} (°C/s)	\bar{v} (cm/min)
1 ⁽²⁾	118,4	94,8	0,7	-1,0	101,69
2 ⁽¹⁾	107,9	73,7	0,7	-0,6	75,66
3 ⁽¹⁾	134,9	92,7	8,1	-10,2	85,99
4 ⁽²⁾	134,7	95,3	3,6	-4,2	72,99
5 ⁽³⁾	111,4	95,6	1,3	-2,2	109,66
6 ⁽³⁾	153,3	127,6	1,3	-1,7	82,63
7 ⁽³⁾	123,0	114,7	0,3	-0,3	79,58
8 ⁽³⁾	100,0	81,0	1,0	-1,0	89,57
9 ⁽¹⁾	138,7	112,9	3,2	-1,4	69,99
10 ⁽¹⁾	154,7	109,7	2,7	-3,6	87,63
11 ⁽¹⁾	148,5	137,0	0,4	-0,9	81,00
12 ⁽¹⁾	151,1	129,7	2,1	-2,9	98,50
13 ⁽¹⁾	166,7	126,6	1,4	-0,8	76,97
14 ⁽³⁾	121,4	111,6	1,0	-1,2	78,36
15 ⁽¹⁾	143,7	121,7	1,1	-1,1	82,25
16 ⁽²⁾	146,8	106,9	1,4	-5,7	97,50
17 ⁽¹⁾	125,6	89,8	3,2	-2,1	78,29
18 ⁽²⁾	97,5	90,0	0,1	-1,0	80,36
19 ⁽²⁾	100,0	92,3	1,2	-1,4	79,50
20 ⁽²⁾	98,1	86,5	1,1	-1,0	80,58
21 ⁽³⁾	136,4	121,7	0,5	-0,5	85,63
22 ⁽³⁾	149,7	136,3	1,0	-1,4	80,57
23 ⁽³⁾	115,0	90,0	1,0	-1,0	80,88
24 ⁽¹⁾	138,9	103,8	1,1	-0,3	81,99
25 ⁽¹⁾	154,0	125,4	0,8	-0,7	81,87
26 ⁽¹⁾	156,6	114,3	2,4	-5,1	93,58
27 ⁽²⁾	130,2	112,8	1,1	-1,4	79,00
28 ⁽¹⁾	168,3	135,1	1,6	-1,0	85,57
29 ⁽¹⁾	130,7	118,5	1,9	-1,9	80,59
30 ⁽¹⁾	136,0	108,7	2,2	-1,8	92,85
31 ⁽¹⁾	133,2	117,0	1,4	-1,4	98,25
32 ⁽²⁾	99,8	85,4	1,4	-1,1	72,46
33 ⁽²⁾	95,4	87,0	1,2	-1,3	75,15
34 ⁽¹⁾	196,7	116,1	3,6	-6,3	76,97
35 ⁽¹⁾	193,2	137,8	3,6	-5,2	81,10
36 ⁽¹⁾	128,7	101,4	2,6	-1,8	82,24
37 ⁽³⁾	114,0	96,1	1,3	-1,5	76,50

(1) Corrida sem agarramento

(2) Corrida com agarramento, mas sem *breakout*(3) Corrida com agarramento seguido de *breakout*

Tabela 4.1: Características das corridas em operação normal

Corrida	T_{max} (°C)	T_{min} (°C)	δ_{max} (°C/s)	δ_{min} (°C/s)
2 ⁽¹⁾	91,9	32,8	8,1	-2,0
3 ⁽¹⁾	125,8	45,2	2,6	-5,2
4 ⁽²⁾	101,6	34,4	3,3	-2,0
8 ⁽³⁾	82,0	79,0	1,0	-1,0
9 ⁽¹⁾	126,5	96,9	1,7	-1,9
10 ⁽¹⁾	146,7	81,4	1,7	-2,4
12 ⁽¹⁾	147,0	78,0	61,3	-1,8
15 ⁽¹⁾	120,9	98,5	2,7	-2,2
16 ⁽²⁾	104,2	64,8	3,3	-6,9
17 ⁽¹⁾	106,1	66,9	1,5	-1,7
24 ⁽¹⁾	111,1	99,2	0,3	-0,9
26 ⁽¹⁾	146,8	83,1	1,7	-1,9
28 ⁽¹⁾	155,9	93,0	3,5	-1,8
29 ⁽¹⁾	129,4	105,2	1,6	-2,3
31 ⁽¹⁾	121,0	92,9	-0,3	-14,9
32 ⁽²⁾	88,5	48,5	2,7	-1,7
34 ⁽¹⁾	146,3	97,2	2,7	-3,8
35 ⁽¹⁾	165,9	81,3	2,1	-3,6
36 ⁽¹⁾	106,4	103,1	0,1	-2,1
37 ⁽³⁾	98,1	95,4	1,2	-0,1

(1) Corrida sem agarramento

(2) Corrida com agarramento, mas sem *breakout*

(3) Corrida com agarramento seguido de *breakout*

Tabela 4.2: Características das corridas durante a partida e parada da máquina

Para as corridas com agarramento, além das características durante a operação normal e a partida e parada da máquina, ainda deve-se analisar as características durante o agarramento. As características para este período são mostradas na tabela 4.3.

Em todas as tabelas é importante notar a diferença nas características do comportamento térmico entre os diferentes períodos de operação da máquina. Pode se perceber que, como foi dito na subseção 3.2.4, em algumas corridas, as características do período de partida se confundem com as do período de agarramento. Agora, comparando o período de agarramento com o de operação normal, se observa que os valores da derivada máxima são maiores no período de agarramento, o que embasa o argumento de que no agarramento o comportamento térmico do molde sai da sua região de operação normal. A única exceção é a corrida 23, onde esses valores são iguais; mas será visto mais a frente na tabela 4.5 que o módulo da média e o desvio-padrão da derivada nessa corrida é maior no período

Corrida	T_{max} (°C)	T_{min} (°C)	δ_{max} (°C/s)	δ_{min} (°C/s)	\bar{v} (cm/min)
1 ⁽²⁾	122,8	90,2	3,4	-4,7	103,66
4 ⁽²⁾	158,3	127,7	7,3	-3,0	76,07
5 ⁽³⁾	133,6	97,0	7,4	-2,5	118,02
6 ⁽³⁾	145,3	126,8	1,8	-0,8	100,26
7 ⁽³⁾	128,6	109,8	1,1	-1,1	79,48
8 ⁽³⁾	106,0	92,0	2,0	-1,0	90,52
14 ⁽³⁾	122,4	102,3	1,5	-1,3	78,22
16 ⁽²⁾	137,0	81,4	17,4	-4,4	55,58
18 ⁽²⁾	97,6	86,1	1,5	-1,1	80,51
19 ⁽²⁾	112,6	97,2	2,2	-1,7	79,69
20 ⁽²⁾	94,5	84,4	1,5	-1,0	80,31
21 ⁽³⁾	134,2	109,5	1,3	-3,4	92,20
22 ⁽³⁾	186,6	129,2	5,8	-4,1	77,74
23 ⁽³⁾	101,0	83,0	1,0	-1,0	80,61
27 ⁽²⁾	132,4	104,9	1,8	-1,8	77,87
32 ⁽²⁾	141,4	82,4	6,0	-8,2	80,23
33 ⁽²⁾	124,5	83,2	6,0	-2,8	70,08
37 ⁽³⁾	115,6	62,0	5,0	-2,5	49,25

(2) Corrida com agarramento, mas sem *breakout*

(3) Corrida com agarramento seguido de *breakout*

Tabela 4.3: Características das corridas com agarramento durante o agarramento

de agarramento do que durante a operação normal, caracterizando um comportamento fora do normal.

Na tabela 4.3, observa-se que o valor absoluto da derivada mínima é menor do que o da derivada máxima para a maioria das corridas, o que está de acordo com o argumento utilizado na subseção 3.2.2 para se justificar a necessidade de impor um limite positivo e outro negativo à derivada no modelo de comportamento normal. Percebe-se que esse fato é verdadeiro para a maioria absoluta das corridas nas quais ocorreu o *breakout*, sendo a única exceção a corrida 21. Juntando isso ao fato que, em todas as corridas onde isso não se mostra verdade, não ocorreu o *breakout*, se conclui que o maior valor absoluto da derivada mínima nessas corridas (com agarramento, mas sem *breakout*) se deve à desaceleração da máquina ocorrida para evitar o *breakout* e não ao agarramento em si.

Passando para a análise das variações e derivadas de temperatura, para se ter uma ideia melhor do grau delas e, portanto, da variação do comportamento térmico do molde, serão apresentados os valores médios e de desvio padrão da temperatura (\bar{T} , σ_T) e da

derivada instantânea ($\bar{\delta}$, σ_{δ}) para as corridas com e sem agarramento em cada um dos períodos analisados. As tabelas 4.4 e 4.5 mostram essas informações.

Comparando os valores do desvio padrão da temperatura na tabela 4.4 para os diversos períodos das corridas, pode-se notar que esses valores geralmente são maiores no período de agarramento e nos períodos de partida e parada da máquina do que no período de operação normal, demonstrando assim, que uma maior variação da temperatura ocorre nesses períodos. Este fato, mais uma vez, evidencia a afirmação que o agarramento é um comportamento térmico anormal. Além disso, olhando somente para o desvio padrão da temperatura no período de agarramento e de partida e parada da máquina, pode-se afirmar que elas se confundem, podendo atingir patamares similares. Comparando os períodos das corridas na tabela 4.5, percebe-se que todas as afirmações anteriores também valem para os valores de desvio padrão da derivada.

Aprofundando um pouco mais a análise, se observa a grande variação nos valores de temperatura média e de desvio padrão nos diversos períodos de uma corrida para outra. Isso apoia a necessidade de se criar um modelo dinâmico do comportamento de temperatura do molde, que se adapte automaticamente a cada situação encontrada. Mas a adaptação deve ser feita de forma criteriosa, pois há corridas em que os desvios padrões no período de operação normal e no de agarramento não têm valores tão distantes, comparando-se com o observado em outras corridas. Um exemplo disso é a corrida 20, que apresenta o valor de desvio padrão de temperatura 17,9% maior no período de agarramento em relação ao período de operação normal; valor que é igual a 728% para a corrida 33. Todas essas afirmações valem também para os valores de desvio padrão da derivada.

Além disso, se nota que, na corrida 6, o valor do desvio padrão da temperatura durante a operação normal do sistema é maior do que durante o agarramento, o que é inicialmente contraditório. Analisando essa corrida mais a fundo, levanta-se a necessidade de um modelo que varie de acordo com o histórico recente do comportamento térmico e de se observar todo o molde e não somente um termopar para se disparar um alarme de agarramento. A primeira necessidade vem do fato de se observar que o grande valor de desvio padrão do período de operação normal é advindo de um período de grande variação de temperatura no início da corrida, uma variação normal que não apresenta-se como uma característica de agarramento e que diminui ao longo do tempo, não voltando a ocorrer, ou seja, o comportamento térmico do molde muda com o tempo, sendo que comportamentos muito antigos não modelam corretamente comportamentos mais recentes. A segunda necessidade é consequência do não espalhamento da grande variação observada no início

Corrida	Operação Normal		Partida e Parada		Agarramento	
	\bar{T} (°C)	σ_T (°C)	\bar{T} (°C)	σ_T (°C)	\bar{T} (°C)	σ_T (°C)
1 ⁽²⁾	109,99	5,48	-	-	110,86	10,29
2 ⁽¹⁾	94,52	9,84	72,82	14,52	-	-
3 ⁽¹⁾	119,35	5,12	70,66	19,31	-	-
4 ⁽²⁾	124,14	7,44	80,59	21,92	142,31	9,28
5 ⁽³⁾	104,31	3,40	-	-	115,82	11,10
6 ⁽³⁾	137,16	7,22	-	-	136,10	5,94
7 ⁽³⁾	117,53	2,06	-	-	120,78	5,29
8 ⁽³⁾	95,46	3,11	80,47	0,63	99,16	4,42
9 ⁽¹⁾	127,60	2,43	107,92	7,85	-	-
10 ⁽¹⁾	141,09	6,89	98,95	14,14	-	-
11 ⁽¹⁾	142,98	2,17	-	-	-	-
12 ⁽¹⁾	144,71	4,71	106,57	20,48	-	-
13 ⁽¹⁾	133,91	7,44	-	-	-	-
14 ⁽³⁾	114,91	2,42	-	-	114,20	6,53
15 ⁽¹⁾	137,06	5,26	108,71	7,27	-	-
16 ⁽²⁾	130,38	10,82	77,67	8,47	103,30	17,54
17 ⁽¹⁾	107,15	4,70	86,67	10,67	-	-
18 ⁽²⁾	92,73	2,30	-	-	91,68	3,53
19 ⁽²⁾	96,61	1,44	-	-	104,86	5,57
20 ⁽²⁾	90,82	2,80	-	-	89,41	3,31
21 ⁽³⁾	127,47	3,26	-	-	126,96	5,71
22 ⁽³⁾	143,16	3,22	-	-	164,52	15,42
23 ⁽³⁾	97,85	7,30	-	-	92,20	5,72
24 ⁽¹⁾	129,69	4,43	102,05	2,06	-	-
25 ⁽¹⁾	137,71	6,72	-	-	-	-
26 ⁽¹⁾	145,99	7,27	107,17	10,76	-	-
27 ⁽²⁾	117,01	4,18	-	-	122,49	7,93
28 ⁽¹⁾	156,62	8,79	127,93	15,32	-	-
29 ⁽¹⁾	124,64	2,35	116,11	9,34	-	-
30 ⁽¹⁾	117,72	5,47	-	-	-	-
31 ⁽¹⁾	123,62	2,77	114,58	6,81	-	-
32 ⁽²⁾	92,25	4,08	69,91	9,99	119,44	18,54
33 ⁽²⁾	92,16	1,51	-	-	101,23	12,55
34 ⁽¹⁾	157,88	14,29	116,21	12,11	-	-
35 ⁽¹⁾	165,53	8,98	118,99	17,81	-	-
36 ⁽¹⁾	111,48	6,50	105,28	1,15	-	-
37 ⁽³⁾	109,34	4,35	96,49	1,07	83,26	18,20

(1) Corrida sem agarramento

(2) Corrida com agarramento, mas sem *breakout*

(3) Corrida com agarramento seguido de *breakout*

Tabela 4.4: Valor médio e desvio padrão da temperatura para os diversos períodos das corridas

Corrida	Operação Normal		Partida e Parada		Agarramento	
	$\bar{\delta}$ (°C/s)	σ_{δ} (°C/s)	$\bar{\delta}$ (°C/s)	σ_{δ} (°C/s)	$\bar{\delta}$ (°C/s)	σ_{δ} (°C/s)
1 ⁽²⁾	0,009	0,148	-	-	-0,676	1,771
2 ⁽¹⁾	0,030	0,101	0,035	0,566	-	-
3 ⁽¹⁾	0,010	1,486	-0,281	0,864	-	-
4 ⁽²⁾	0,047	0,711	0,167	0,601	-0,087	1,626
5 ⁽³⁾	0,007	0,277	-	-	-0,312	1,847
6 ⁽³⁾	-0,014	0,301	-	-	-0,125	0,621
7 ⁽³⁾	-0,007	0,097	-	-	-0,078	0,427
8 ⁽³⁾	0,007	0,316	0,031	0,227	-0,060	0,625
9 ⁽¹⁾	0,009	0,169	-0,087	0,699	-	-
10 ⁽¹⁾	0,013	0,894	-0,106	0,606	-	-
11 ⁽¹⁾	-0,004	0,124	-	-	-	-
12 ⁽¹⁾	0,016	0,809	-0,078	6,263	-	-
13 ⁽¹⁾	0,003	0,146	-	-	-	-
14 ⁽³⁾	-0,011	0,121	-	-	-0,166	0,675
15 ⁽¹⁾	0,010	0,094	0,092	0,887	-	-
16 ⁽²⁾	-0,001	0,382	-0,192	1,378	-0,179	4,554
17 ⁽¹⁾	0,000	0,326	-0,062	0,520	-	-
18 ⁽²⁾	-0,021	0,074	-	-	-0,056	0,480
19 ⁽²⁾	-0,004	0,283	-	-	0,002	0,948
20 ⁽²⁾	-0,014	0,076	-	-	-0,051	0,461
21 ⁽³⁾	-0,001	0,142	-	-	-0,202	0,759
22 ⁽³⁾	0,003	0,252	-	-	-0,203	1,797
23 ⁽³⁾	-0,014	0,255	-	-	-0,106	0,557
24 ⁽¹⁾	0,009	0,118	-0,064	0,258	-	-
25 ⁽¹⁾	0,007	0,131	-	-	-	-
26 ⁽¹⁾	0,010	0,900	-0,091	0,590	-	-
27 ⁽²⁾	-0,006	0,100	-	-	-0,200	1,063
28 ⁽¹⁾	0,027	0,142	0,112	1,039	-	-
29 ⁽¹⁾	0,002	0,348	-0,589	0,888	-	-
30 ⁽¹⁾	0,000	0,234	-	-	-	-
31 ⁽¹⁾	0,000	0,178	-1,671	3,437	-	-
32 ⁽²⁾	0,133	0,388	0,223	0,593	-0,446	3,281
33 ⁽²⁾	-0,002	0,136	-	-	-0,106	1,999
34 ⁽¹⁾	0,018	0,775	-0,045	1,099	-	-
35 ⁽¹⁾	0,006	0,630	-0,150	1,133	-	-
36 ⁽¹⁾	0,009	0,274	-0,062	0,278	-	-
37 ⁽³⁾	-0,010	0,178	0,095	0,344	-0,341	0,970

(1) Corrida sem agarramento

(2) Corrida com agarramento, mas sem *breakout*(3) Corrida com agarramento seguido de *breakout*

Tabela 4.5: Valor médio e desvio padrão da derivada para os diversos períodos das corridas

da corrida, ela não se espalha para o canal adjacente esquerdo e nem para o termopar inferior do canal foco, como pode ser observado com o agarramento que ocorre no fim da corrida. Essas análises foram feitas através da figura 4.1, na qual a linha azul é a temperatura do termopar superior do canal foco do agarramento da corrida 6, a linha vermelha é a temperatura no termopar superior do canal adjacente direito, a linha verde é a temperatura no termopar superior do canal adjacente esquerdo e a linha magenta é a temperatura do termopar inferior do canal foco.

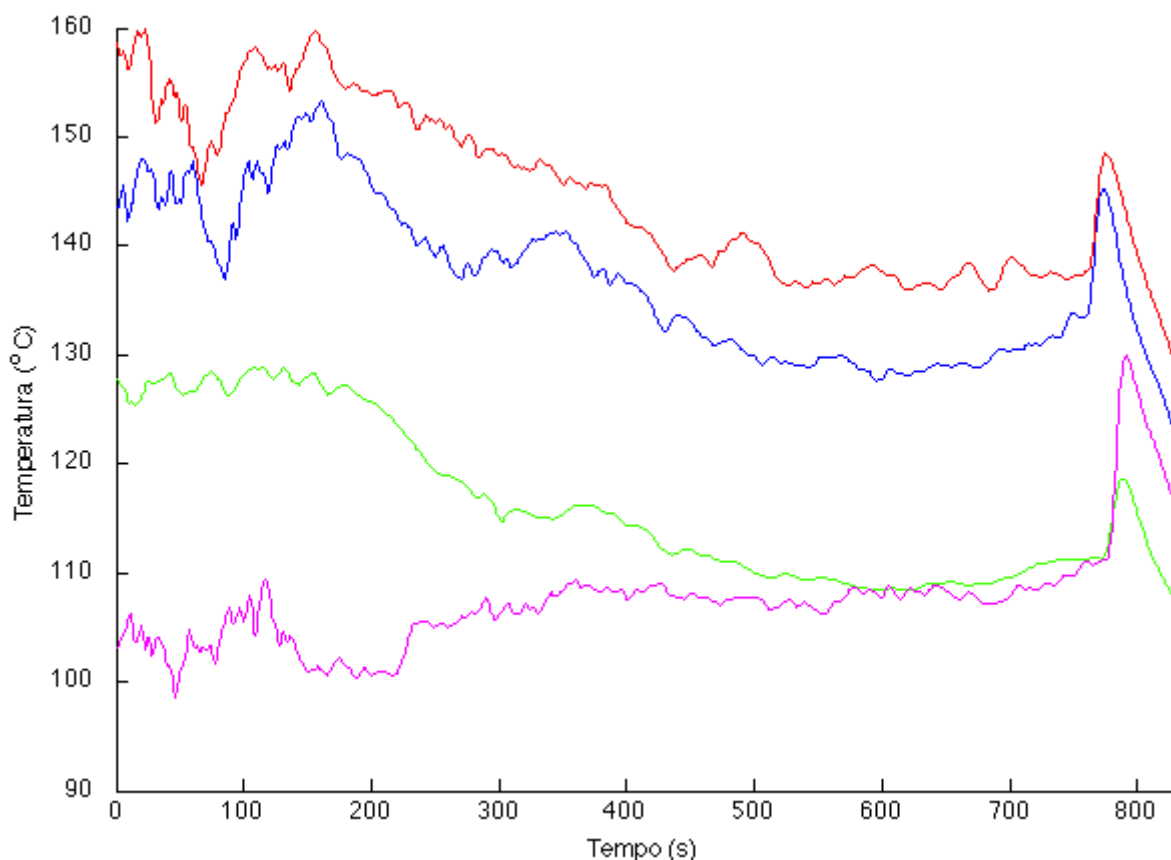


Figura 4.1: Evolução das temperaturas ao longo do tempo na corrida 6

Finalizando a análise dos dados de caracterização das corridas, observando os valores médios das derivadas para operação normal das corridas, nota-se que quase todos eles estão muito próximos de zero, o que embasa o argumento utilizado na subseção 3.2.2, de que, ao longo de um grande período de tempo, a derivada média geralmente fica próxima de zero. Agora, observando o valor médio de derivada para os períodos de agarramento, percebe-se que quase todos eles são negativos e na única corrida em que ele é positivo, a corrida 19, o seu valor é muito próximo de zero. Isso, somado ao fato de que, conforme a tabela 4.3, em geral o módulo limite mínimo de temperatura durante o período de agarramento é menor do que o limite máximo, revela que o período de decaimento da

temperatura durante o agarramento geralmente é maior do que o de elevação.

Como se pôde ver, os resultados apresentados nesta seção confirmam e embasam alguns dos argumentos utilizados na seção 3.2 para o desenvolvimento do Analisador de Comportamento do BDS.

4.2 Modelos de Previsão da Temperatura Normal

Os modelos de previsão da temperatura normal constituem a base fundamental para o bom funcionamento do BDS desenvolvido, pois eles são os responsáveis por apontar qual seria o comportamento térmico normal do molde a cada instante, prevendo qual seria a temperatura normal de cada um dos termopares. Como foi visto na subseção 3.2.1, se propôs um número razoável de modelos que poderiam ser utilizados para realizar essa previsão. Nesta seção, vai-se analisar os resultados obtidos para cada um deles, para depois se justificar a escolha de alguns deles para a utilização em conjunto com o resto do sistema.

Por se tratarem de muitos modelos (no total são sete modelos, contabilizando as variações do modelo por regressão linear múltipla) escolheu-se utilizar a corrida 20 para se realizar a análise e comparação entre os modelos. Essa corrida foi escolhida, pois é a que possui a menor relação entre o valor de desvio padrão no período de operação normal e o valor no período de agarramento, tornando-a assim, a corrida para a qual é mais difícil se determinar o comportamento normal, já que o comportamento do agarramento é muito próximo ao normal. O tamanho da janela de análise (n_{JA}) foi escolhido como sendo de 30 amostras. Este valor foi escolhido por se considerar que ele não é tão pequeno para que o modelo sofra influência demasiada das amostras mais recentes e nem tão grande para que ele sofra influência em demasia de amostras muito antigas. Além disso, seguindo o que foi feito na seção 4.1, só será feita a análise para o termopar superior do canal foco do agarramento.

Os modelos analisados foram assim denominados:

- modelo autorregressivo linear (AR);
- modelo por transformada de Fourier (TF);
- modelo por média móvel (MM);
- modelo polinomial de primeiro grau (PPG);

- modelo polinomial de segundo grau (PSG);
- modelo polinomial de terceiro grau (PTG);
- modelo polinomial de quarto grau (PQG).

Para cada modelo, levantou-se a diferença média entre a temperatura medida pelo termopar e a prevista pelo modelo ($\overline{\Delta T}$) e o desvio padrão dessa diferença ($\sigma_{\overline{\Delta T}}$) para o período de operação normal e durante o agarramento, e a variação percentual do desvio padrão do período de agarramento em relação ao período de operação normal ($\vartheta_{\sigma_{\overline{\Delta T}}}$). Além disso, levantou-se também a incerteza média das previsões feitas ($\overline{\xi}$) e o desvio padrão delas ($\sigma_{\overline{\xi}}$) para cada um dos modelos nos períodos analisados e a variação percentual do desvio padrão da incerteza do período de agarramento em relação ao período de operação normal ($\vartheta_{\sigma_{\overline{\xi}}}$). A incerteza das previsões foi calculada conforme as fórmulas apresentadas na subseção 3.2.1, sendo que a única diferença é que as fórmulas calculam a variância de cada previsão e nas análises definiu-se a incerteza como a raiz quadrada dessa variância calculada, ou seja, o desvio padrão da previsão. Os resultados obtidos para esse levantamento são apresentados nas tabelas 4.6 e 4.7.

Modelo	Operação Normal		Agarramento		$\vartheta_{\sigma_{\overline{\Delta T}}} (\%)$
	$\overline{\Delta T} (^{\circ}\text{C})$	$\sigma_{\overline{\Delta T}} (^{\circ}\text{C})$	$\overline{\Delta T} (^{\circ}\text{C})$	$\sigma_{\overline{\Delta T}} (^{\circ}\text{C})$	
AR	26,008	260,783	11,988	98,738	-62,14
TF	-0,231	0,512	-0,161	4,585	794,73
MM	-0,218	0,386	-0,295	3,427	787,99
PPG	0,008	0,247	-0,192	2,004	711,28
PSG	0,005	0,186	-0,029	1,201	544,07
PTG	0,002	0,129	-0,022	0,728	464,02
PQG	0,001	0,102	-0,010	0,522	413,92

Tabela 4.6: Valor médio e desvio padrão da diferença entre a temperatura medida e a prevista pelos modelos para o termopar superior do canal foco da corrida 20

Pelos resultados das tabelas 4.6 e 4.7, percebe-se que o modelo por transformada de Fourier é o que apresenta as maiores variações de características entre o período de operação normal e o período de agarramento, o que o candidataria a ser o melhor modelo para previsão da temperatura normal do molde.

O modelo por média móvel apresentou resultados de variação próximos aos do modelo por transformada de Fourier, apresentando a vantagem de ter um custo computacional

Modelo	Operação Normal		Agarramento		$\vartheta_{\sigma_{\xi}}$ (%)
	$\bar{\xi}$ (°C)	σ_{ξ} (°C)	$\bar{\xi}$ (°C)	σ_{ξ} (°C)	
AR	8,800	105,452	27,464	137,924	30,79
TF	0,529	0,444	3,888	5,797	1204,67
MM	0,317	0,146	1,299	1,741	1096,29
PPG	0,201	0,106	0,736	0,932	776,69
PSG	0,147	0,082	0,459	0,579	609,73
PTG	0,110	0,070	0,267	0,305	337,94
PQG	0,087	0,060	0,179	0,192	220,77

Tabela 4.7: Valor médio e desvio padrão da incerteza da previsão de temperatura dos modelos para o termopar superior do canal foco da corrida 20

muito menor, o que o torna bastante atrativo para ser utilizado pelo sistema de detecção de *breakout*.

Nos modelos polinomiais, pode-se notar que, quanto maior o grau do polinômio, menor é a variação das características entre o período de operação normal e de agarramento, ou seja, quanto maior o grau do polinômio, mais próxima a previsão de temperatura fica da temperatura medida. Verifica-se que em operação normal, todos os modelos polinomiais apresentam uma diferença média entre a previsão e a medição da temperatura muito próxima de zero. Dessa forma, pode-se dizer que os modelos com polinômios de menor grau modelam melhor o comportamento térmico normal do molde do que os de alto grau, já que a diferença média no período de agarramento neles é bem maior.

O modelo autorregressivo foi o que apresentou os piores resultados. Ele foi o modelo que obteve as menores variações de característica comparando-se o período de operação normal e de agarramento, sendo que, para ele, a diferença média entre a medição e a previsão foi menor durante o agarramento do que na operação normal, enquanto que, para todos os outros modelos, a diferença foi maior durante o agarramento, como o esperado. Em vista destas disposições, conclui-se que o modelo autorregressivo não é um bom modelo para previsão do comportamento normal da temperatura do molde.

As figuras 4.2 a 4.8 apresentam os gráficos das medições de temperatura para o termopar superior do canal foco da corrida 20 e as respectivas previsões feitas por cada um dos modelos. Elas apresentam ainda a evolução da incerteza da previsão ao longo do tempo. Nessa corrida em questão, o agarramento se inicia no instante t igual a 738 s e vai até o fim da corrida.

Nos gráficos do modelo autorregressivo (figura 4.2), verifica-se a presença de vários

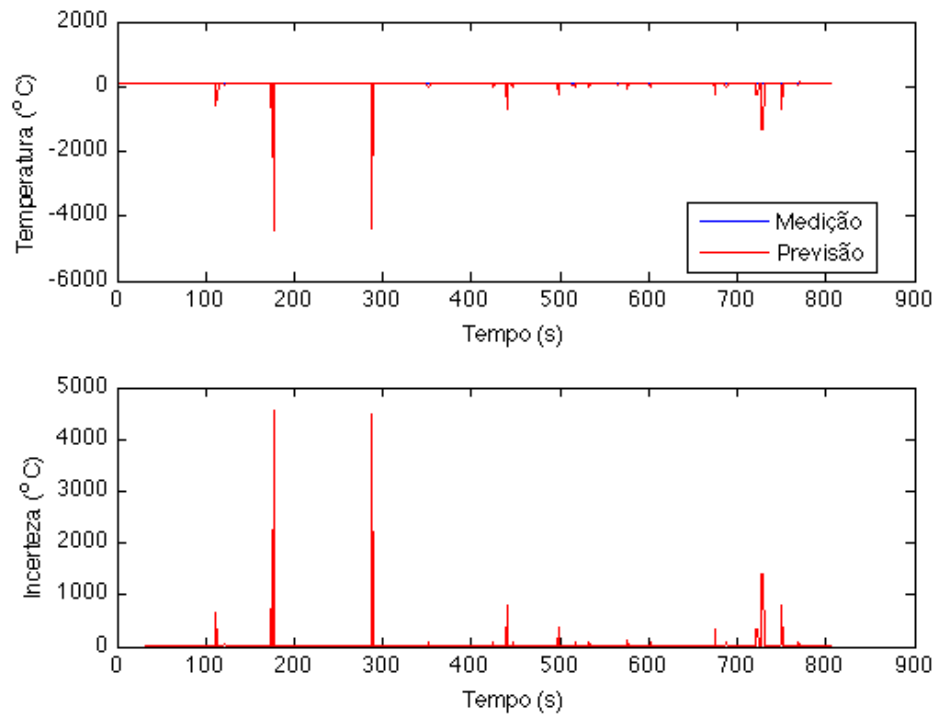


Figura 4.2: Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo autorregressivo

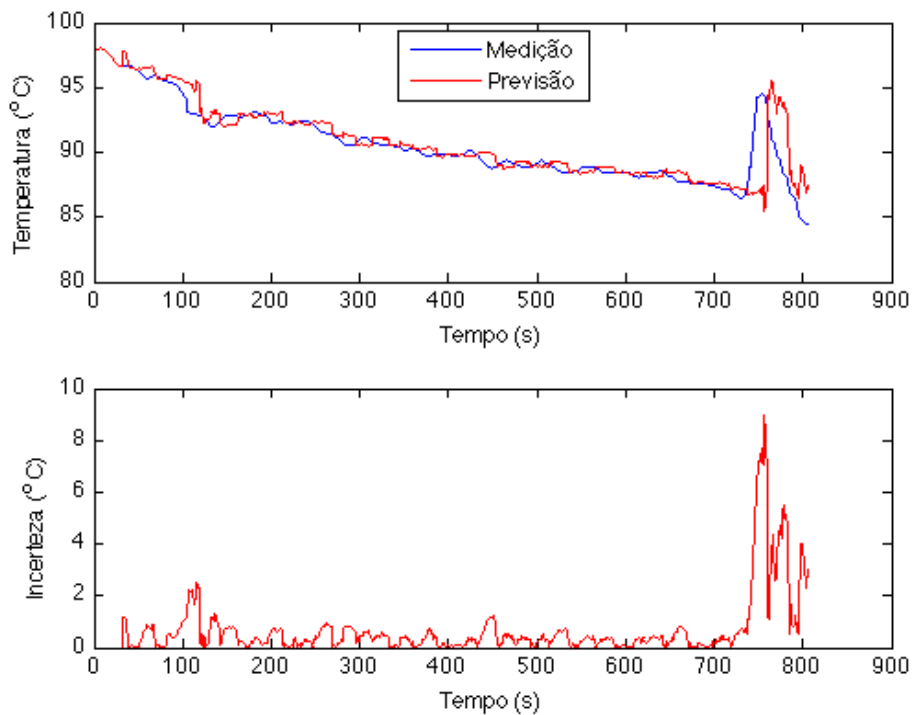


Figura 4.3: Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo por transformada de Fourier

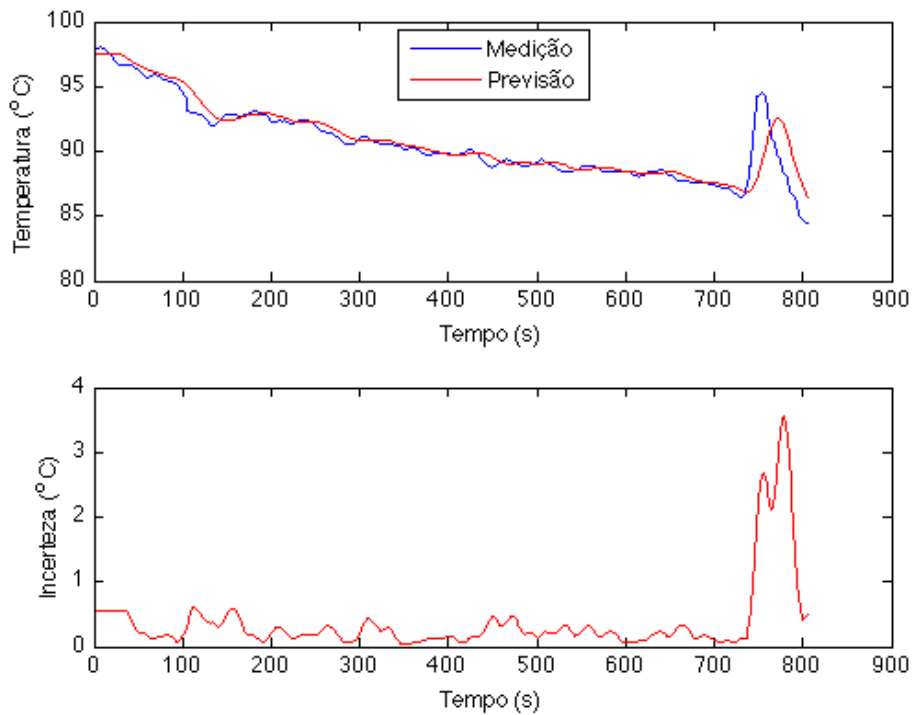


Figura 4.4: Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo por média móvel

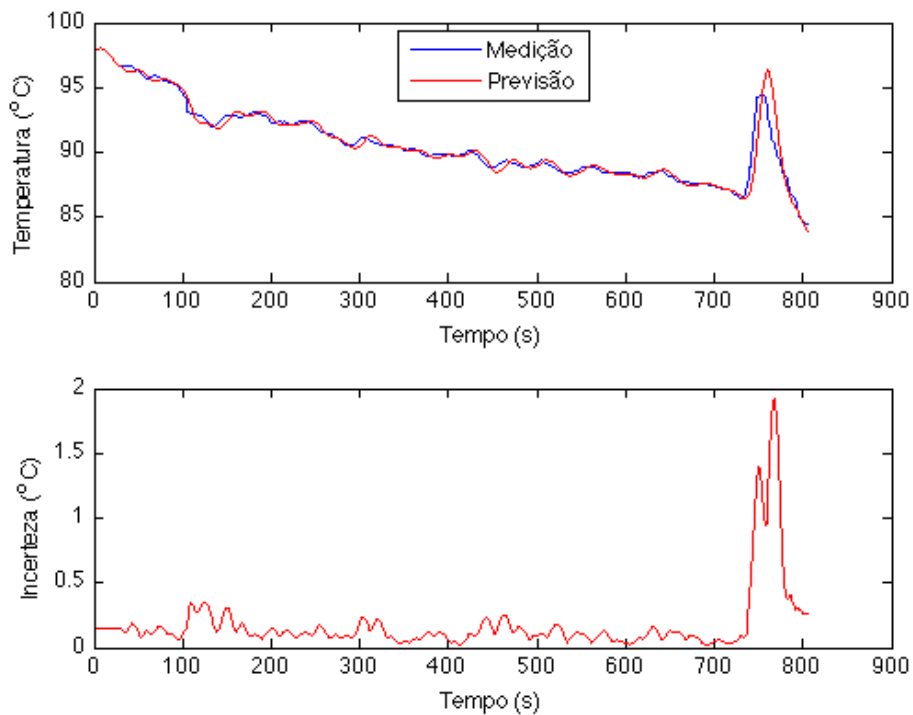


Figura 4.5: Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo polinomial de primeiro grau

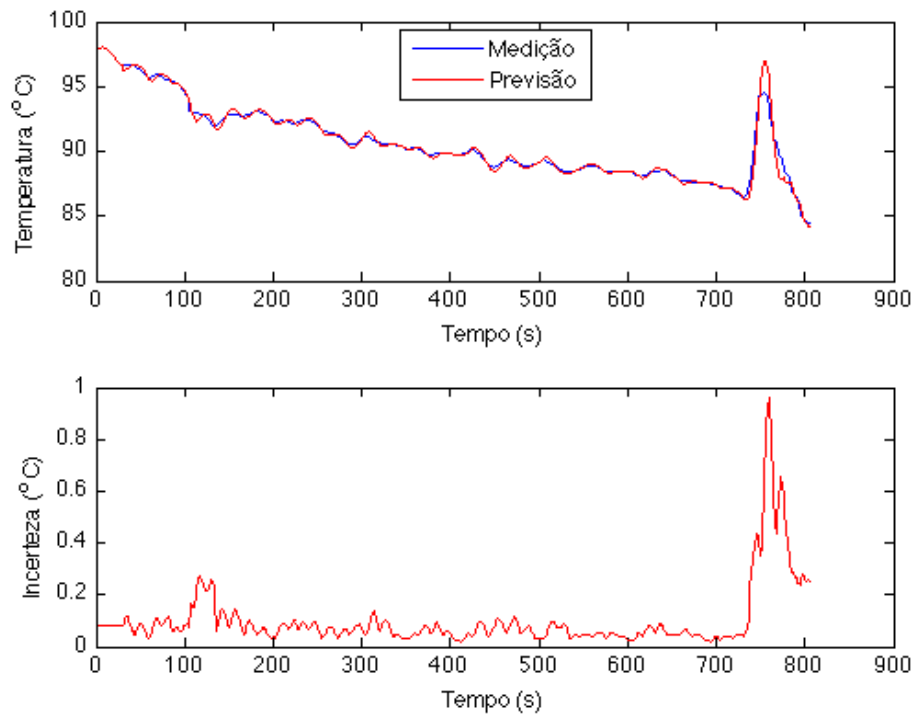


Figura 4.6: Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo polinomial de segundo grau

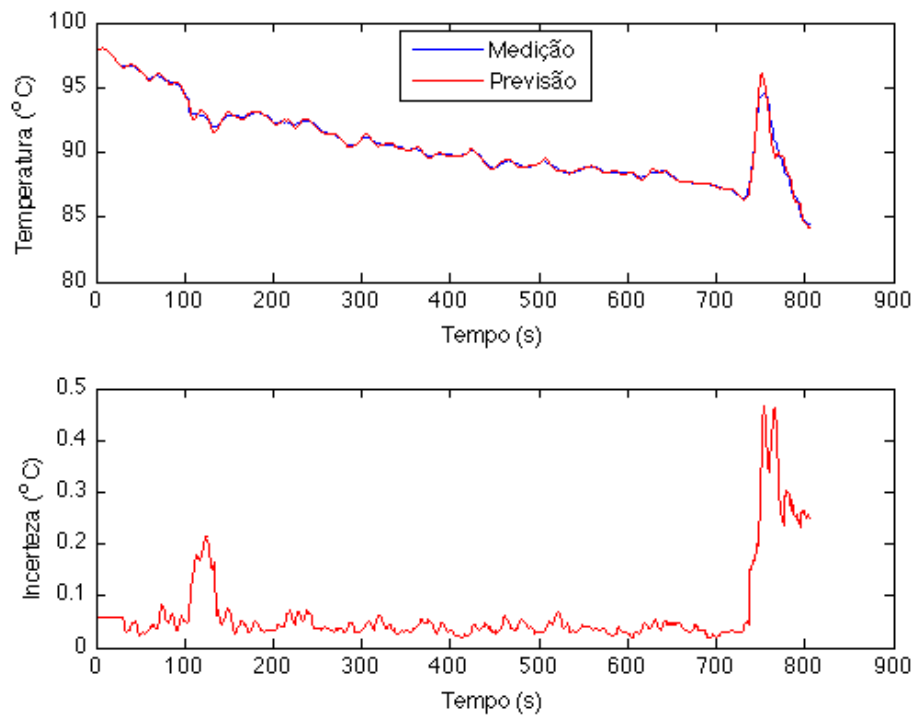


Figura 4.7: Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo polinomial de terceiro grau

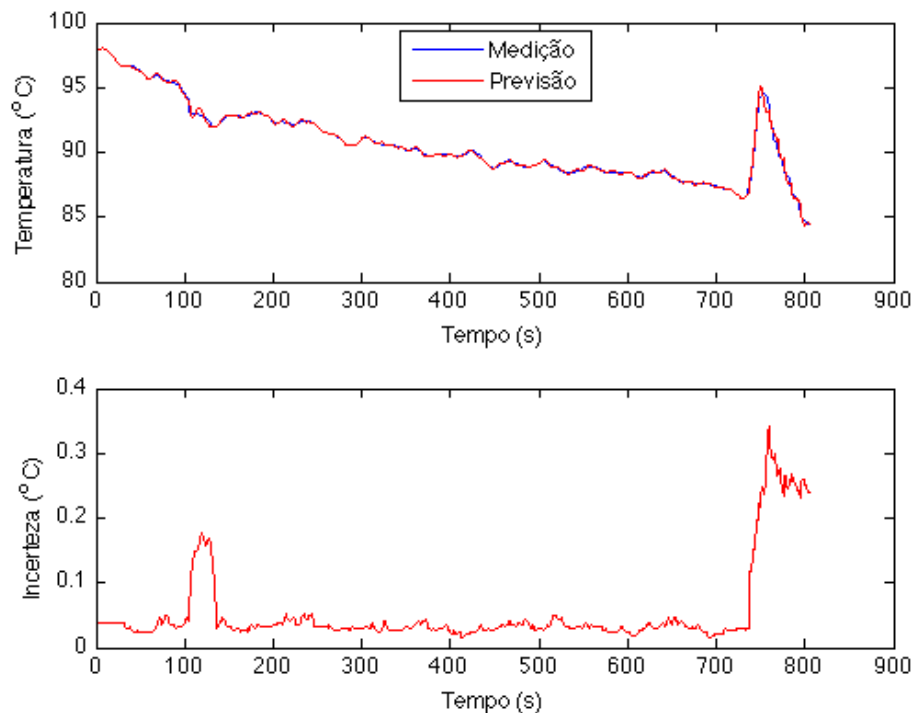


Figura 4.8: Evolução da medição e previsão da temperatura e da incerteza da previsão ao longo do tempo na corrida 20 para o modelo polinomial de quarto grau

picos durante a corrida, sendo que os de maior valor ocorrem durante a operação normal da máquina, o que explica o grande desvio padrão na diferença entre a medição e a previsão de temperatura observada para esse modelo. Esses picos se devem ao mal-condicionamento numérico que pode ocorrer na matriz X^{-1} , utilizada para definir os pesos do modelo, conforme as definições feitas na subseção 3.2.1.1.

Os gráficos referentes ao modelo por transformada de Fourier (figura 4.3) revelam uma grande oscilação nos valores de previsão da temperatura. Esta oscilação explica tanto o maior desvio padrão da diferença entre medição e predição quanto o maior desvio na incerteza da previsão que este modelo apresenta em relação aos demais, excetuando-se o modelo autorregressivo. A oscilação não é algo desejável para a determinação da temperatura normal, pois não condiz com o pressuposto que as variações normais no comportamento térmico do molde ocorrem de maneira suave, podendo ocasionar o aparecimento de variações bruscas da previsão da temperatura, como a que ocorre próximo ao instante t igual a 750 s, já durante o agarramento.

Para o modelo de média móvel, os gráficos (figura 4.4) revelam que o valor da previsão varia suavemente ao longo do tempo, não apresentando as mesmas oscilações presentes

no modelo por transformada de Fourier. Essa variação suave condiz com a suavidade esperada para as mudanças normais no comportamento térmico do molde. É importante notar também que a incerteza da previsão não ultrapassa um certo limite durante toda a operação normal da máquina, só sendo ultrapassado durante o agarramento, ou seja, a predição somente destoia da medição da temperatura durante o agarramento, como era o desejado.

Para os modelos polinomiais, os gráficos (figura 4.5 a 4.8) mostram um comportamento bem próximo ao obtido pelo modelo de média móvel, guardadas as diferenças de valores absolutos da incerteza da previsão, para os modelos com polinômio de primeiro e segundo grau. Todos os modelos apresentam uma oscilação de maior frequência, mas de menor amplitude, em relação modelo de média móvel, sendo que quanto maior o grau do polinômio, maior a frequência de oscilação e menor a amplitude dela. Isso revela que para polinômios de alto grau, a predição fica bastante próxima do valor de medição, ou seja, a velocidade de convergência da predição para a medição é maior. Isso gera alguns problemas, pois para pequenas oscilações normais na medição, o modelo pode reproduzir uma oscilação maior do que a que realmente aconteceu, devido ao maior efeito da extração nos polinômios de alto grau, podendo assim causar a geração de um alarme falso de agarramento. Esse comportamento pode ser observado para a pequena oscilação na temperatura medida que ocorre entre os instantes $100 \text{ s} < t < 150 \text{ s}$, sendo mais acentuado nos modelos com polinômio de terceiro e quarto grau.

Um último fato importante a ser destacado é a evolução da incerteza da previsão da temperatura. Analisando as equações para o cálculo da incerteza para cada modelo dadas na subseção 3.2.1, elas medem o quão distante a temperatura medida está da previsão da temperatura normal, ou seja, o quanto ela se afasta do comportamento térmico definido como normal. Assim, o valor da incerteza pode ser utilizado para a detecção de uma novidade no comportamento térmico. Tendo isso em vista, pode-se notar que para todos os modelos, exceto para o autorregressivo, observa-se que o aumento do valor de incerteza da previsão ocorre muito próximo ao instante de início do agarramento ($t = 738 \text{ s}$) e que os valores alcançados por ela são bem maiores no período de agarramento do que no de operação normal, atingindo valores absolutos cinco vezes maiores ou mais. Só que, para os modelos polinomiais de terceiro e quarto grau, durante a operação normal, ocorre uma elevação da incerteza no mesmo formato da que ocorre durante o agarramento, apesar de apresentar o pico máximo com menor valor.

Pelas análises realizadas nesta seção, pode-se apontar o modelo de média móvel como

o que apresenta as características mais próximas às desejadas para o modelo de previsão da temperatura normal. Só que outros modelos apresentam também essas características ou grande parte delas, dessa forma, uma análise final só é possível a partir dos resultados obtidos através do funcionamento do sistema de detecção completo, empregando cada um destes modelos.

Apesar de não ser possível definir o melhor modelo, pelas análises realizadas pode-se descartar alguns modelos. O modelo autorregressivo será descartado devido aos problemas de estabilidade (picos nos valores de previsão). Os modelos polinomiais de terceiro e quarto grau também serão descartados devido à grande frequência de oscilação que eles apresentaram nos valores da previsão e também por apresentarem um grande valor de incerteza em pequenas variações normais de temperatura. Apesar do modelo por transformada de Fourier apresentar uma grande oscilação no valor da predição e da incerteza, ele não foi descartado por apresentar um comportamento na incerteza da previsão compatível com o que se espera de um modelo de previsão de temperatura normal. Este é o mesmo motivo pelo qual o modelo polinomial de segundo grau não foi descartado.

Resumindo, os modelos que serão testados com o sistema de detecção de *breakout* completo são:

- modelo por transformada de Fourier;
- modelo por média móvel;
- modelo polinomial de primeiro grau;
- modelo polinomial de segundo grau.

4.3 Sistema de Detecção de *Breakout*

Nesta seção são apresentados os resultados para o sistema de detecção de *breakout*. Ela foi dividida nas seguintes subseções: Índice de Desempenho, Sistemática de Testes e Resultados dos Testes.

Na subseção Índice de Desempenho, são definidos os fatores escolhidos para a definição desse índice e a sua aplicação para a análise dos sistemas a serem testados. Em Sistemática dos Testes, é explicado como os testes dos sistemas foram conduzidos e como foram definidos os parâmetros deles. Finalmente, em Resultados dos Testes, são apresentados os resultados obtidos nos testes *offline* e *online* do sistema.

4.3.1 Índice de Desempenho

Para que se possa comparar os resultados de algum sistema, é necessário que se crie um índice de avaliação que independa da constituição do sistema. Para isso, é necessário levantar os fatores comuns a qualquer sistema que atue naquele problema, criando-se assim os parâmetros de comparação entre eles. Para sistemas de detecção de *breakout*, os fatores de interesse comuns a todos eles são os seguintes:

- número de alarmes verdadeiros do conjunto de teste (n_{AVCT});
- número de alarmes verdadeiros do sistema (n_{AV});
- número de alarmes falsos do sistema (n_{AF});
- número de alarmes tardios do sistema (n_{AT});
- tempo de avanço médio do instante de disparo do alarme em relação ao instante máximo de disparo para os alarmes verdadeiros (\bar{t}_{AAV});
- tempo de atraso médio do instante de disparo do alarme em relação ao instante máximo de disparo para os alarmes tardios (\bar{t}_{AAF}).

É um consenso o fato de que, quanto maior o número de alarmes verdadeiros, melhor. Também, o quanto antes o alarme é acionado, melhor, pois mais tempo haverá para se tomar as providências para evitar o *breakout*. Só que, para aumentar o número de alarmes verdadeiros e o tempo de avanço médio deles, o sistema não pode aumentar o número de alarmes falsos também, pois isso seria uma contrassenso. Estes dois fatores devem estar balanceados, pois, diferente de outros sistemas, para um sistema de detecção de *breakout* é aceitável que se tenha um certo número de alarmes falsos para que um alarme verdadeiro seja acionado. O alarme tardio é um alarme durante um agarramento verdadeiro, mas acionado depois do instante máximo de disparo, após o qual, teoricamente, não seria mais possível evitar o *breakout*. Esse tipo de alarme é preferível a uma não detecção do agarramento. Só que, quanto menor o atraso no disparo do alarme tardio, melhor.

O instante máximo de disparo foi definido por especialistas da Usiminas para cada umas das corridas onde ocorreu o agarramento, com ou sem *breakout*. Eles utilizaram critérios internos da Usiminas para definí-los e que serão omitidos deste trabalho por motivo de sigilo.

O tempo de avanço médio (\bar{t}_{AAV}) é obtido somando-se todos os tempos de avanço para todas as corridas com alarmes verdadeiros nas quais o avanço ocorreu, sendo o tempo de avanço de cada uma igual ao instante máximo de disparo menos o instante de disparo do alarme, e dividindo o resultado pelo número de corridas na qual o ocorreu o avanço. O tempo de atraso médio é calculado da mesma forma, só que para as corridas nas quais ocorreu atraso no acionamento de um alarme verdadeiro, sendo o tempo de atraso em cada uma igual ao instante de disparo do alarme menos o instante máximo de disparo.

Levando em conta todos esses parâmetros, definiu-se o índice de desempenho de um sistema de detecção de *breakout* como o apresentado na equação 4.1.

$$\lambda = \frac{n_{AV}(1 + \bar{t}_{AAV} \xi_{\bar{t}_{AAV}})}{2n_{AVCT} - n_{AV} + n_{AT} \bar{t}_{AAF} \xi_{\bar{t}_{AAF}} + n_{AF} \xi_{AF}} \quad (4.1)$$

onde:

$\xi_{\bar{t}_{AAV}}$ é o fator de relevância do tempo de avanço médio de alarme para os alarmes verdadeiros;

$\xi_{\bar{t}_{AAF}}$ é o fator de relevância do tempo de atraso médio de alarme para os alarmes tardios;

ξ_{AF} é o fator de relevância de alarmes falsos.

Nota-se que o índice de desempenho definido independe da constituição do sistema de detecção, conforme era desejado, servindo assim de medida de comparação entre sistemas de detecção com mecanismos de funcionamento ou estruturas internas diferentes. Os fatores de relevância servem para ajustar o índice ao propósito de comparação (privilegiar menor número de alarmes falsos, avanço de alarmes verdadeiros, atraso dos alarmes tardios ou qualquer combinação destes). Neste trabalho, os valores dos fatores foram definidos através de algumas simulações de forma a privilegiar o menor número de alarmes falsos e o menor atraso dos alarmes tardios.

4.3.2 Sistemática de Testes

Os testes foram divididos em duas partes: testes *online* e testes *offline*. Os testes *offline* foram realizados com dados históricos de corridas e foi através deles que o sistema foi sendo aprimorado. Esses testes foram divididos em duas etapas: definição da configuração ótima do BDS e comparação com outros BDS. Os testes *online* foram realizados *in loco*, com o BDS rodando diretamente nas máquinas de lingotamento contínuo da Usina

Intendente Câmara. Numa primeira etapa, os testes *online* serviram para analisar o comportamento do BDS em operação e observar o seu desempenho. Em uma segunda etapa, os testes focaram na eficácia do BDS, verificando a veracidade dos alarmes gerados por ele.

Na primeira etapa dos testes *offline*, devido à grande quantidade de parâmetros e de combinações possíveis entre eles, ficaria inviável realizar testes nos quais se variasse todos eles para definir qual a combinação de valores ótimos para a configuração do BDS. Para diminuir esse número, resolveu-se conduzir os testes de definição da configuração do BDS variando só alguns dos parâmetros dele, deixando os demais fixos. Decidiu-se variar somente o modelo de previsão de temperatura normal, o tamanho da janela de análise (n_{JA}) e dos *buffers* de comportamento (n_{BC}).

Os modelos de previsão testados foram o por transformada de Fourier, o por média móvel, o polinomial de primeiro grau e o de segundo grau, conforme definido na seção 4.2. Variou-se n_{JA} e n_{BC} entre 25 e 50 amostras, sendo o passo de variação igual a 5. Dessa forma, para cada modelo, testou-se o sistema com n_{JA} igual a 25 amostras e n_{BC} igual a 25 amostras, depois com $n_{JA} = 25$ e $n_{BC} = 30$ e assim por diante. No total, nestes primeiros testes, foram testadas 144 variações do sistema de detecção de *breakout*.

Para cada uma das variações testadas do sistema, os parâmetros da máquina, cuja definição é manual, foram ajustados conforme o apresentado no anexo B. Os demais parâmetros foram calculados pela Calculadora de Parâmetros para cada uma das variações do sistema. As configurações dos parâmetros da Calculadora também se encontram no anexo B.

Nestes testes *offline*, foi utilizado um conjunto de teste composto de 37 corridas, sendo que, dentre elas, em 9 ocorreu o *breakout*, em outras 9 houve agarramento, mas sem ocorrência do *breakout*, e em 19 não ocorreu o agarramento. Esse conjunto é o mesmo apresentado na seção 4.1. O conjunto de levantamento de parâmetros utilizado pela calculadora de parâmetros foi composto pelas 18 corridas nas quais houve o agarramento, com ou sem ocorrência de *breakout*.

A maior parte das corridas do conjunto de testes foi escolhida dentre aproximadamente 4500 corridas, referentes aos testes *offline* preliminares em dados históricos das máquinas da Usina Intendente Câmara de um mês de produção. A outra parte das corridas veio de dados históricos de *breakouts* ocorridos ou de testes posteriores com o sistema. Essas corridas foram escolhidas pelo fato de ter ocorrido um *breakout*, ou um agarramento sem *breakout* comprovado por especialistas, ou por ter gerado alarmes falsos, confirmados pe-

los especialistas, em versões preliminares do sistema. As confirmações dos agarramentos referentes aos alarmes advêm da inspeção das placas lingotadas em questão pelos especialistas da Usiminas. Apesar de ser um conjunto reduzido em comparação com o volume de corridas da Usina Intendente Câmara, que é de aproximadamente 4500 corridas mensais, essas 38 corridas representam bem as situações mais extremas observadas ao longo do desenvolvimento do sistema (*breakouts*, agarramentos e partidas de máquina).

A sistemática dos testes *offline* consistiu em, para cada variação do BDS, calcular os parâmetros do sistema, obter o resultado dos alarmes para cada corrida, e calcular o índice de desempenho considerando os resultados de todas as corridas do conjunto de testes. Vale salientar que a análise dos resultados intermediários para cada um dos módulos do BDS só é de grande valia para o desenvolvimento dele, e não para a sua análise como um todo, portanto, este trabalho irá omitir esses resultados, apresentando somente os resultados finais.

Para o cálculo dos índices de desempenho, se definiu que os fatores de relevância assumiriam os seguintes valores:

$$\xi_{AAV} = 1/50;$$

$$\xi_{AAF} = 1/15;$$

$$\xi_{AF} = 1/6.$$

Depois da definição da configuração ótima, passou-se à segunda etapa dos teste *offline*. Nela, os resultados obtidos pelo melhor BDS foram comparados com os do antigo BDS das máquinas da Usina Intendente Câmara e com os de um BDS comercial que, por sigilo, não pode ter o nome revelado.

Da indicação vista na seção 4.2, que o modelo de média móvel seria o melhor para prever a temperatura normal dos termopares do molde, versões preliminares do sistema foram desenvolvidas e testadas com esse modelo antes dos testes *offline* para definição da configuração ótima. Dessas versões surgiu a versão do BDS que atualmente está em operação nas máquinas de lingotamento contínuo da Usina Intendente Câmara. Nessa versão do sistema é que foram feitos os testes *online*. Ela apresenta algumas otimizações em relação BDS apresentado no capítulo 3, as quais visaram adaptá-la ao ambiente de produção e a diminuição do seu custo computacional. Devido ao sigilo do sistema, as otimizações feitas e os parâmetros utilizados na versão implantada na Usina Intendente Câmara serão omitidas neste trabalho, sendo apresentadas somente as avaliações dos resultados obtidos nos testes *online*.

Os testes *online* consistiram em colocar o BDS desenvolvido para rodar em paralelo com o antigo BDS. Os alarmes gerados pelo BDS desenvolvido não disparavam nenhuma ação para a máquina lingotamento. Na primeira etapa dos testes, os alarmes serviram somente para a avaliação e comparação de seu desempenho em relação ao antigo BDS. Na segunda etapa, eles geravam uma mensagem para a operação para que a placa referente a eles fossem separadas no corte para a posterior avaliação do especialista. A avaliação da placa visava comprovar a veracidade do alarme, testando assim a eficácia do sistema.

4.3.3 Resultado dos Testes

4.3.3.1 Testes *Offline* de Definição da Configuração Ótima

A tabela 4.8 traz os índices de desempenho em ordem decrescente de cada uma das variações do BDS que foram testados.

n°	Modelo	n_{JA}	n_{BC}	λ	n°	Modelo	n_{JA}	n_{BC}	λ
1	MM	45	40	1,1137	2	MM	45	45	1,1137
3	MM	45	50	1,1126	4	MM	45	35	1,1105
5	MM	50	45	1,1019	6	MM	50	50	1,1019
7	MM	50	40	1,0924	8	MM	40	45	1,0114
9	MM	40	50	1,0114	10	MM	40	40	1,0084
11	MM	40	30	0,9798	12	MM	40	25	0,8939
13	MM	50	35	0,8901	14	MM	35	35	0,8866
15	MM	35	40	0,8829	16	MM	35	45	0,8829
17	MM	35	50	0,8829	18	MM	40	35	0,8674
19	MM	30	30	0,8082	20	MM	30	25	0,8064
21	MM	30	35	0,8020	22	MM	45	30	0,7994
23	MM	30	40	0,7939	24	MM	50	30	0,7909
25	MM	45	25	0,7884	26	MM	50	25	0,7809
27	MM	25	25	0,7220	28	MM	30	45	0,7163
29	MM	30	50	0,7163	30	MM	35	25	0,6815
31	MM	25	30	0,6408	32	MM	25	35	0,6321
33	MM	25	40	0,6321	34	MM	25	45	0,6276
35	MM	25	50	0,6276	36	TF	25	25	0,6175
37	TF	30	25	0,6175	38	TF	25	30	0,6167

Continua na próxima página

n°	Modelo	n_{JA}	n_{BC}	λ	n°	Modelo	n_{JA}	n_{BC}	λ
39	TF	30	30	0,6167	40	TF	25	35	0,6095
41	TF	30	35	0,6095	42	TF	25	40	0,6063
43	TF	25	45	0,6063	44	TF	30	40	0,6063
45	TF	30	45	0,6063	46	TF	25	50	0,6055
47	TF	30	50	0,6055	48	MM	35	30	0,6047
49	PSG	25	40	0,4952	50	PSG	25	50	0,4952
51	PSG	25	45	0,4904	52	PSG	25	35	0,4755
53	PSG	25	25	0,4719	54	PSG	25	30	0,4719
55	TF	35	25	0,4030	56	TF	40	25	0,4030
57	TF	45	25	0,4030	58	TF	50	25	0,4030
59	TF	35	30	0,4016	60	TF	50	30	0,3869
61	TF	40	30	0,3768	62	TF	45	30	0,3768
63	TF	35	35	0,3441	64	TF	40	35	0,3441
65	TF	45	35	0,3286	66	TF	50	35	0,3286
67	TF	50	40	0,3232	68	TF	35	40	0,3198
69	TF	35	45	0,3198	70	TF	40	40	0,3198
71	TF	40	45	0,3198	72	TF	45	40	0,3198
73	TF	45	45	0,3198	74	TF	50	45	0,3198
75	TF	35	50	0,2796	76	TF	40	50	0,2796
77	TF	45	50	0,2796	78	TF	50	50	0,2796
79	PPG	50	30	0,1968	80	PPG	50	35	0,1968
81	PPG	50	25	0,1958	82	PSG	30	40	0,1360
83	PSG	30	45	0,1353	84	PSG	30	50	0,1353
85	PSG	30	30	0,1336	86	PSG	30	35	0,1336
87	PPG	45	35	0,1228	88	PPG	45	40	0,1228
89	PPG	50	45	0,1228	90	PPG	45	25	0,1221
91	PPG	45	30	0,1221	92	PPG	45	45	0,1221
93	PPG	45	50	0,1221	94	PPG	50	50	0,1201
95	PPG	50	40	0,1165	96	PPG	40	25	0,0676
97	PPG	40	30	0,0352	98	PPG	40	35	0,0352
99	PPG	40	40	0,0352	100	PPG	40	45	0,0352
101	PPG	40	50	0,0352	102	PPG	35	25	0,0344
103	PPG	35	30	0,0344	104	PPG	35	35	0,0344

Continua na próxima página

n°	Modelo	n_{JA}	n_{BC}	λ	n°	Modelo	n_{JA}	n_{BC}	λ
105	PPG	25	25	0,0000	106	PPG	25	30	0,0000
107	PPG	25	35	0,0000	108	PPG	25	40	0,0000
109	PPG	25	45	0,0000	110	PPG	25	50	0,0000
111	PPG	30	25	0,0000	112	PSG	30	25	0,0000
113	PPG	30	30	0,0000	114	PPG	30	35	0,0000
115	PPG	30	40	0,0000	116	PPG	30	45	0,0000
117	PPG	30	50	0,0000	118	PSG	35	25	0,0000
119	PSG	35	30	0,0000	120	PSG	35	35	0,0000
121	PPG	35	40	0,0000	122	PSG	35	40	0,0000
123	PPG	35	45	0,0000	124	PSG	35	45	0,0000
125	PPG	35	50	0,0000	126	PSG	35	50	0,0000
127	PSG	40	25	0,0000	128	PSG	40	30	0,0000
129	PSG	40	35	0,0000	130	PSG	40	40	0,0000
131	PSG	40	45	0,0000	132	PSG	40	50	0,0000
133	PSG	45	25	0,0000	134	PSG	45	30	0,0000
135	PSG	45	35	0,0000	136	PSG	45	40	0,0000
137	PSG	45	45	0,0000	138	PSG	45	50	0,0000
139	PSG	50	25	0,0000	140	PSG	50	30	0,0000
141	PSG	50	35	0,0000	142	PSG	50	40	0,0000
143	PSG	50	45	0,0000	144	PSG	50	50	0,0000

Tabela 4.8: Classificação das variações testadas do BDS por ordem decrescente de desempenho

As figuras 4.9 a 4.12 apresentam os gráficos do índice de desempenho das variações testadas do BDS para cada modelo de previsão de temperatura em função do tamanho da janela de análise e do *buffer* de comportamento.

Como se pode ver, os resultados apresentados na tabela 4.8, confirmam o modelo por média móvel como o melhor para realizar a previsão da temperatura normal, conforme a indicação feita na seção 4.2. A predominância de desempenho desse modelo sobre os demais é notável, sendo que, das 36 variações testadas desse modelo, 35 obtiveram os melhores desempenhos gerais, e o melhor desempenho para esse modelo é quase o dobro

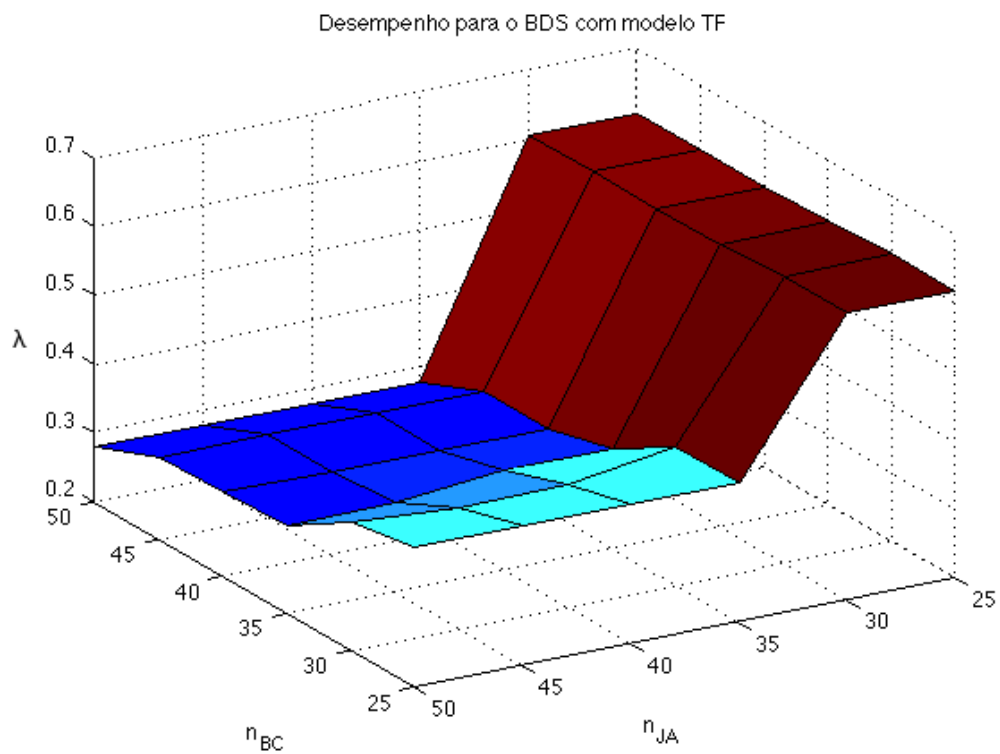


Figura 4.9: Índice de desempenho para as variações do BDS com modelo por transformada de Fourier

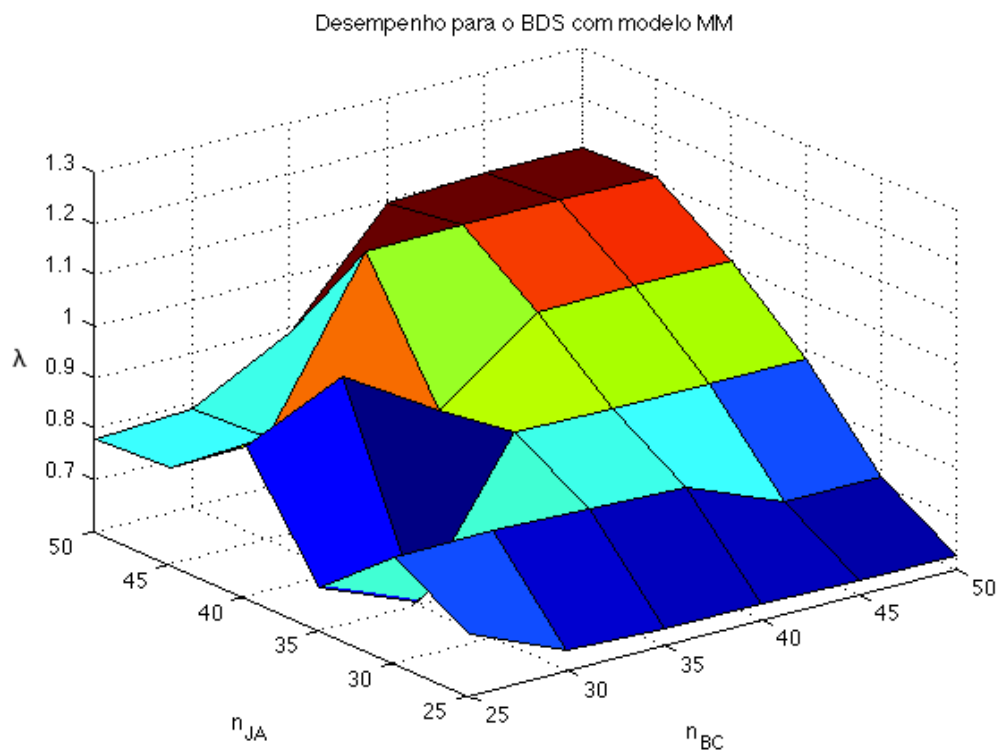


Figura 4.10: Índice de desempenho para as variações do BDS com modelo por média móvel

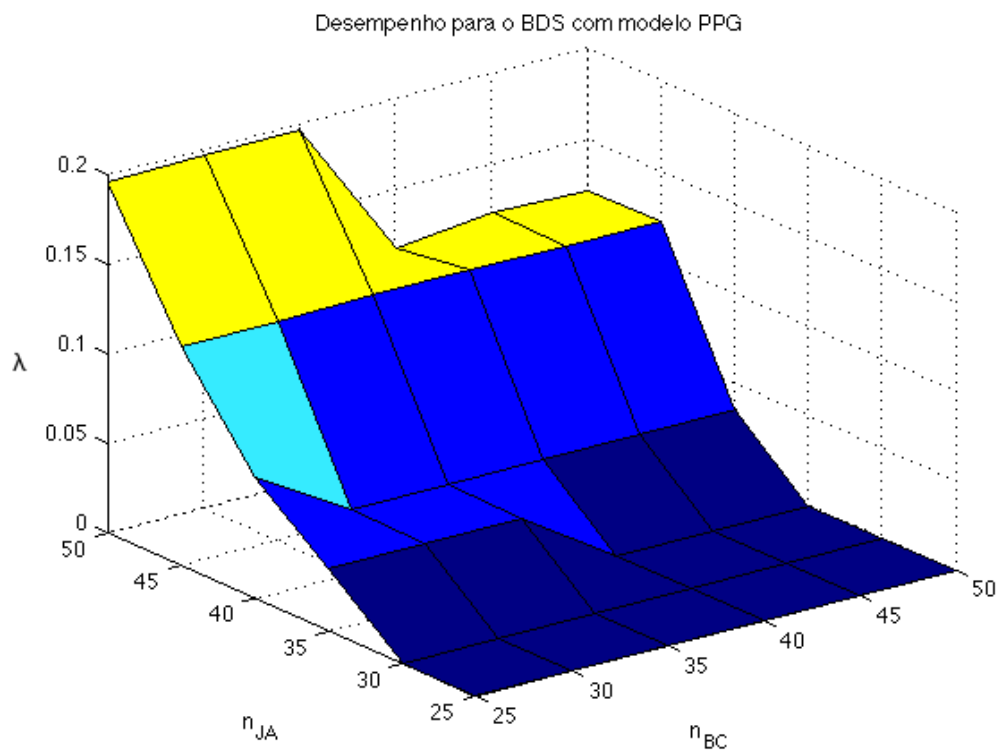


Figura 4.11: Índice de desempenho para as variações do BDS com modelo polinomial de primeiro grau

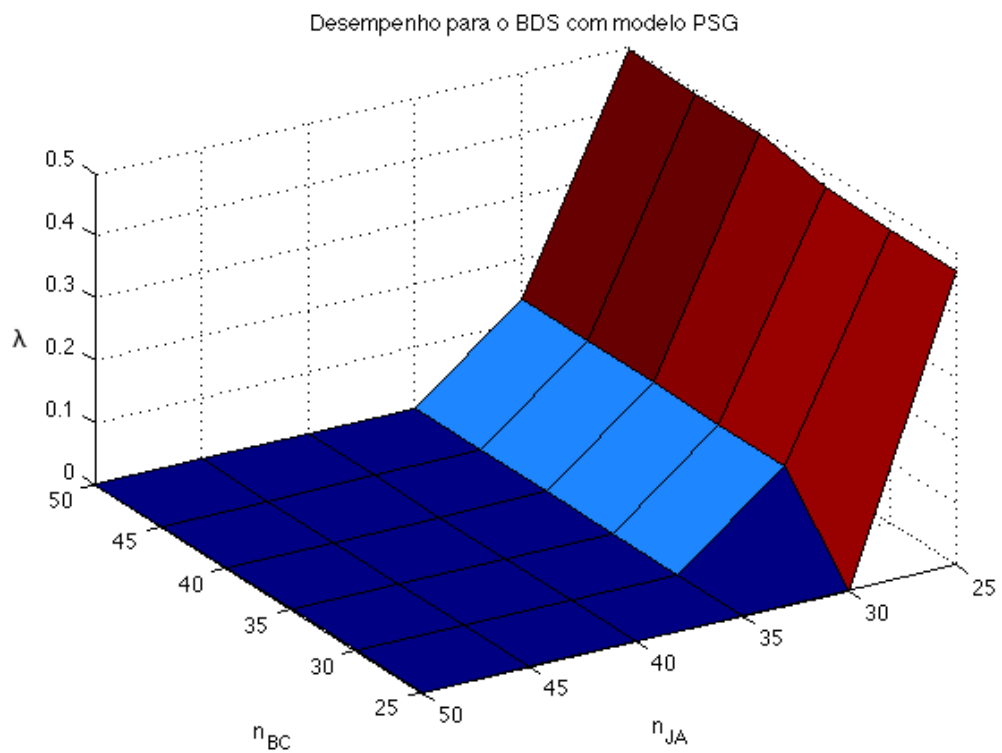


Figura 4.12: Índice de desempenho para as variações do BDS com modelo polinomial de segundo grau

(1,8 vezes maior) do melhor desempenho obtido por uma variação do BDS que utiliza outro modelo de previsão. Pela figura 4.10, observa-se um melhor desempenho desse modelo quando se utiliza valores de n_{JA} e n_{BC} entre 40 e 50, cujas combinações obtiveram 9 dos 10 melhores desempenhos. O melhor desempenho com valores maiores de n_{JA} e n_{BC} confirma a menor oscilação na previsão apresentada por esse modelo, tornando o modelo capaz de trabalhar com mais amostras no histórico para gerar a previsão de temperatura normal e modelar o comportamento térmico normal do molde. Analisando a influência de n_{JA} e n_{BC} , observa-se que n_{JA} influencia mais o desempenho do que n_{BC} , pois sempre os piores desempenhos desse modelo são para as variações que utilizam um tamanho menor de n_{JA} e os melhores para os que utilizam valores maiores. Esse fato indica uma maior oscilação na previsão observada quando se utiliza valores menores de n_{JA} , fazendo com que a previsão tenha muita influência de dados mais recentes, causando assim, confusão do comportamento de agarramento com o normal e vice-versa.

O segundo modelo a aparecer na tabela é o por transformada de Fourier. É interessante notar que a melhor variação do BDS para esse modelo (36° melhor desempenho) é justamente a que utiliza menores valores de n_{JA} e n_{BC} , ambos iguais a 25. Por outro lado, os piores desempenhos obtidos pelo modelo são para as variações que utilizaram os maiores valores de n_{JA} , como pode ser observado pela figura 4.9. Esse fato levanta a hipótese que a oscilação na previsão de temperatura para esse modelo é muito grande para valores maiores de n_{JA} e n_{BC} , impossibilitando assim o modelo de fornecer uma indicação mais precisa da temperatura normal.

Em seguida, vê-se o aparecimento do modelo polinomial de segundo grau. Conforme a figura 4.12, observa-se que os melhores resultados são dos modelos com menor n_{JA} (25 amostras), sendo que n_{BC} não afetou tanto o desempenho das variações do BDS com esse modelo. Assim como para o modelo por transformada de Fourier, esse resultado indica a influência da variação da previsão do modelo sobre o resultado final. Esses fatores indicam que, para valores menores de n_{JA} , a influência de extrapolação é reduzida e o modelo se ajusta melhor às amostras durante o período de operação normal, causando menos distorções que podem impossibilitar o sistema de distinguir comportamentos térmicos.

Por último, se encontram as variações do BDS com modelos polinomiais de primeiro grau. Este foi um fato inesperado, pois por possuir uma maior razão entre os desvios de características entre o período de agarramento e o normal, e uma menor frequência de oscilação, conforme a seção 4.2, esperava-se que o desempenho desse modelo fosse melhor do que o do modelo polinomial de segundo grau. Assim como o modelo por média móvel,

as variações do BDS com melhor desempenho que utilizam esse modelo são as com maior n_{JA} , mas para esse modelo o valor de n_{BC} influencia bastante o desempenho, como pode ser visto pela figura 4.11. A melhor combinação para esse modelo foi a de um maior n_{JA} e um menor n_{BC} . Estas observações podem indicar que para valores maiores de n_{JA} , a oscilação do modelo é menor, modelando melhor a temperatura normal e que, para os valores menores de n_{BC} , a influência de amostras de comportamento mais antigas é minimizada, diminuindo a possibilidade de confundir comportamentos antigos normais com o de um agarramento.

4.3.3.2 Testes *Offline* de Comparação

Em vista dos resultados obtidos na subseção 4.3.3.1, a melhor configuração obtida do sistema é a que utiliza o modelo por média móvel com $n_{JA} = 45$ e $n_{BC} = 40$, que a partir de agora será denominada apenas por BDS desenvolvido. Apesar da configuração com modelo de média móvel com $n_{JA} = 45$ e $n_{BC} = 45$ ter alcançado o mesmo índice de desempenho do BDS desenvolvido, preferiu-se utilizar a configuração com menor n_{BC} por seu menor custo computacional.

A primeira comparação a ser feita entre o BDS desenvolvido e o antigo BDS das máquinas de lingotamento contínuo da Usina Intendente Câmara é quanto ao número de alarmes para o conjunto de testes. Os resultados dessa comparação podem ser vistos na tabela 4.9.

Tipo alarme	Antigo BDS	BDS desenvolvido
Verdadeiro	10	18
Tardio	3	0
Não acionado	5	0
Falso 1	6	6
Falso 2	1	0
Total falso	7	6
Total	25	24

Tabela 4.9: Comparação entre o número de alarmes do antigo BDS e do BDS desenvolvido para o conjunto de testes

Os alarmes verdadeiros são aqueles cujo o agarramento foi confirmado através da inspeção das placas por especialistas da Usiminas. Os alarmes tardios se referem àqueles cujo o acionamento não ocorreu a tempo de se evitar o *breakout*. Os não acionados são referentes a corridas nas quais ocorreu o *breakout* e o BDS não acionou o alarme. Os

alarmes falsos do tipo 1, ou simplesmente falso 1, são alarmes cujo agarramento não foi confirmado pelos especialistas, as placas inspecionadas não apresentavam nenhuma marca anormal. Os alarmes falsos do tipo 2, ou falso 2, são aqueles cujos especialistas encontraram marcas nas respectivas placas, causadas por alguma anormalidade, mas que não eram marcas de agarramento.

Um detalhe importante a se frisar é que, nas corridas nas quais ocorreu o *breakout*, o critério utilizado para considerar o alarme verdadeiro foi o alarme ser acionado antes do instante máximo de disparo para elas.

A primeira observação a se fazer sobre os resultados apresentados na tabela 4.9 é que o número de alarmes verdadeiros do BDS desenvolvido é bem maior (80%) do que o do antigo BDS. Além disso, o BDS desenvolvido conseguiu detectar todos os agarramentos contidos nas corridas do conjunto de teste. Isso é um resultado de suma importância, pois, para a Usiminas, cada agarramento não detectado e que gera um *breakout* custa cerca de um milhão de reais só em reparos de equipamentos, além dos custos com a parada de produção, que pode variar de oito até vinte e quatro horas dependendo dos dados causado pelo *breakout*.

Agora, olhando para os alarmes tardios e não acionados, o antigo BDS apresentou 3 e 5 alarmes respectivamente, enquanto o BDS desenvolvido não apresentou nenhum alarme desses tipos. Isso significa que todos os oito *breakouts* que ocorreram quando o antigo BDS estava em funcionamento seriam evitados se o BDS desenvolvido já estivesse em funcionamento.

Passando para os alarmes falsos, os dois sistemas empatam quanto aos alarmes de tipo 1. Já para o tipo 2, o antigo BDS apresentou um alarme, e o BDS desenvolvido, nenhum. Assim, a implantação do BDS desenvolvido não traria consigo a geração de um número maior de alarmes falsos em comparação com o antigo BDS.

Por estes resultados, nota-se uma clara vantagem do BDS desenvolvido sobre o antigo BDS. O BDS desenvolvido apresenta uma taxa de detecção de agarramentos bem maior do que o antigo, o que se revela pelo maior número de alarmes verdadeiros, e tem uma taxa de alarmes falsos similar. Uma outra vantagem do BDS desenvolvido é que ele não apresentou alarmes falsos do tipo 2, ou seja, ele não confundiu nenhum outro comportamento anormal do lingotamento com um *breakout*, o que indica que o algoritmo de detecção da curva característica de agarramento está bem ajustado.

A outra comparação que foi feita entre os dois sistemas é referente aos instantes de

acionamento dos alarmes verdadeiros comuns aos dois sistemas. Os resultados dessas comparações são mostradas na tabela 4.10.

	Antigo BDS	BDS desenvolvido
Corrida	Instante de disparo do alarme (s)	
1	1550	1543
4	1207	1186
16	1960	1945
18	675	639
19	808	802
20	776 ¹	774
27	2382	2367
32	298	295
33	1784	1769
37	1626 ²	1615
Antecipação média do BDS desenvolvido (s)		13,1

Tabela 4.10: Comparação entre o instante de acionamento do alarme no BDS desenvolvido e no antigo BDS para corridas com alarmes verdadeiros em comum

Observa-se que os alarmes no BDS desenvolvido sempre são acionados antes do que no antigo BDS. Isso é uma grande vantagem, pois quanto mais cedo o alarme é acionado, mais tempo se tem para tomar as providências necessárias para evitar o *breakout*. Além disso, a antecipação média de 13,1 s é um enorme salto, já que o tempo de permanência média do aço dentro do molde é igual a 60 s, ou seja, a antecipação representa 21,8% deste tempo.

Pelos resultados apresentados até agora, pode-se concluir que o BDS desenvolvido substitui com vantagem o antigo BDS. Agora se irá compará-lo com um BDS comercial, encontrado no mercado para as usinas siderúrgicas que resolveram não implementar um BDS próprio. A comparação se refere ao instante de acionamento do alarme em algumas corridas nas quais houve o *breakout*, as quais foram disponibilizadas pela Usiminas à equipe do BDS comercial para a realização de testes. Os resultados são mostrados na tabela 4.11.

Nota-se que o BDS desenvolvido dispara os alarmes antes que o BDS comercial em

¹Para a corrida 20, o instante de disparo do alarme do antigo BDS não foi fornecido, por isso, o instante definido como o máximo aceitável para o disparo do alarme foi utilizado.

²Na corrida 37 houve a ocorrência do *breakout*, pois ele ocorreu em uma velocidade inferior ao do acionamento do antigo BDS, o instante apresentado se refere a um teste *offline* feito no antigo BDS com sua velocidade de acionamento reduzida.

	BDS Comercial	BDS desenvolvido
Corrida	Instante de disparo do alarme (s)	
8	2035	2029
22	1130	1122
23	1435	1442
Antecipação média do BDS desenvolvido (s)		2,3

Tabela 4.11: Comparativo entre o instante de acionamento do alarme em um BDS comercial e no BDS desenvolvido

duas das três corridas analisadas. Fazendo uma média das três corridas, o BDS desenvolvido apresenta uma antecipação média de 2,3 s. Isso indica uma leve vantagem para o BDS desenvolvido, mas uma comparação com um conjunto maior de corridas é necessária para se tecer afirmações mais concretas.

Uma última avaliação a ser feita é quanto aos alarmes falsos do BDS desenvolvido. Apesar de não ser uma comparação com nenhum outro sistema, esta análise não deixa de ser importante, pois evidencia se algumas das escolhas feitas no desenvolvimento do BDS foram corretas ou não. As informações sobre os alarmes falsos são dadas pela tabela 4.12.

Corrida	Tipo de Alarme	Instante do alarme (s)	Velocidade (cm/min)
2 ⁽¹⁾	Agarramento tipo 1	530	60
2 ⁽¹⁾	Agarramento tipo 1	898	71
18 ⁽²⁾	Agarramento tipo 1	151	79
18 ⁽²⁾	Agarramento tipo 1	1563	80
28 ⁽¹⁾	Canto	141	42
36 ⁽¹⁾	Agarramento tipo 1	838	81

(1) Corrida sem agarramento

(2) Corrida com agarramento, mas sem *breakout*

Tabela 4.12: Informações sobre os alarmes falsos do BDS desenvolvido

Observa-se a predominância dos alarmes de agarramento do tipo 1 dentre os alarmes falsos, sendo que não há ocorrência do tipo 2 desse alarme. Há somente uma ocorrência de um alarme de canto, o que indica que a escolha de esperar somente o espalhamento horizontal para esse alarme não gerou um grande número de alarmes falsos, como se esperaria por esse ser um alarme com critérios mais “frouxos”. Somente dois dos alarmes ocorreram mais próximos ao início da corrida, mas com velocidades bem acima da velocidade de acionamento, o que indica que a metodologia e os valores dos parâmetros adotados para

a habilitação do BDS, evitando a instabilidade das temperaturas na partida da máquina, funcionaram adequadamente. Uma última coisa a se notar é que dois dos alarmes falsos ocorreram em uma corrida onde houve agarramento, a corrida 18, um antes do agarramento verdadeiro e um depois (o instante do alarme verdadeiro é 638 s, dado na tabela 4.10). Esse fato pode indicar que a corrida já vinha apresentando algum distúrbio antes do agarramento e continuou apresentando após ele.

4.3.3.3 Testes *Online*

Devido a motivos de sigilo, os dados referentes aos testes *online* não podem ser divulgados, já que esses dados expõem a eficiência do processo de lingotamento da Usina Intendente Câmara. Portanto, serão apresentadas somente as análises desses dados. Nesta subseção, o termo BDS desenvolvido não se refere mais ao sistema com a configuração que apresentou o melhor desempenho nos testes *offline* e sim ao sistema que foi implantado nas máquinas da Usina Intendente Câmara.

Em Dezembro de 2008, foi iniciada a primeira etapa dos testes *online* do BDS desenvolvido. Durante o tempo que ficou rodando em paralelo com o antigo BDS, foram identificados alguns problemas de desempenho no BDS desenvolvido. Estes problemas foram sanados através de ajustes nos parâmetros do BDS. É importante dizer que a Calculadora de Parâmetros não foi utilizada para calcular os parâmetros da versão do sistema que foi implantada.

Em Março de 2009, teve início a segunda etapa dos testes *online*. Como já foi dito na subseção 4.3.2, nesta etapa foi avaliada a veracidade dos alarmes gerados pelo BDS através da inspeção das placas referentes a eles. O BDS se mostrou eficaz, aliando esse fato ao bom desempenho alcançado na primeira etapa.

Depois de atingir um desempenho satisfatório nas duas etapas dos testes *online*, segundo os critérios adotados pela equipe responsável da Usiminas, o BDS foi implantado nas máquinas. Primeiramente, a implantação ocorreu na máquina da Aciaria 1 da Usina Intendente Câmara, em Janeiro de 2010. Depois, em Maio de 2010, ele foi implantado nas duas máquinas localizadas na Aciaria 2, substituindo assim completamente o antigo BDS.

Desde a implantação completa do BDS desenvolvido até julho de 2011, não houve nenhuma ocorrência de *breakout* nas máquinas de lingotamento contínuo da Usina Intendente Câmara e confirmou-se a ocorrência de um alarme verdadeiro, ou seja, o BDS

desenvolvido evitou pelo menos um *breakout* durante o período que está em operação.

5 *Discussões e Conclusões*

As discussões e conclusões foram divididas em quatro seções, visando assim organizar melhor os raciocínios desenvolvidos e facilitar o entendimento deles. As seções são: Influências e Diferenças dos Sistemas de Trabalhos Relacionados, Análise da Definição dos Critérios do Sistema de Detecção de *Breakout*, Análise dos Resultados e Propostas para Trabalhos Futuros.

Na seção Influências e Diferenças dos Sistemas de Trabalhos Relacionados, irá se discutir a influência dos sistemas de detecção de *breakout* descritos em trabalhos relacionados sobre o trabalho desenvolvido e as principais diferenças nos conceitos e nas metodologias adotadas. Na seção Análise da Definição dos Critérios do Sistema de Detecção de *Breakout*, será discutida a necessidade da adoção de certos critérios ao longo do desenvolvimento do BDS. Na seção Análise dos Resultados, se analisará de maneira mais geral os resultados obtidos e as suas implicações para a adoção do BDS pela Usiminas na Usina Intendente Câmara. Finalmente, na seção Propostas para Trabalhos Futuros, serão propostos trabalhos que podem ser realizados visando a melhoria e a expansão do trabalho que foi apresentado.

5.1 **Influências e Diferenças dos Sistemas de Trabalhos Relacionados**

Conforme o abordado na subseção 3.1.3, esse trabalho tem uma grande influência dos trabalhos de Bhattacharya *et al.* (BHATTACHARYA *et al.*, 2004) e de Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004).

Do trabalho de Bhattacharya *et al.* (BHATTACHARYA *et al.*, 2004) deriva a ideia do *breakoutability* utilizada no trabalho desenvolvido. Só que há diferenças básicas a serem consideradas no conceito empregado em cada um dos trabalhos. Bhattacharya *et al.* definem o *breakoutability* como uma escala linear contínua no tempo que mapeia a ten-

dência de um *breakout* ao longo do molde. Esse mapeamento advém de sistemas *fuzzy* que transformam a distribuição espacial e temporal de uma série de temperaturas contínua no tempo em valores de *breakoutability*. Dessa forma, no trabalho de Bhattacharya *et al.*, há um valor único de *breakoutability* em cada instante do tempo. Já no trabalho desenvolvido, o *breakoutability* é uma escala não contínua no tempo que mapeia a distribuição temporal de uma série de temperaturas dentro da curva característica de agarramento, indicando em que estágio da curva a série se encontra. O conceito de distribuição espacial não é dado pelo *breakoutability*, portanto, o seu valor é calculado para cada um dos termopares do molde a cada instante de tempo. Assim, cada termopar possui atrelado a ele um valor de *breakoutability*, e é função do Detector de Agarramento mapear a distribuição espacial desses valores, definindo se ela representa ou não um agarramento.

No trabalho de Bhattacharya *et al.* (BHATTACHARYA *et al.*, 2004), também se vê a utilização de um tipo de máquina com aprendizado, chamado de *intelligent agent*, para determinar a temperatura média normal do molde, ou temperatura padrão. O uso dessa máquina com aprendizado é restrito ao módulo de detecção de *breakout* por pele fina e não visa gerar um modelo geral do comportamento térmico do molde. No trabalho desenvolvido, a máquina com aprendizado tem como função modelar o comportamento térmico normal de cada um dos termopares do molde em relação às componentes principais da série de temperaturas apresentadas por eles e atualizar os modelos gerados ao longo do tempo. A definição da temperatura normal também é realizada, mas fica a cargo do modelo de previsão, que é uma das partes integrantes da máquina com aprendizado. Portanto, no trabalho desenvolvido, a máquina com aprendizado tem um objetivo mais amplo do que somente definir a temperatura normal do molde, sendo o mecanismo principal que possibilita a detecção de um agarramento.

Segundo o trabalho de Kempf e Adamy (KEMPF; ADAMY, 2004), é possível utilizar um sistema *fuzzy* recorrente para a detecção da curva característica de agarramento. O sistema funciona como um autômato finito e realiza o reconhecimento da curva de *breakout* utilizando a temperatura instantânea do termopar e a derivada discreta dela, assim como o definido na equação 3.27. Na forma como é apresentado, o sistema não é adaptativo, portanto, ele deve ser configurado para o tipo de aço que será lingotado pela máquina na qual será utilizado, podendo vir a falhar se o tipo de aço for trocado ou se as condições de lingotamento se alterarem. No trabalho desenvolvido, decidiu-se utilizar a ideia do reconhecimento da curva característica de agarramento por um autômato finito implementado com lógica clássica, devido a sua maior simplicidade e menor custo computacional. Diferente de Kempf e Adamy, foi decidido utilizar um autômato que não se

reiniciasse durante o período de subida de temperatura da curva de agarramento, visando assim, absorver possíveis oscilações de curta duração na temperatura medida durante esse período. Então, o trabalho desenvolvido utiliza um autômato menos rígido do que o apresentado por Kempf e Adamy. Além disso, o autômato do trabalho desenvolvido não utiliza diretamente as componentes principais das temperaturas medidas como entradas, o que o deixaria dependente dos patamares de temperatura de operação do molde. Ele utiliza a medida de perturbação em relação ao comportamento térmico normal e as razões entre a derivada medida e a derivada máxima normal do modelo, deixando-o independente dos patamares de temperatura do molde.

5.2 **Análise da Definição dos Critérios do Sistema de Detecção de *Breakout***

Ao longo do capítulo 3, foram descritas uma série de definições de critérios utilizados para o sistema realizar a detecção de um agarramento. Todas as definições de critérios foram motivadas para a obtenção de dois objetivos principais: deixar o sistema autoadaptativo e reduzir o número de alarmes falsos.

Para deixar o sistema autoadaptativo, se definiu que somente o Analisador de Comportamento iria trabalhar diretamente com as temperaturas vindas dos termopares, todos os demais módulos do sistema trabalhariam com variáveis adimensionais em forma de fração derivadas dessas temperaturas e, caso algum deles necessitasse trabalhar com variáveis dimensionais, a informação utilizada seria somente a do sinal delas. Dessa forma, o Analisador de Novidade e o Detector de Agarramento não precisam se auto-ajustar ao comportamento térmico do aço lingotado, o Analisador de Comportamento já se encarrega desse ajuste e de embutir essas informações nas variáveis passadas a esses módulos, que por serem adimensionais, independem do patamar de temperatura no qual o molde está operando. Esses fatores possibilitam que as regras de reconhecimento da curva característica de agarramento do Detector de Novidade fossem únicas, não havendo a necessidade de adaptá-las ao comportamento do aço que está sendo lingotado.

É interessante destacar que a medida de *breakoutability* passada do Analisador de Novidade para o Detector de Agarramento, apesar de não estar ligada ao autoajuste do sistema, possibilita a criação de regras únicas para a detecção do agarramento, pois o *breakoutability* faz com que a forma da curva de agarramento (extensão do pico de subida, duração do agarramento, etc.) fique transparente ao Detector de Agarramento,

não havendo a necessidade de adaptar essas regras à curva que está sendo apresentada.

Passando para as definições de critérios adotados para reduzir o número de alarmes falsos, vê-se que as regras para a detecção da curva de agarramento trazem uma série de verificações que, em uma primeira análise, não seriam necessários para detectar o agarramento. Essas verificações são referentes principalmente às razões mínimas das derivadas em cada estágio da curva e à razão de temperatura máxima para o estágio 4. Elas são feitas não pela sua extrema necessidade para a detecção da curva, mas sim para reduzir o número de alarmes falsos. Essas variáveis restringem as curvas que serão consideradas como sendo de agarramento, diminuindo o número de falsos alarmes, mas sem prejudicar a detecção de curvas de agarramento reais.

Outra medida adotada para tentar minimizar o número de alarmes falsos foi a adoção da espera pelo espalhamento vertical e horizontal para o acionamento do alarme de agarramento. A espera dos espalhamentos, apesar de poder atrasar o acionamento do alarme, faz com que se tenha mais certeza que realmente as curvas observadas se tratam de um agarramento que está ocorrendo. Além disso, a criação de dois tipos de alarmes de agarramento (um mais exigente quanto ao espalhamento vertical e outro quanto ao espalhamento horizontal) também colabora para a redução dos alarmes falsos e para a detecção de agarramentos verdadeiros, pois, se somente um critério fosse utilizado, ou ocorreriam muitos alarmes falsos, ou se deixaria de detectar agarramentos verdadeiros.

O alarme de canto é um caso a parte, devido à retirada de calor ser menos eficiente nessa região do molde. Mas, mesmo assim, não se abriu mão da espera do espalhamento horizontal do agarramento para o acionamento desse alarme, como forma de diminuir o número de alarmes falsos.

É importante destacar a utilização somente dos dados dos termopares superiores do canal foco de agarramento para a definição dos parâmetros do Analisador de Novidade pela Calculadora de Parâmetros. Esse critério está relacionado ao fato de que as variações mais bruscas ocorrerão nesse termopar e serão seguidas pelos termopares vizinhos a ele, dessa forma, os parâmetros estarão ajustados para as situações mais extremas, tendendo a reduzir o número de alarmes falsos consequentemente.

Duas últimas medidas para a redução de alarmes falsos, que valem ser destacadas, são a velocidade de acionamento e o tempo de acomodação de velocidade adotados para se habilitar o funcionamento do sistema, cuja importância está destacada na subseção 3.2.4.

Resumindo, usando novamente as palavras de J. den Hartog, em tradução livre: “é

menos difícil detectar um agarramento que evitar falsos alarmes” (HARTOG, 1988 apud EMLING, 2003).

5.3 Análise dos Resultados

Dos resultados, analisando primeiramente as características das corridas, vê-se uma clara diferença entre os comportamentos térmicos delas nos diversos períodos analisados. Isso embasa a suposição adotada para desenvolver o Analisador de Comportamento de que o comportamento do agarramento sempre se caracteriza como uma variação anormal do comportamento térmico do molde. Também se vê semelhanças entre o comportamento de partida e parada da máquina com o comportamento durante um agarramento, o que trouxe a necessidade de criação de mecanismos para evitar que se confundisse esses dois períodos distintos do lingotamento.

Quanto à análise dos modelos de previsão da temperatura normal do sistema, verificou-se uma indicação do modelo por média móvel como o que apresentava as melhores características para realizar a previsão, devido a sua grande variação entre a previsão e a temperatura medida durante o agarramento, e pela sua pequena frequência de oscilação nos valores de previsão. Esse fato veio a ser confirmado nos testes das variações do BDS, onde as que utilizavam o modelo por média móvel obtiveram os melhores desempenhos. É importante ressaltar novamente que os modelos de previsão visam determinar o valor da temperatura normal de operação dos pontos do molde nos quais os termopares referentes a eles se encontram e não modelar a temperatura instantânea deles. Eles são ditos modelos de previsão, pois a temperatura normal não é conhecida, ela é inferida de um histórico de temperaturas medidas pelos termopares, logo o modelo gera uma previsão do valor real da temperatura normal. Assim, o modelo cujas previsões mais se aproximam das temperaturas instantâneas não é necessariamente o que fornece as melhores previsões para a temperatura normal.

Os outros modelos de previsão, apesar do desempenho bem abaixo do modelo por média móvel, ainda podem ser utilizados. Talvez realizando alterações no mecanismo de detecção da curva característica de agarramento, os outros modelos possam obter um desempenho melhor.

Passando agora para a comparação da melhor variação do sistema, denominada de BDS desenvolvido, com o antigo BDS das máquinas da Usina Intendente Câmara, verifica-se que o BDS desenvolvido apresentou um desempenho muito superior ao do antigo BDS.

O BDS desenvolvido conseguiu detectar todos os agarramentos contidos no conjunto de teste, enquanto o antigo BDS conseguiu detectar, a tempo de evitar o *breakout*, somente 55,6% desses agarramento. Isso representa uma economia de aproximadamente oito milhões de reais para a Usiminas, contando somente os gastos relativos ao reparo de equipamentos. Quanto aos alarmes falsos, os dois sistemas praticamente empataram, tendendo a uma leve vantagem do BDS desenvolvido, ou seja. Isso significa que não há aumento de perda de produtividade devido a alarmes falsos se comparando o BDS desenvolvido com o antigo BDS. Além disso, a relação entre alarmes é de 3 alarmes verdadeiros para 1 falso para o BDS desenvolvido, o que é excelente já que o alarme falso tem um custo muito menor do que o *breakout*. Entretanto, um número maior de corridas deve ser analisado, já que o conjunto de testes utilizado é constituído por 47,6% de corridas com agarramento, o que não condiz com a real distribuição observada em operação.

As análises dos dados dos alarmes falsos para o BDS desenvolvido revelam que as escolhas dos critérios para a habilitação do sistema foram corretas, pois esse não gerou alarmes em partidas de máquina. Além disso, o sistema gerou poucos alarmes falsos de canto, o que indica que a escolha de esperar o espalhamento em um único termopar adjacente foi acertada e suficiente para evitar alarmes falsos.

Dadas as vantagens do BDS desenvolvido sobre o antigo BDS, os testes *online* vieram a comprovar a eficiência dele, após algumas alterações de parâmetros e otimizações para o ambiente de produção. Dessa maneira, o BDS foi implantado, substituindo com grandes vantagens o antigo BDS.

Então, pode-se concluir que o sistema atingiu os objetivos impostos a ele. A metodologia adotada se mostrou viável e muito promissora para a resolução do problema de detecção de agarramentos, podendo ainda ser melhorada através da continuação da pesquisa começada por esse trabalho.

5.4 Propostas para Trabalhos Futuros

Para trabalhos futuros, pode-se desenvolver uma modificação do método de detecção da curva característica de agarramento para adequá-lo aos outros modelos de previsão de temperatura que foram propostos nesse trabalho. Pode-se pesquisar a utilização da incerteza da previsão como mecanismo de detecção de novidade no comportamento térmico do molde, eliminando a necessidade de se definir um modelo térmico normal a cada aquisição de medidas do sistema. A previsão ainda pode ser combinada à medição através de um

filtro de Kalman, gerando uma estimativa ótima da temperatura, cuja incerteza também pode ser utilizada para detecção de novidades no comportamento térmico do molde.

Outra proposta para trabalho futuro é a utilização de sistemas *fuzzy* para a detecção da curva de *breakout*, juntando assim a flexibilidade proporcionada por esses sistemas à eficiência mostrada pelo método de determinação de comportamento normal proposto nesse trabalho.

Referências Bibliográficas

- BARCELLOS, M. A. de C. *Modelo para Predição da Ocorrência de Alarmes de Colamento de Aço no Molde Utilizando Lógica Fuzzy*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, MG, Brasil, Maio 2008.
- BARCELLOS, V. K. de. *Análise da Transferência de Calor Durante a Solidificação de Aços em Moldes no Lingotamento Contínuo*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, RS, Brasil, 2007.
- BARDET, P. et al. Control of continuous slab casting at sollac. *Revue de Metallurgie - CIT*, p. 303–3012, Abril 1983.
- BEZERRA, M. C. C.; VALADARES, C. A. G.; CAPOCCHI, J. D. T. Estudo do efeito do carbono na aplicação de fluxantes para lingotamento contínuo de aços. *Tecnologia em Metalurgia e Materiais*, v. 5, n. 2, p. 65–71, Dezembro 2008.
- BHATTACHARYA, A. K. et al. Fuzzy diagnostics system for breakout prevention in continuous casting of steel. *Proceedings of the 5^o World Congress on Intelligent Control and Automation*, Hangzhou, P.R. China, p. 3141–3145, jun. 2004.
- BORBA, D. L. de S. Detecção de falhas no processo de lingotamento contínuo utilizando máquina de aprendizado. Artigo apresentado como trabalho final do curso de Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais. Dezembro 2008.
- BYRNE, A. et al. The commissioning and workup of the 3-strand round bloom caster at bsc clydesdale works. *4th International Conference on Continuous Casting*, 1988.
- CASTIAUX, E.; GRUENZNER, G. Breakout detectin/prevention for slab and bloom caster: A new step forward with “martine”. *XL Seminário de Aciaria Internacional*, p. 595–600, Maio 2009.
- CASTIAUX, E.; ZULIANI, G. *Breakout Detection / Prevention System for continous casters*. [S.l.], Novembro 2010.
- CHIAVERINI, V. *Aços e ferros fundidos*. 5. ed. São Paulo, SP, Brasil: ABM, 1992.
- COELHO-BARROS, E. A. et al. Métodos de estimação em regressão linear múltipla: aplicação a dados clínicos. *Revista Colombiana de Estatística*, v. 31, n. 1, p. 111–129, Junho 2008.
- COSTA, E. M. da. *Aços*. Janeiro 2008. Disponível em: <<http://www.em.pucrs.br/~eleani/Protegidos/classificacaoacos.ppt>>.
- CRAVO, V. de O. *Modelamento Matemático da Zona de Mistura de Aços em Lingotamento Contínuo*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, MG, Brasil, Setembro 2006.

CUYPERS, P. F. *Continuous Casting in the Copper Industry*. Eindhoven, Netherlands, 1987.

DUNN, K. *Statistics for Engineering: Process Monitoring*. Janeiro 2010. Disponível em: <<http://stats4.eng.mcmaster.ca/w/mediafiles/mediawiki/2/2c/Overheads-Class-4-2010.pdf>>.

EMI, M. The mechanisms for sticking-type breakouts and new developments in continuous casting mold fluxes. *AISI Conference*, Maio 1990.

EMLING, W. H. Breakout prevention. In: CRAMB, A. (Ed.). *The Making, Shaping and Treatment of Steel*. 11. ed. Pittsburgh, USA: Association of Iron and Steel Engineers, 2003. cap. 1.

FALEIROS, A. C. Curso de álgebra linear aplicada. Disponível em: http://posmat.ufabc.edu.br/attachments/043_notasdeaulaalgebralinearaplicada-faleiros.pdf. Abril 2009.

GARCIA, A. et al. *Lingotamento Contínuo dos Aços*. São Paulo, SP, Brasil: ABM, 2005.

GILLES, H. L. Breakout protection by automatic mold heat removal control. *Proceedings of 2nd Annual AIME Process Technology Conference*, Chicago, USA, p. 205–212, Fevereiro 1982.

GONZÁLEZ, M. A. S. *Método dos Mínimos Quadrados*. Abril 2005. Disponível em: <<http://www.exatec.unisinos.br/~gonzalez/valor/inferenc/mmq.html>>.

GUEDES, L. C. C. Autômatos finitos e expressões regulares. In: RANGEL, J. L. (Ed.). *Linguagens Formais*. [S.l.: s.n.], 1999. cap. 4. Disponível em: <http://www-di.inf.puc-rio.br/~rangel/lf/LF4.ZIP>.

HARTOG, J. den. *Hoogovens Slab Caster Sticker Detection*. 1988. AISE Annual Convention.

HAYKIN, S.; VEEM, B. V. *Sinais e Sistemas*. 1. ed. Porto Alegre: Bookman, 2001. ISBN 85-7307-741-7.

Instituto Aço Brasil. *Números de Mercado*. 2009. Disponível em: <<http://www.acobrasil.org.br/site/portugues/numeros/numeros-mercado.asp>>.

Instituto Aço Brasil. *Processo Siderúrgico*. 2009. Disponível em: <<http://www.acobrasil.org.br/site/portugues/aco/processo-etapas.asp>>.

Instituto Aço Brasil. *Indústria do Aço e Mercado*. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, Abril 2010.

Instituto Aço Brasil. *Produção Siderúrgica Brasileira*. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, Novembro 2010.

ITOYAMA, S. et al. Prediction and prevention system for sticking-type breakout in continuous casting. *ISS Steelmaking Conference Proceedings*, p. 97–102, 1988.

KAJITANI, T. et al. Mechanism of a hydrogen-induced sticker breakout in continuous casting of steel: Influence of hydroxyl ions in mould flux on heat transfer and lubrication in the continuous casting mould. *ISIJ International*, v. 48, n. 9, p. 1215–1224, 2008.

- KEMPF, R.; ADAMY, J. Sequential pattern recognition employing recurrent fuzzy systems. *Fuzzy Sets and Systems*, n. 146, p. 451–472, 2004.
- LEMOS, A. P. *Proposta de um algoritmo genérico de detecção de novidades em séries temporais utilizando modelos de previsão*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, Julho 2007.
- LUITEN, E. E. M. *Beyond energy efficiency: Actors, networks and government intervention in the development of industrial process technologies*. Dissertação (Mestrado) — Universiteit Utrecht, Netherlands, 2001.
- MACHADO, M. L. P.; SOBRINHO, V. de P. F. M.; ARRIVABENE, L. F. *Sinderurgia para não sinderurgistas*. Vitória, ES, Brasil: CEFET-ES, 2003.
- MATSUSHIDA, A. et al. *Method and Apparatus for Preventing Cast Defects in Continuous Casting Plant*. 1988. U.S. Patent No. 4.744.998, 4 out. 1988.
- MAZUMDAR, S.; RAY, S. K. Solidification control in continuous casting of steel. *Sadhana*, v. 26, p. 179–198, Fevereiro - Abril 2001.
- MENDES, C. C. *Estudo de uma Metodologia Baseada na Utilização de Ferramentas de Simulação Numérica Aplicada às Áreas de Manutenção*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil, Fevereiro 2009.
- MIMURA, Y. *Sticking-type Breakouts during the Continuous Casting of Steel Slabs*. Dissertação (Mestrado) — University of British Columbia, Vancouver, Canada, Junho 1989.
- MITCHELL, T. M. *Machine Learning*. [S.l.]: McGraw-Hill, 1997.
- MUELLER, A. *Uma aplicação de redes neurais artificiais na previsão do mercado acionário*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Julho 1996.
- NAKAMURA, T.; KODAIRA, K.; HIGUCHI, K. *Breakout Prediction System in a Continuous Casting Process*. 1996. U.S. Patent No. 5.548.520, 20 ago. 1996.
- NICOLETTI, M. do C. *Ampliando os Limites do Aprendizado Indutivo através das Abordagens Construtiva e Relacional*. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, São Carlos, SP, Brasil, 1994.
- NILSSON, N. J. Introduction to machine learning. Disponível em: <http://robotics.stanford.edu/~nilsson/MLBOOK.pdf>. Novembro 1998.
- OLIVEIRA, L. J. S. de. *Comportamento dos aços peritéticos durante a solidificação no molde de lingotamento contínuo*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil, Março 2009.
- PALAZZO, L. A. M. Linguagens regulares e autômatos finitos. Disponível em: <http://ia.ucpel.tche.br/~lpalazzo/Aulas/LFA/LFA-T01.pdf>. Março 2008.
- PENNA, L. V. *Trinca de Solidificação Off-Corner no Lingotamento Contínuo de Tarugos*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil, Abril 2005.

- POCAFORZA, L. Sviluppo storico della colata continua. In: ISTITUTO PER LA CULTURA E LA STORIA D'IMPRESA. *Steelmater*. [S.l.], 2006.
- POPKOV, M. N.; RESHETOV, V. V.; TRUSHIN, A. I. Horizontal continuous casting of steel. *Steel in Translation*, v. 40, n. 1, p. 38–46, 2010.
- REIS, E. *Estatística Descritiva*. 2. ed. Lisboa: Edições Sílabo, 1994.
- RESENDE, F. M. A. de; RODRIGUES, F. D. *Visita Técnica às Usinas da Nippon Steel - Missão da Automação - TA VI*. [S.l.], Julho 2007.
- RIBEIRO, C. H. C. Aprendizado por reforço. *V Escola de Redes Neurais*, p. 28–72, Julho 1999.
- ROMEIRO, S. B. B. *Química na Sinterurgia*. Porto Alegre: Área de Educação Química do Instituto de Química da UFRGS, 1997. (Série química e tecnologia).
- SAVAGE, J.; PRITCHARD, W. H. The problem of rupture of the billet in continuous casting of steel. *Journal of the Iron and Steel Institute*, p. 269–277, Novembro 1954.
- SEARLE, S. R. *Matrix Algebra Useful for Statistics*. New York, NY, USA: Wiley, 1982. 438 p.
- SHIPMAN, J.; GILLES, H. L. *Method and Apparatus for Determining Heat Removal from a Continuous Caster*. 1977. U.S. Patent No. 4.006.633, 8 fev. 1977.
- Siemens Vai. *MoldExpert 2.0 “Look into the mold” of continuous casters*. Linz, Austria, 2007.
- SILVA, M. M. *Uma Abordagem Evolucionária Para o Aprendizado Semi-Supervisionado em Máquinas de Vetores de Suporte*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil, Novembro 2008.
- SMIRNOV, A. N.; PODKORYTOV, A. L. Current continuous-casting machines: Potentials for technological and equipment development. *Metallurgical and Mining Industry*, v. 2, n. 2, p. 93–98, Janeiro 2010.
- TACONI, L. L. *Análise Térmica do Molde de Lingotamento Contínuo de Tarugos*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, MG, Brasil, Maio 2007.
- THOMAS, B. G. Continuous casting. In: BUSCHOW, K. H. J. et al. (Ed.). *The Encyclopedia of Materials: Science and Technology*. Oxford, UK: Elsevier Science Ltd., 2001. v. 2, p. 1595–1599.
- THOMAS, B. G. Continuous casting of steel. In: YU, O. (Ed.). *Modeling for Casting and Solidification Processing*. New York, NY, USA: Marcel Dekker, 2001. cap. 15, p. 499–540.
- TRINDADE, L. B. et al. Efeitos térmicos e fluido-dinâmicos devidos a um agitador eletromagnético para tarugos. *Rem: revista escola de minas*, v. 54, n. 3, p. 233–237, 2001.

- USIMINAS. *Processo de Produção*. Abril 2007. Disponível em:
<<http://usiminas.infoinvest.com.br/modulos/doc.asp?arquivo=01432020.WAN&doc=ian480.doc&language=ptb>>.
- USIMINAS. *Processo de Produção*. Maio 2010. Disponível em:
<<http://usiminas.infoinvest.com.br/modulos/doc.asp?arquivo=01432080.WAN&doc=ian480.doc&language=ptb>>.
- VALADARES, C. A. G.; BEZERRA, M. C. C. Análise do mecanismo e das principais causas de ocorrência de trincas longitudinais em placas de lingotamento contínuo. *XXXIII Seminário de fusão, refino e solidificação dos metais*, Maio 2002.
- VALADARES, C. A. G.; BEZERRA, M. C. C. *Lingotmaneto Contínuo de Placas*. São Paulo, SP, Brasil, 2005. 11-16 p.
- Vizag Steel. *Infrastructure*. 2011. Disponível em:
<<http://www.vizagsteel.com/images/ccd.jpg>>.
- WET, G. J. de. *CFD Modelling and Mathematical Optimisation of a Continuous Caster Submerged Entry Nozzle*. Dissertação (Mestrado) — University of Pretoria, Pretoria, South Africa, Abril 2005.
- WOLF, M. M. Historical aspects and key technologies. In: CRAMB, A. (Ed.). *The Making, Shaping and Treatment of Steel*. 11. ed. Pittsburgh, USA: Association of Iron and Steel Engineers, 2003. cap. 1.
- YAMAMOTO, T. et al. *Abnormality Detection and Type Discrimination in Continus Casting Operations*. 1985. U.S. Patent No. 4.556.099, 3 dec. 1985.
- YANG, J. wei et al. Fluid flow and solidification simulation in beam blank continuous casting process with 3d coupled model. *International journal of iron and steel research*, v. 13, n. 4, p. 17–21, 2006.
- ZHANG, Y.; DUDZIC, M. S. Industrial application of multivariate spc to continuous caster start-up operations for breakout prevention. *Control Engineering Practice*, v. 14, p. 1357–1375, 2006.

ANEXO A -- Estimativa dos coeficientes de regressão através de mínimos quadrados

Tomando as equações para a regressão linear múltipla, têm-se que a equação A.1 relaciona a entrada com a saída.

$$y_i = \beta_0 + \beta_1 x_{i1} + \beta_2 x_{i2} + \cdots + \beta_k x_{ip} + \varepsilon_i, \quad i = 1, \dots, n \quad (\text{A.1})$$

onde:

n é o número de amostras que serão utilizadas na regressão;

p é o número de variáveis independentes;

y_i é a variável dependente da amostra i ;

x_{ij} é a variável independente j da amostra i , sendo $j = 1, \dots, p$;

β_j é o coeficiente angular relacionado à variável independente x_{ij} ;

β_0 é o coeficiente linear da equação;

ε_i é uma variável que engloba possíveis erros de medição e fatores residuais da amostra i .

Reescrevendo A.1, obtém-se a equação A.2.

$$y_i = \beta_0 + \sum_{j=1}^p \beta_j x_{ij} + \varepsilon_i, \quad i = 1, \dots, n \quad (\text{A.2})$$

Isolando ε_i , chega-se à equação A.3.

$$\varepsilon_i = y_i - \beta_0 - \sum_{j=1}^p \beta_j x_{ij}, \quad i = 1, \dots, n \quad (\text{A.3})$$

Elevando todos os erros das i amostras ao quadrado, e somando-os, gera-se a função de mínimos quadrados, apresentada na equação A.4.

$$S(\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_p) = \sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2 = \sum_{i=1}^n \left(y_i - \beta_0 - \sum_{j=1}^p \beta_j x_{ij} \right)^2, \quad i = 1, \dots, n \quad (\text{A.4})$$

Minimizando a função S em relação à $\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_p$, pode-se obter os estimadores de mínimos quadrados (EMQ), que deverão satisfazer as equações A.5 e A.6 (COELHO-BARROS et al., 2008).

$$\left. \frac{\partial S(\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_p)}{\partial \beta_0} \right|_{\hat{\beta}_0, \hat{\beta}_1, \dots, \hat{\beta}_p} = -2 \sum_{i=1}^n \left(y_i - \hat{\beta}_0 - \sum_{j=1}^p \hat{\beta}_j x_{ij} \right) = 0 \quad (\text{A.5})$$

$$\left. \frac{\partial S(\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_p)}{\partial \beta_j} \right|_{\hat{\beta}_0, \hat{\beta}_1, \dots, \hat{\beta}_p} = -2 \sum_{i=1}^n \left(y_i - \hat{\beta}_0 - \sum_{k=1}^p \hat{\beta}_k x_{ik} \right) x_{ij} = 0 \quad (\text{A.6})$$

De A.5 e A.6, obtêm-se as equações de mínimos quadrados, mostradas em A.7.

$$\begin{array}{cccccccccc} n\hat{\beta}_0 & + & \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_{i1} & + & \hat{\beta}_2 \sum_{i=1}^n x_{i2} & + & \dots & + & \hat{\beta}_p \sum_{j=1}^n x_{ip} & = & \sum_{i=1}^n y_i \\ \hat{\beta}_0 \sum_{i=1}^n x_{i1} & + & \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_{i1}^2 & + & \hat{\beta}_2 \sum_{i=1}^n x_{i1}x_{i2} & + & \dots & + & \hat{\beta}_p \sum_{j=1}^n x_{i1}x_{ip} & = & \sum_{i=1}^n x_{i1}y_i \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \hat{\beta}_0 \sum_{i=1}^n x_{ip} & + & \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_{ip}x_{i1} & + & \hat{\beta}_2 \sum_{i=1}^n x_{ip}x_{i2} & + & \dots & + & \hat{\beta}_p \sum_{j=1}^n x_{ip}^2 & = & \sum_{i=1}^n x_{ip}y_i \end{array} \quad (\text{A.7})$$

Observa-se que há uma equação para cada coeficiente da equação de regressão, ou seja, $p + 1$ equações. Assim, resolvendo este sistema de equações, encontra-se os EMQ para $\hat{\beta}_0, \hat{\beta}_1, \dots, \hat{\beta}_p$.

Esta abordagem é vantajosa, pois através dela chega-se a fórmulas fechadas para o cálculo das estimativas dos coeficientes, que é a forma mais rápida para cálculo destes. Por exemplo, considerando-se que a equação de regressão utilizada possui uma só variável independente, ou seja, uma regressão linear simples, as equações A.7 se resumem às A.8 e A.9.

$$n\hat{\beta}_0 + \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_i = \sum_{i=1}^n y_i \quad (\text{A.8})$$

$$\hat{\beta}_0 \sum_{i=1}^n x_i + \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_i^2 = \sum_{i=1}^n x_i y_i \quad (\text{A.9})$$

Isolando $\hat{\beta}_0$ em A.8, obtém-se:

$$\hat{\beta}_0 = \frac{\sum_{i=1}^n y_i - \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_i}{n} \quad (\text{A.10})$$

Substituindo A.10 em A.9:

$$\left(\frac{\sum_{i=1}^n y_i - \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_i}{n} \right) \sum_{i=1}^n x_i + \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_i^2 = \sum_{i=1}^n x_i y_i \quad (\text{A.11})$$

Isolando $\hat{\beta}_1$ em A.11:

$$\hat{\beta}_1 = \frac{n \sum_{i=1}^n x_i y_i - \sum_{i=1}^n x_i \sum_{i=1}^n y_i}{n \sum_{i=1}^n x_i^2 - (\sum_{i=1}^n x_i)^2} \quad (\text{A.12})$$

Substituindo A.12 em A.10:

$$\hat{\beta}_0 = \frac{\sum_{i=1}^n x_i^2 \sum_{i=1}^n y_i - \sum_{i=1}^n x_i y_i \sum_{i=1}^n x_i}{n \sum_{i=1}^n x_i^2 - (\sum_{i=1}^n x_i)^2} \quad (\text{A.13})$$

Dessa forma, as equações A.12 e A.13 são as fórmulas fechadas para o cálculo dos coeficientes para a regressão linear múltipla com uma variável independente, ou regressão linear simples.

A desvantagem desta abordagem é que achar a fórmula fechada para a regressão com mais variáveis independentes pode ser uma tarefa extremamente trabalhosa.

Outra forma de se achar os coeficientes é abordar o problema de forma matricial. Reescrevendo a fórmula de regressão múltipla na forma matricial, obtém-se a equação A.14.

$$y = X\beta + \varepsilon \quad (\text{A.14})$$

onde:

$$y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \vdots \\ y_n \end{bmatrix}, X = \begin{bmatrix} 1 & x_{11} & x_{12} & \cdots & x_{1p} \\ 1 & x_{21} & x_{22} & \cdots & x_{2p} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & x_{n1} & x_{n2} & \cdots & x_{np} \end{bmatrix}, \beta = \begin{bmatrix} \beta_0 \\ \beta_1 \\ \vdots \\ \beta_p \end{bmatrix}, \varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \vdots \\ \varepsilon_n \end{bmatrix}.$$

O interesse é encontrar o vetor de EMQ $\hat{\beta}$ que minimiza os erros ε_i . Definindo a função de mínimos quadrados de forma matricial, encontra-se a equação A.15.

$$\begin{aligned} S(\beta) &= \sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2 \\ &= \varepsilon^T \varepsilon \\ &= (y - X\beta)^T (y - X\beta) \end{aligned} \quad (\text{A.15})$$

Sabendo que, segundo Searle (SEARLE, 1982), sendo $Q = (a - Bz)^T (a - Bz)$, onde a e z são vetores, e B é uma matriz:

$$\frac{\partial Q}{\partial z} = 2B^T Bz - 2B^T a \quad (\text{A.16})$$

Logo, derivando a equação A.17 em relação a β , tem-se:

$$\left. \frac{S(\beta)}{\beta} \right|_{\hat{\beta}} = 2X^T X \hat{\beta} - 2X^T y \quad (\text{A.17})$$

Igualando a equação A.17 a zero, minimiza-se os erros. Então, o vetor $\hat{\beta}$ será dado por:

$$\hat{\beta} = (X^T X)^{-1} X^T y \quad (\text{A.18})$$

A desvantagem desta abordagem é que há a necessidade do cálculo da inversa de $X^T X$, que é um processo computacionalmente caro. Dessa forma, se essa abordagem for escolhida, deve-se avaliar a utilização do cálculo da pseudoinversa de $X^T X$.

ANEXO B – Definição dos valores dos parâmetros do BDS para os testes offline

Parâmetro	Valor
$n_{calc}^{\bar{\delta}}$	3
η_{Δ}	1%
$\eta_{\bar{\delta}+}$	1%
$\eta_{\bar{\delta}-}$	1%
$\xi_{\bar{\delta}}^{min}$	0,26%
$\xi_{\bar{\delta}}^{max}$	2,6%
Δ_{max}	0,15

Tabela B.1: Valores dos parâmetros do Analisador de Comportamento

Parâmetro	Valor
v_{on}	23 cm/min
t_{on}	10 s

Tabela B.2: Valores dos parâmetros para habilitação do BDS

Parâmetro	Valor
$\xi_{\tau}^{Está\acute{g}io\ 3}$	70%
$\xi_{\tau}^{Está\acute{g}io\ 4}$	35%
$n_{min}^{\bar{\delta}+}$	3
$n_{min}^{\bar{\delta}-}$	3

Tabela B.3: Valores dos parâmetros do Analisador de Novidade

Parâmetro	Valor
$\eta_{\tau}^{Estágio 1}$	34%
$\eta_{\tau}^{Estágio 2}$	68%
$\eta_{\tau}^{negativo}$	100%
$\eta_{\gamma}^{Estágio 2}$	80%
$\eta_{\gamma}^{Estágio 3}$	40%
$\eta_{\gamma}^{Estágio 4}$	40%
$\eta_{\gamma}^{Estágio 5}$	90%
$\eta_{\psi}^{Estágio 4}$	110%
η_{ι}	100%

Tabela B.4: Valores dos parâmetros da Calculadora de Parâmetros

Os valores definidos nas tabelas B.1 a B.4 se referem somente aos testes *offline*. Por motivo de sigilo, os valores dos parâmetros utilizados nos testes *online* nas máquinas de lingotamento contínuo da Usina Intendente Câmara não podem ser divulgados.