

Controle Preditivo em Rede Aplicado a um Trocador de Calor Casco-Tubos

Moacy Pereira da Silva

Dissertação de Mestrado submetida à Coordenadoria do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Campina Grande - Campus de Campina Grande como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências no Domínio da Engenharia Elétrica.

Área de Concentração: Instrumentação e Controle

Péricles Rezende Barros, PhD., UFCG

Orientador

José Sérgio da Rocha Neto, D.Sc., UFCG

Orientador

Campina Grande, Paraíba, Brasil

©Moacy Pereira da Silva, Outubro 2010

Controle Preditivo em Rede Aplicado a um Trocador de Calor Casco-Tubos

Moacy Pereira da Silva

Dissertação de Mestrado apresentada em Outubro 2010

Péricles Rezende Barros, PhD., UFCG

Orientador

José Sérgio da Rocha Neto, D.Sc., UFCG

Orientador

Benemar Alencar de Souza, D.Sc., UFCG

Componente da Banca

Romildo Pereira Brito, D.Sc., UFCG

Componente da Banca

Campina Grande, Paraíba, Brasil, Outubro 2010

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA CENTRAL DA UFCG

S586c Silva, Moacy Pereira da.
Controle preditivo em rede aplicado a um trocador de calor casco-tubos / Moacy Pereira da Silva. — Campina Grande, 2010.
95f. il.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Engenharia Elétrica e Informática.

Referências.

Orientadores: Profº. PhD. Péricles Rezende Barros, Profº. D.Sc. José Sérgio da Rocha Neto.

1. Sistemas de Controle. 2. Controle Preditivo em Rede. 3. Trocador de Calor Casco-Tubos. 4. Modelagem e Simulação. I. Título.

CDU – 621.337.1(043)

UFCG - BIBLIOTECA - CAMPUS I	
2564	05-05-011

**CONTROLE PREDITIVO EM REDE APLICADO A UM TROCADOR DE
CALOR CASCO-TUBOS**

MOACY PEREIRA DA SILVA

Dissertação Aprovada em 15.10.2010



PÉRICLES REZENDE BARROS, Ph.D., UFCG

Orientador



JOSÉ SÉRGIO DA ROCHA NETO, D.Sc., UFCG

Orientador



BENEMAR ALENCAR DE SOUZA, D.Sc., UFCG

Componente da Banca



ROMILDO PEREIRA BRITO, Dr., UFCG

Componente da Banca

CAMPINA GRANDE - PB
OUTUBRO - 2010

Dedicatória

Dedico este trabalho a minha esposa, Shirley Nóbrega, que trilha o mesmo caminho de estudos e dedicação, ao meu filho Luiz Henrique, que respira ares de trabalho e conquistas em seu dia a dia. Finalmente dedico aos meus pais, José Alves da Silva e Maria do Carmo Pereira da Silva, pois toda história de nossas vidas começou com eles.

Agradecimentos

A DEUS, por estar sempre ao meu lado e me guiar durante o andamento deste trabalho e em todos momentos em que as dificuldades pareciam ser intransponíveis.

A minha família e em especial a minha esposa, Shirley Nóbrega, que esteve comigo durante esta etapa de minha vida e soube compreender as dificuldades e os momentos de ausência. A meu filho, Luiz Henrique, que com tão pouca idade (3 anos), sentiu indiretamente o esforço e energia investidos na execução deste trabalho.

A meus pais, José Alves da Silva e Maria do Carmo Pereira da Silva, a quem devo o dom da vida e são parte fundamental em minha formação como cidadão e homem, não medindo esforços.

Aos meus irmãos, Marcos Antonio, Maria do Socorro e Maria Suely, por sempre compartilharem comigo os momentos felizes de uma família que a cada dia cresce com suas conquistas.

A todos os parentes, que sempre me apoiaram neste caminho.

Aos professores Péricles Rezende Barros e José Sérgio da Rocha Neto, que desde os primeiros trabalhos de iniciação científica me apoiaram, orientaram e contribuíram para a minha formação acadêmica, profissional e pessoal.

Aos amigos e colegas do Laboratório de Instrumentação Eletrônica e Controle (LIEC) da UFCG, em especial a Henrique Cunha, Alfranke Amaral, André Luís, George Acioli, João Batista, Rafael Lima, José Maurício, Thiago Holanda, Thiago Euzébio, Diego Renato, pela ajuda recebida durante a realização desta pesquisa e pela sua amizade.

Aos funcionários da UFCG, Adail Paz, Ângela, Pedro, Rosilda, Simões e Suênia, pelo apoio recebido.

Também agradeço a CAPES, que proporcionou o suporte financeiro para viabilizar a realização desta pesquisa.

Enfim, a todos aqueles que em algum momento contribuíram para a minha formação.

Resumo

A utilização de redes de comunicação compartilhadas em sistemas de controle traz um série de vantagens em relação à operação destes sistemas. As principais vantagens são: aumento na flexibilidade, escalabilidade do sistema, facilidade de instalação e redução do número de cabos. Como desvantagens pode-se citar a inserção de atrasos, latência de comunicação, perdas de pacotes e segurança da informação. Em relação aos sistemas de controle clássicos, as desvantagens apresentadas traz sérias implicações no funcionamento destes sistemas, de forma que condições de instabilidade podem ser alcançadas caso tais impactos não sejam mitigados. Neste trabalho são apresentadas as atividades relacionadas à modelagem, simulação e controle em rede de um trocador de calor casco-tubos utilizando uma estratégia denominada **Controle Preditivo em Rede**. Na etapa de modelagem são obtidas as equações dinâmicas de um trocador de calor casco-tubos considerando as temperaturas de saída dos tubos e do casco. As equações dinâmicas obtidas são funções de diversas variáveis, entre elas a diferença logarítmica média de temperaturas. Em seguida disto o modelo é linearizado e conseqüentemente a representação em espaço de estados do processo foi obtida para posterior utilização no controlador preditivo que é baseado em modelo. Na etapa de simulação ambos os modelos não-linear e linear foram simulados e apenas este último foi interligado ao controlador preditivo. A partir da arquitetura de Controle Preditivo em Rede foram avaliados os impactos que atrasos de comunicação existentes nas malhas controlador-atuado e sensor-controlador causam em um sistema de controle em rede. A partir do simulador é possível interligar o controlador e o modelo da planta, considerando ou não a existência de uma rede de comunicação compartilhada. Os resultados obtidos comprovam a alteração na dinâmica do sistema quando considera-se os atrasos inseridos pela rede de comunicação.

Palavras-Chave: Sistemas de Controle, Controle Preditivo em Rede, Trocador de Calor Casco-Tubos, Modelagem e Simulação.

Abstract

The use of shared communication networks in control systems brings a number of advantages over the operation of these systems. The main advantages are: increased flexibility, system scalability, ease of installation and reduced the number of cables. As disadvantages we can mention the insertion of delays, communication latency, packet loss and information security . Regarding to classical control systems, the disadvantages presented has serious implications on the functioning of these systems, so that instability conditions can be achieved if such impacts are not mitigated. This work presents the activities related to modeling, simulation and networked control of a heat exchanger shell-and-tubes using a strategy called Networked Predictive Control . In the modeling stage is obtained the dynamic equations of a heat exchanger shell-and-tubes, considering the output temperature tubes and shell. The dynamic equations obtained are functions of several variables, including the logarithmic mean temperature difference. The model is linearized and therefore the state space representation of the process was obtained for later use in the model predictive controller. During the simulation fase, both models linear and nonlinear has been simulated and latter was connected to the predictive controller. By the architecture of Networked Predictive Control, was evaluated the impacts that communication delays existing in the meshes controller-actuator and sensor-controller, cause in a networked control system. From the simulator is possible to interconnect the controller and model plant, considering or not the existence of a delalys in shared networks. The results shows the change in the dynamics of the system when is considered delays inserted by the communication network.

Keywords: Control Systems, Predictive Networked Control , Heat exchanger shell-tubes, Modeling and Simulation.

Índice

1	Introdução	1
1.1	Contexto	1
1.2	Caracterização do Problema	2
1.3	Revisão Bibliográfica	3
1.4	Objetivos	7
1.5	Organização do Texto	8
2	Projeto e Análise de Sistemas de Controle Preditivo em Rede	9
2.1	Controle Preditivo em Rede	9
2.1.1	Algoritmo de Cálculo para o Controle Preditivo em Rede	11
2.1.2	Projeto do Gerador de Predições de Controle	11
2.1.3	Projeto do Compensador de Atrasos da Rede	18
2.2	Estabilidade de Sistemas de Controle Preditivo em Rede	20
2.2.1	Estabilidade com Atraso Constante	21
2.2.2	Estabilidade com Atraso Aleatório	23
2.3	Conclusões	27
3	Trocadores de Calor Casco-Tubos	29
3.1	Introdução	29
3.2	Trocadores de Calor Casco-Tubos	30
3.3	Coefficiente Global de Transferência de Calor	31
3.4	Diferenças de Temperatura em um Trocador de Calor Casco-Tubos	38
3.5	Modelo um Trocador de Calor Casco-Tubos com Fluxo Contracorrente	43

3.5.1	Simulação de Trocadores de Calor Casco-Tubos	47
3.5.2	Linearização do Modelo	50
3.5.3	Representação do Modelo em Espaço de Estados	53
3.5.4	Condições de estabilidade do modelo do trocador de calor	54
3.6	Conclusões	56
4	Simulador do Trocador de Calor Casco Tubos	57
4.1	Introdução	57
4.2	Simulador em MatLab [®]	57
4.2.1	Implementação do Modelo Não-Linear	59
4.2.2	Implementação do Modelo Linear	61
4.3	Resposta do NCS com Atrasos	66
4.4	Compensação de Atrasos do NCS	69
4.5	Conclusões	70
5	Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros	71
5.1	Conclusões	71
5.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	72
	Referências Bibliográficas	74
A	Cálculo dos Parâmetros do Modelo	79
B	Código do Fonte do Simulador	85

Lista de Símbolos e Abreviaturas

CA	Compensador de Atrasos
DTML	Diferença Logarítmica Média de Temperatura
GPC	Gerador de Predições de Controle
GPC	<i>Generalized Predictive Control</i>
LQG	<i>Linear Quadratic Gaussian Controller</i>
LQG	<i>Linear-Quadratic-Gaussian</i>
MPC	<i>Model Predictive Control</i>
NCS	<i>Networked Control Systems</i>
OLE	<i>Object Linking and Embedding</i>
OPC	<i>OLE for Process Control</i>
PID	<i>Proportional Integral Derivative Controller</i>
SISO	<i>Single-Input Single-Output</i>
SOZ	Segurador de Ordem Zero
TDMA	<i>Time Division Multiple Access</i>
TEMA	<i>Tubular Exchanger Manufacturers Association</i>

Lista de Tabelas

3.1	Valores para o coeficiente de transferência de calor interno e externo ao tubo. Fonte (SMITH, 2005)	36
3.2	Valores para o coeficiente de incrustação. Fonte (SMITH, 2005)	37
3.3	Coeficientes da parede do tubo com base no raio externo a $T = 100^{\circ}C$. Fonte (SMITH, 2005)	37
3.4	Parâmetros do modelo do trocador de calor	49

Lista de Figuras

1.1	Estrutura típica de um sistema de controle clássico.	1
1.2	Estrutura típica de um sistema de controle em Rede.	2
2.1	Estrutura típica de um sistema de controle em rede. Fonte (WANG; LIU, 2008)	10
2.2	Sistema de controle preditivo em rede. Fonte (WANG; LIU, 2008)	11
2.3	Índice do sinal de controle selecionado com recebimento de novos pacotes. Fonte (HU; LIU; REES, 2006)	19
2.4	Índice do sinal de controle selecionado sem recebimento de novos pacotes. Fonte (HU; LIU; REES, 2006)	20
2.5	Sistema de controle preditivo em rede com <i>buffer</i> de armazenamento. Fonte (HU; LIU; REES, 2006)	21
3.1	Configurações de escoamento em um trocador de calor	30
3.2	Estrutura mecânica de um trocador de calor Casco-Tubos	30
3.3	Regiões que apresentam resistências térmica.Fonte:(SMITH, 2005)	31
3.4	Diferença de Temperatura em um trocador de calor	38
3.5	Evolução da temperatura dos fluidos em trocadores de calor. Fonte (SMITH, 2005)	40
3.6	Diferença de Temperatura em um trocador de calor 1-2. Fonte (SMITH, 2005)	41
3.7	Fator de Correção versus a efetividade térmica. Fonte (SMITH, 2005)	42
3.8	Trocador de calor casco-tubo operando com fluxo contra-corrente	44
3.9	Diagrama esquemático do trocador de calor casco-tubos modelado.	50

4.1	Diagrama de blocos do simulador desenvolvido em MatLab [®]	58
4.2	Diagrama geral do modelo não-linear do trocador de calor.	59
4.3	Diagrama interno do modelo não-linear do trocador de calor.	60
4.4	Diagrama interno do modelo para cálculo do calor total dos tubos.	60
4.5	Resposta ao degrau do modelo não-linear do trocador de calor.	61
4.6	Resposta ao degrau do modelo linear do trocador de calor.	62
4.7	Resposta ao degrau do modelo linear e não-linear do trocador de calor.	62
4.8	Movimentos de controle gerados pelo controlador preditivo.	63
4.9	Resposta do sistema utilizando um controlador PID e MPC.	64
4.10	Diagrama de simulação do sistema preditivo de controle em rede.	65
4.11	Resposta ao degrau do sistema em malha aberta e em malha fechada(Sem atrasos).	66
4.12	Resposta ao degrau do sistema de controle preditivo com atraso na malha controlador-atuador.	67
4.13	Resposta ao degrau do sistema de controle preditivo com atraso na malha sensor-controlador.	67
4.14	Resposta ao degrau do sistema de controle preditivo com atraso na malha sensor-controlador.	68
4.15	Resposta ao degrau do sistema de controle preditivo sem atrasos e com compensação de atrasos.	69

Capítulo 1

Introdução

1.1 Contexto

Em sistemas de controle industriais, a utilização de arquiteturas de redes de comunicação baseadas em barramento, podem trazer um série de vantagens, entre elas melhorar a eficiência, a flexibilidade, e a confiabilidade do sistema como um todo, reduzindo o tempo e os custos de instalação, reconfiguração e manutenção. Nos sistemas de controle tradicionais em que a arquitetura de comunicação é do tipo barramento, ou seja, todos os recursos de um enlace de comunicação estão dedicados exclusivamente aos equipamentos interconectados a ele, podemos assim abstrair o meio de comunicação para o sistema de controle . A Figura 1.1 ilustra o cenário de um sistema de controle clássico.

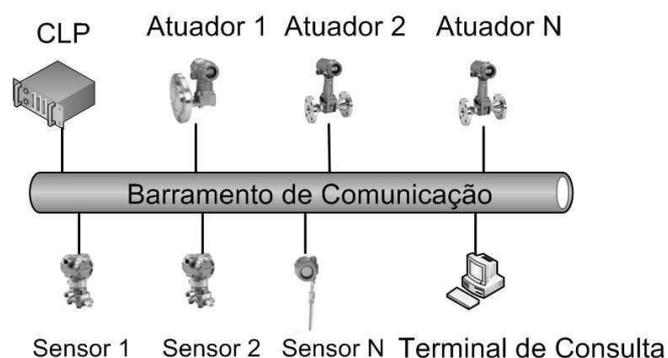


Figura 1.1: Estrutura típica de um sistema de controle clássico.

Já em uma arquitetura com topologia em árvore, os recursos são compartilhados com os diversos equipamentos, introduzindo atrasos de comunicação, variação dos atrasos (*Jitter*) e também perdas de pacotes. Portanto podemos fazer a mesma consideração que no caso anterior, pois os efeitos mencionados degradam o desempenho de um sistema de controle, podendo inclusive levar o mesmo a uma condição operacional de instabilidade. A Figura 1.2 ilustra o cenário de um Sistema de Controle em Rede.

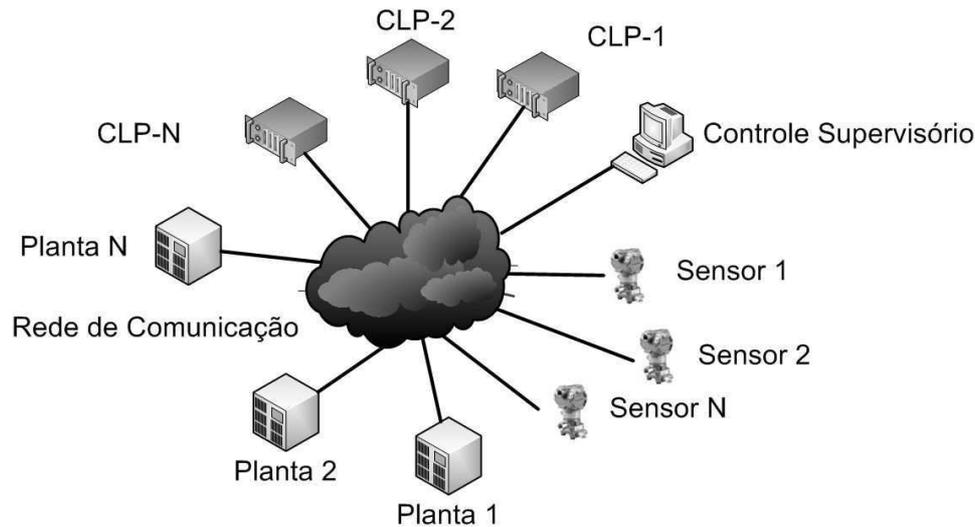


Figura 1.2: Estrutura típica de um sistema de controle em Rede.

Com o objetivo de reduzir custos com instalação e manutenção de cabos e ainda fazer usos dos sistemas distribuídos, os sistemas de controle estão utilizando as redes de comunicação para interligar equipamentos de campo, criando assim um novo cenário em que as características e o referencial teórico clássico já não são mais validados. Este sistema é conhecido como Sistemas de Controle em Rede ou *Networked Control Systems (NCS)*.

1.2 Caracterização do Problema

Como dito na seção anterior, a utilização de uma rede comunicação compartilhada em um sistema de controle, insere atrasos na transmissão de dados entre os elementos de campo. A natureza destes atrasos pode variar, ou seja, podem ser constantes ou na

grande maioria das vezes é aleatório, tornado a planta invariante no tempo e não garantido um regularidade entre os períodos de amostragem dos elementos de campo (NILSSON, 1998).

Em um sistema de controle em rede, de forma geral os atrasos estão associados aos tempos de aquisição, atuação, comunicação controlador-atuador, comunicação sensor-controlador e computação do controlador. A intensidade e natureza dos atrasos dependem de como ocorre o fluxo de mensagens, da técnica de acesso ao meio que pode ser utilizada, das técnicas de tratamento de colisões ou de forma geral ao tipo de rede que pode ser empregada.

A existência dos atrasos em um NCS faz com que não seja possível definir uma frequência regular para os instantes de amostragem e atuação. Desta forma algumas regras do controle digital clássico não são satisfeitas, como por exemplo, a regularidade temporal das atividades de amostrar, calcular e atuar.

No Capítulo 4 desse trabalho serão apresentados resultados dos principais efeitos (perda de desempenho e instabilidade) decorrentes da existência dos atrasos em um sistema de controle em rede.

Para caracterização e avaliação deste problema utilizou-se o modelo de um Trocador de Calor Casco-Tubos em uma arquitetura de controle em rede proposta por Wang e Liu (2008).

1.3 Revisão Bibliográfica

Sistemas de controle em rede ou NCS são sistemas distribuídos espacialmente em que a comunicação entre sensores, atuadores e controladores ocorre através de um rede de comunicação digital com largura de banda limitada e compartilhada com outros serviços (HESPANHA; XU; NAGHSHTABRIZI, 2007).

Cronologicamente o primeiro trabalho que apresentou resultados formais para a utilização de sistemas de controle ligados à redes de comunicação foi apresentado por HAVELI; RAY em dezembro de 1988. Ess trabalho baseia-se em um sistema contínuo com um controlador discreto em que os sinais dos sensores e controlador estão sujeitos a atrasos. HAVELI; RAY sugere modelos para sistemas de controle com atraso a partir

da representação através de modelos discretos, variantes no tempo e contidos em um espaço dimensional finito. Apresenta também considerações de projeto e resultados de simulações dos modelos propostos.

Quando um sistema de controle é interligado a uma rede de comunicação compartilhada, é inserido atrasos de transmissão nas mensagens enviadas, o que implica em atrasos de amostragem, atuação, e processamento nas malhas de controle, acarretando redução no desempenho e comprometendo a estabilidade do sistema de controle em malha fechada (HAVELI; RAY, 1988).

Nilsson (1998) apresenta em sua tese de doutorado uma modelagem dos atrasos de comunicação de uma rede considerando o atraso constante e atraso como uma variável independente. Além disso NILSSON apresenta uma modelagem de filas para redes de comunicação utilizando cadeias de Markov. Uma alternativa para compensar os atrasos de comunicação inseridos em um NCS, foi proposta por Luck e Ray (1990), e baseia-se em um algoritmo de cálculo para um estimador determinístico de estados e também em uma lei de controle que utiliza realimentação de estados. Outra contribuição em relação à estimação de estados, utilizando um algoritmo estocástico, pode ser encontrada em (RAY; LIOU; SHEN, 1993) e (JOHAN; BO; WITTENMARK, 1998). Em seu trabalho RAY; LIOU; SHEN apresentam uma modificação no cálculo do filtro de variância mínima, dado as informações estatísticas dos tempos de atrasos relativo às medições enviadas pelo nó sensor ao controlador. Em (JOHAN; BO; WITTENMARK, 1998) podemos encontrar um método para analisar o desempenho de diversas estruturas de sistema de controle em rede utilizando uma função de custo a partir de um controlador LQG (*Linear-Quadratic-Gaussian*), um atuador baseado em eventos e um sensor baseado em tempo. A partir disto Johan, Bo e Wittenmark (1998) propõe uma lei de controle baseada na realimentação de estados e em uma função que realiza o cálculo da variável de controle.

Em relação aos trabalhos anteriores que trazem um abordagem baseada em cadeias de Markov e em métodos de controle estocásticos, Walsh, Ye e Bushnell (1999) propôs o Método da Perturbação que apresenta uma formulação dos efeitos dos atrasos em um NCS como uma perturbação em um sistema contínuo no tempo em que não há a existência de ruído. Para que estas considerações sejam válidas deve ser considerado

um pequeno período de amostragem de forma que o sistema de controle em rede possa ser aproximado por um sistema contínuo.

Após as contribuições anteriores surgiram diversos trabalhos relativos à análise de estabilidade de NCSs em relação à perda de pacotes e a atrasos (BRANICKY; PHILLIPS; ZHANG, 2000). Nesse trabalho pode-se encontrar uma análise da estabilidade de NCSs considerando a influência do projeto do controlador em relação à taxa de amostragem escolhida. O valor da taxa de amostragem deve ser escolhida de forma criteriosa, visto que pequenos valores implicam em instabilidade do sistema e altos valores implicam em sobre-carga de informações na rede. Portanto Branicky, Phillips e Zhang (2000) apresentam uma curva chamada *região de estabilidade* em que é possível identificar se para um valor específico de taxa de amostragem o NCS é estável.

Uma forma de garantir que as restrições temporais de um NCS não afetem seu desempenho, seria gerenciar através de escalonamento temporal os recursos da rede de comunicação. Nos trabalhos de Arzén, Cervin e Eker (2000), Branicky, Phillips e Zhang (2002), Henriksson, Cervin e Akesson (2002) e Li, Wang e Sun (2002) podemos encontrar métodos e modelos de escalonamento de recursos (largura de banda e tempo de processamento) bem como uma formulação complementar à teoria de controle para o cenário de sistema de controle em rede.

Em relação às estruturas de controle utilizadas no cenário de NCSs, podemos citar os trabalhos de BELDIMAN; WALSH; BUSHNELL, WALSH; YE em que estruturas de controle preditivo e adaptativos são utilizadas para gerenciar as restrições temporais de um NCS. Este trabalho utiliza um controlador preditivo baseado no modelo do processo, seguido de um compensador de atrasos. Em relação à utilização de um controlador preditivo generalizado (GPC) encontramos o trabalho de LOONTANG; SILVA e LU; ZHU; MENG. O trabalho de TIPSUWAN; CHOW apresenta uma série de metodologias de controle aplicada a NCSs.

A rede de comunicação utilizada neste trabalho é baseada no padrão *WirelessHart*. Segundo Hayashi, Hasegawa e Demachi (2009) em relação às redes de comunicação utilizadas em NCSs, existem três padrões que podem ser utilizados neste cenário, o *WirelessHart*, ISA100.11a e ZigBee. Os dois primeiros padrões foram propostos como referência para redes industriais sem fio e apenas o ISA100.11a apresenta estudos de

compatibilidade com outros padrões já existentes. As referências em relação a estes padrões ainda são restritas, visto que o padrão *WirelessHart* foi publicado em setembro de 2007 e o ISA100.11a em abril de 2009 (HAYASHI; HASEGAWA; DEMACHI, 2009).

Um questionamento que surge em relação à utilização de um protocolo de comunicação em redes sem fio, é se este é capaz de garantir o desempenho do sistema de controle em malha fechada. Nixon, Chen e Blevins (2008) descreve que para minimizar variações no desempenho do sistema de controle, deve-se considerar que o sistema de controle deve possuir uma velocidade de quatro a dez vezes maior quando consideramos o tempo de resposta do sistema, o tempo de processamento além do tempo morto.

A topologia de uma rede *WirelessHart* é do tipo malha, ou seja, cada nó pode se comunicar com um ou mais nós que estão em sua vizinhança (SONG; HAN; MOK, 2008). O modelo arquitetural da rede é baseado no modelo ISO/OSI de 7 camadas, porém possui apenas 5 camadas (Física, Enlace de Dados, Rede, Transporte e Aplicação). Uma das características que distingue a implementação da camada de enlace de dados do *WirelessHart* é que a mesma é síncrona, com um *time-slot* de 10ms e a técnica de acesso utilizada é o TDMA (*Time Division Multiple Access*) em que não há colisões durante uma tentativa de acesso ao meio. A camada de rede e a de transporte juntas provêm a segurança e a confiabilidade necessárias através de protocolos de roteamento que informam os diversos caminhos e dispositivos que um pacote pode utilizar até chegar ao seu destino (SONG; HAN; MOK, 2008). Outra característica importante citada por SONG; HAN; MOK é a necessidade de uma máquina de estados para sincronização de todos os dispositivos.

O trabalho de DOMINICIS; FERRARI; FLAMMINI apresenta resultados experimentais obtidos a partir de simulações comparando o desempenho de uma rede *WirelessHart* que coexiste com redes pessoais sem fio de baixa velocidade (250Kbps). A partir dos resultados obtidos em (DOMINICIS; FERRARI; FLAMMINI, 2009) verifica-se que a técnica de acesso (TDMA) utilizada pelo *WirelessHart* garante uma taxa de pacotes com erro numa faixa de 2 a 6%, enquanto que o CSMA/CA possui um taxa de pacotes com erro entre 6 e 15%. Estas medidas foram feitas em relação à largura de banda em cada rede. Outros resultados a partir de simulações podem ser encontrados em (BIASI; SNICKARS; LANDERNAS, 2008b) e (BIASI; SNICKARS; LANDERNAS, 2008a) em que

ambos utilizam o *TrueTime* que é um programa com código fonte aberto para ser executado no Simulink[®]. Neste último é analisado o impacto das variações de sincronização temporal entre o controlador e a rede sem fio e desta forma é proposto um controlador preditivo como solução para a resincronização, minimizando assim os impactos (perda de estabilidade, aumento de sobresalto). No trabalho de BIASI; SNICKARS; LANDERNAS podemos encontrar o resultado de uma comparação entre o *WirelessHart* e o ZigBee em relação à perda de pacotes em dois cenários (perda de pacotes uniforme e aleatória). Comparando o ZigBee com o *WirelessHart*, este último apresentou melhores resultados em relação à resposta do sistema.

Como mencionado anteriormente, neste trabalho será utilizado um controlador preditivo em que a partir do modelo do processo (trocador de calor casco-tubos) e das variáveis de estado, será feito o cálculo de uma seqüência de controle. Posteriormente ao cálculo da seqüência de controle, esta será enviada para o processo através da rede *WirelessHart*. Dado que a informação transmitida através da rede *WirelessHart* pode ser roteada por caminhos diferentes, portanto a seqüência de controle será submetida a um atraso de natureza aleatória. O valor deste atraso deve ser menor que o horizonte de controle. A seqüência de controle é recebida pelo compensador de atrasos, cuja função é selecionar o movimento de controle de acordo com o valor do atraso medido. A partir do degrau de controle selecionado, o compensador de atrasos envia o mesmo para ser aplicado à planta. Depois de um certo intervalo de tempo após à aplicação do degrau de controle, um novo vetor de estados será preenchido a partir de medições realizadas pelos sensores instalados no processo e assim enviado pela rede *WirelessHart* ao controlador que fará todo o processo de cálculo novamente. Esta arquitetura de controle foi proposta por Wang e Liu (2008) e será validada a partir da montagem da estrutura citada anteriormente bem como a partir de um simulador implementado utilizando o MatLab[®].

1.4 Objetivos

Dadas as restrições em relação aos NCSs apresentadas pelos trabalhos anteriores, esse trabalho tem como objetivo geral implementar a estratégia de controle preditivo em rede

aplicado a um trocador de calor casco-tubos. Os objetivos específicos são:

- Modelar e simular um trocador de calor do tipo Casco-Tubos;
- Projetar e analisar através de simulações um controlador preditivo;
- Analisar a resposta do sistema de controle (controlador e trocador de calor) em malha aberta e fechada a partir de diversos sinais de teste referentes aos sinais de entrada do processo;
- Inserir um elemento gerador de atrasos (fila) entre o controlador e o modelo da planta e assim analisar a resposta do sistema do controle;
- Finalmente, inserir o compensador de atrasos com o intuito de minimizar os impactos (sobresalto, oscilações, instabilidade, etc) causados pelo atrasos de comunicação inseridos no sistema de controle.

1.5 Organização do Texto

O restante desse texto está disposto em cinco capítulos. No Capítulo 2 é apresentada a formulação matemática da técnica de projeto e análise de sistemas de controle preditivo em rede, apresentando as restrições de projeto e a arquitetura do sistema de controle em rede utilizado. No Capítulo 3 é apresentada uma abordagem sobre os trocadores de calor Casco-Tubos, dando enfoque a seus aspectos construtivos relativo à diferença térmica obtida entre as correntes fria e quente, às equações que descrevem a transferência de calor e conseqüentemente os modelos matemáticos. No Capítulo 4 é feita uma descrição da plataforma experimental que inclui o simulador bem como resultados da simulação realizada com o modelo do trocador de calor obtido no Capítulo 3, juntamente com o controlador preditivo apresentado Capítulo 2. Finalmente no Capítulo 5 é apresentada uma discursão sobre os resultados obtidos no Capítulo 4 bem como sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Projeto e Análise de Sistemas de Controle Preditivo em Rede

O objetivo deste capítulo é apresentar uma técnica de projeto e análise para sistemas de controle em rede submetido a atrasos de comunicação constante e aleatório. Será utilizado uma estratégia de controle preditivo para um NCS, analisando posteriormente a estabilidade em malha fechada considerando que a rede de comunicação insere atrasos de transmissão constante e aleatório respectivamente.

2.1 Controle Preditivo em Rede

O objetivo geral do controle preditivo baseado em modelo é calcular uma trajetória de controle futura a partir da variável independente u e desta forma otimizar o comportamento futuro da planta representado pela variável de saída y . A otimização é realizada em janelas de tempo, a partir da informação enviada pela planta (WANG, 2009).

A Figura 2.1 ilustra um NCS típico com seus respectivos componentes. Em relação a um sistema de controle clássico em que não há atrasos de comunicação, um NCS tem seu desempenho afetado pelos atrasos inseridos pela rede de comunicação. Na Figura 2.1 estes atrasos estão representados por τ_k^{ca} e τ_k^{sc} que dizem respeito ao atraso entre o controlador e atuador bem como entre o sensor e o controlador. Desta forma com o intuito de minimizar os atrasos τ_k^{ca} e τ_k^{sc} , que degradam o desempenho de um NCS,

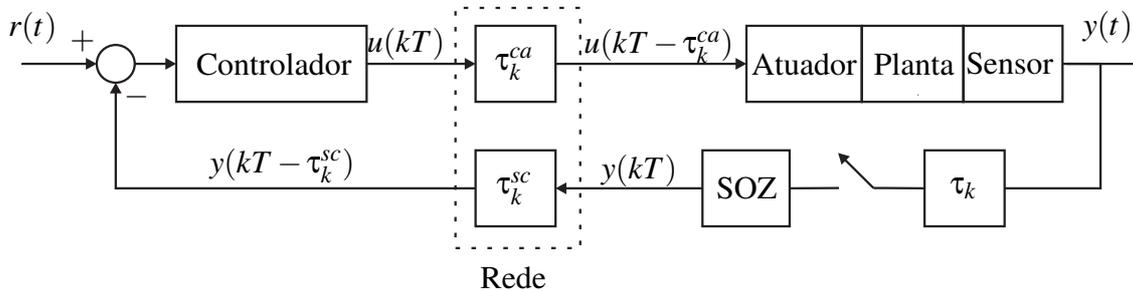


Figura 2.1: Estrutura típica de um sistema de controle em rede. Fonte (WANG; LIU, 2008)

Liu, Rees e Chai (2005) propuseram uma estratégia de controle utilizando **Controle Preditivo**. Uma desvantagem desta solução é que a seqüência de controle é gerada a partir de dois tempos τ_k^{ca} e τ_k^{sc} , pois em implementações práticas é difícil medir estes dois tempos de forma separada, dada a falta de mecanismos de sincronização nas redes de comunicação (HU; LIU; REES, 2006). Desta forma, uma alternativa é considerar o RTT (*Round Trip Time*) que representa o tempo de atraso ($\tau = \tau_k^{ca} + \tau_k^{sc}$) e pode ser facilmente medido.

O sistema de controle preditivo em rede é composto de duas partes principais: o gerador de predições de controle (GPC) e o compensador de atrasos (CA). A função do GPC é calcular uma seqüência de sinais futuros de controle que devem ser enviados à planta, enquanto a função do CA é selecionar o sinal de controle $u(t)$ a partir da seqüência de controle e do atraso τ (WANG; LIU, 2008). A Figura 2.2 ilustra a arquitetura do sistema de controle preditivo em rede.

Deve-se considerar que t representa uma variável discreta e a cada instante de tempo t um conjunto de predições de controle que foram calculadas pelo GPC, deverá ser enviada através da rede ao CA.

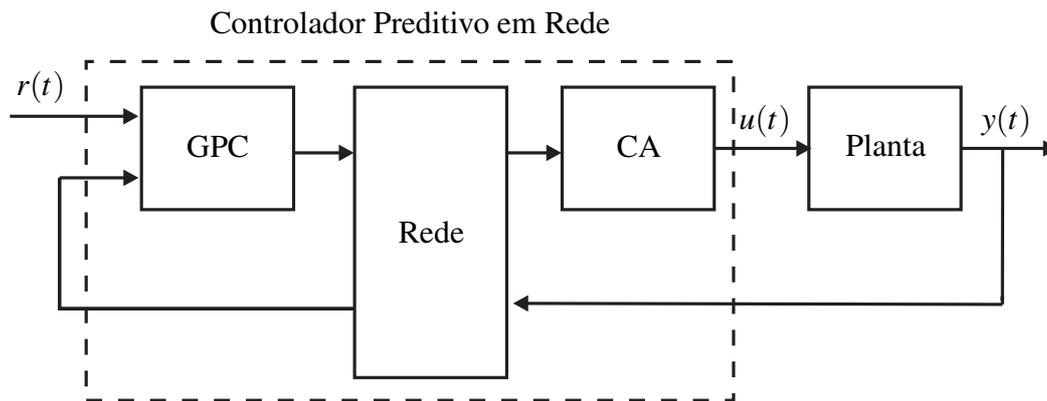


Figura 2.2: Sistema de controle preditivo em rede. Fonte (WANG; LIU, 2008)

2.1.1 Algoritmo de Cálculo para o Controle Preditivo em Rede

Um esquema útil para compreensão do processo de cálculo da estrutura de controle preditivo em rede é utilizar os passos listados abaixo:

Passo 1 Projetar um controlador para o sistema sem atrasos de transmissão, satisfazendo os requisitos e usando métodos de controle convencional, por exemplo, PID, LQG, MPC, etc;

Passo 2 Calcular a seqüência de controle GPC usando a equação 2.19;

Passo 3 Transmitir a seqüência de controle para o CA;

Passo 4 Utilizar o compensador de atrasos para selecionar o sinal de controle que deverá ser aplicado à planta.

Desta forma, as próximas seções apresentam um arcabouço matemático necessário para cálculo do GPC e do CA.

2.1.2 Projeto do Gerador de Predições de Controle

Inicialmente as seguintes condições simplicadoras devem ser consideradas:

- a. O atraso no canal de comunicação que liga o GPC ao CA é aleatório e dado por τ_{ca} , porém limitado por $\overline{\tau_{ca}}$;

- b. O atraso no canal de comunicação que liga a planta ao GPC é constante e é dado por τ_{sc} ;
- c. O número de pacotes consecutivos perdidos entre o GPC e CA não é maior que N_c ;
- d. Os dados transmitidos através da rede possuem uma marcação do instante de tempo em que foram transmitidos;

Considera-se que $\mathfrak{R}[z^{-1}, p]$ representa um conjunto de polinômios em z^{-1} com coeficientes reais e ordem $p \geq 0$. Considerando um sistema SISO (*Single-Input Single-Output*), representado por 2.1 e discreto no tempo, em que $y(t+d)$, $u(t)$ e d representam a saída, a entrada e o tempo de atraso da planta respectivamente.

$$A(z^{-1})y(t+d) = B(z^{-1})u(t) \quad (2.1)$$

Os polinômios $A(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, n]$ e $B(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, m]$, representam os polinômios do sistema. Para realização do projeto do GPC, não é considerado a existência de atrasos, portanto o mesmo é dado por:

$$C(z^{-1})u(t) = D(z^{-1})e(t+d) \quad (2.2)$$

Em que:

- $C(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, n_c]$ e $D(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, n_d]$ são os polinômios do controlador;
- $e(t+d) = r(t+d) - \hat{y}(t+d | t)$ é o erro entre a entrada de referência futura $r(t+d)$ e a predição da saída $\hat{y}(t+d | t)$;

Para compensar o atraso de transmissão da rede, a seqüência de controle $u(t+i | t)$ calculada no instante t , para $i = 1, 2, \dots$, é gerada por:

$$C(z^{-1})u(t+i | t) = D(z^{-1})e(t+d+i | t) \quad (2.3)$$

E o erro de predição $e(t+d+i | t)$ no instante t é definido por:

$$e(t+d+i|t) = r(t+d+i) - \hat{y}(t+d+i|t) \quad (2.4)$$

Em que $\hat{y}(t+d+i|t)$ é a predição da saída no instante t e $r(t+d+i)$ é a entrada de referência futura.

Por simplicidade de análise, assume-se que o tempo de atraso máximo é limitado por N . A título de simplificação, as seguintes operações nas predições são utilizadas:

$$\begin{aligned} z^{-1}v(i|j) &= v(i-1|j), i > j > 0 \\ z^{-1}v(i|i) &= v(i-1|i-1) \end{aligned}$$

Em que $u(\cdot|\cdot)$ representa a predição do sinal de controle e $\hat{y}(\cdot|\cdot)$ a predição de saída da planta. Dado que o tempo de atraso de comunicação entre o sensor e o controlador é dado por τ_{sc} , uma predição da saída da planta no instante $t - \tau_{sc} + d + i$, pode ser realizada utilizando a equação de Diophantus para $i = 1, 2, \dots, N$. Considere a equação de Diophantus:

$$A(z^{-1})E_i(z^{-1}) + z^{-i}F_i(z^{-1}) = 1 \quad (2.5)$$

Em que:

- $E_i(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, i-1]$ e $F_i(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, N-1]$ são polinômios;

Da consideração simplificadora feita no item b anteriormente, fica claro que as saídas passadas até o tempo $t - \tau_{sc}$ estão disponíveis para o gerador de predições de controle. Portanto combinando a equação 2.5 e 2.1, obtém-se o seguinte conjunto de predições da saída da planta no instante t :

$$\begin{aligned} \hat{y}(t - \tau_{sc} + d | t) &= F_d(z^{-1})y(t - \tau_{sc}) + B(z^{-1})E_d(z^{-1})u(t - \tau_{sc} | t) \\ \hat{y}(t - \tau_{sc} + d + 1 | t) &= F_{d+1}(z^{-1})y(t - \tau_{sc}) + B(z^{-1})E_{d+1}(z^{-1})u(t - \tau_{sc} + 1 | t) \\ &\cdot \\ &\cdot \\ &\cdot \\ \hat{y}(t - \tau_{sc} + d + N - 1 | t) &= F_{d+N-1}(z^{-1})y(t - \tau_{sc}) \\ &+ B(z^{-1})E_{d+N-1}(z^{-1})u(t - \tau_{sc} + N - 1 | t) \end{aligned} \quad (2.6)$$

Escrevendo a equação 2.6, obtemos:

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} \hat{y}(t - \tau_{sc} + d | t) \\ \hat{y}(t - \tau_{sc} + d + 1 | t) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \hat{y}(t - \tau_{sc} + d + N - 1 | t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_d(z^{-1}) \\ F_{d+1}(z^{-1}) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ F_{d+N-1}(z^{-1}) \end{bmatrix} y(t - \tau_{sc}) \\
 & + \begin{bmatrix} B(z^{-1})E_d(z^{-1})u(t - \tau_{sc} | t) \\ B(z^{-1})E_{d+1}(z^{-1})u(t - \tau_{sc} + 1 | t) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ B(z^{-1})E_{d+N-1}(z^{-1})u(t - \tau_{sc} + N - 1 | t) \end{bmatrix} \quad (2.7)
 \end{aligned}$$

A partir das considerações a , b e c o número de predições N deve ser tal que, $N \geq \tau_{sc} + \overline{\tau_{ca}} + N_c$, em que N_c é o horizonte de controle. Deste modo o efeito do atraso e a perda de pacotes poderão ser mitigados. O segundo termo da equação 2.7 no lado direito pode ser separado em duas partes: a primeira parte contém a seqüência de controle antes do instante t ; a segunda parte contém a seqüência de predição futura. Reescrevendo o lado direito da equação 2.7 temos:

$$\begin{aligned}
 \begin{bmatrix} B(z^{-1})E_d(z^{-1})u(t - \tau_{sc} | t) \\ B(z^{-1})E_{d+1}(z^{-1})u(t - \tau_{sc} + 1 | t) \\ \vdots \\ B(z^{-1})E_{d+N-1}(z^{-1})u(t - \tau_{sc} + N - 1 | t) \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} G_d(z^{-1}) \\ G_{d+1}(z^{-1}) \\ \vdots \\ G_{d+N-1}(z^{-1}) \end{bmatrix} u(t - \tau_{sc} - 1) \\
 &+ M_1 \begin{bmatrix} u(t - \tau_{sc} | t) \\ u(t - \tau_{sc} + 1 | t) \\ \vdots \\ u(t - \tau_{sc} + N - 1 | t) \end{bmatrix} \quad (2.8)
 \end{aligned}$$

Em que os polinômios $G_k(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, m - 1]$ e a matriz $M_1 \in \mathfrak{R}^{N \times N}$. Então na forma matricial a equação 2.6 pode ser escrita como:

$$\hat{Y}(t - \tau_{sc} + d | t) = F(z^{-1})y(t - \tau_{sc}) + G(z^{-1})u(t - \tau_{sc} - 1) + M_1 U(t - \tau_{sc} | t) \quad (2.9)$$

Em que:

$$\hat{Y}(t - \tau_{sc} + d | t) = [\hat{y}(t - \tau_{sc} + d | t), \hat{y}(t - \tau_{sc} + d + 1 | t), \dots, \hat{y}(t - \tau_{sc} + d + N - 1 | t)]^T \quad (2.10)$$

$$U(t - \tau_{sc} | t) = [u(t - \tau_{sc} | t), u(t - \tau_{sc} + 1 | t), \dots, u(t - \tau_{sc} + N - 1 | t)]^T \quad (2.11)$$

$$G(z^{-1}) = [G_d(z^{-1}), G_{d+1}(z^{-1}), \dots, G_{d+N-1}(z^{-1})]^T \quad (2.12)$$

$$F(z^{-1}) = [F_d(z^{-1}), F_{d+1}(z^{-1}), \dots, F_{d+N-1}(z^{-1})]^T \quad (2.13)$$

O projeto do controlador é realizado sem considerar o atraso da rede de comunicação τ_{ca} , visto que este será tratado pelo CA. Portanto a seqüência de controle futura pode

escrita da seguinte forma:

$$C(z^{-1})U(t - \tau_{sc} | t) = D(z^{-1}) (R(t - \tau_{sc} + d) - \hat{Y}(t - \tau_{sc} + d | t)) \quad (2.14)$$

Em que $R(t - \tau_{sc} + d) = [r(t - \tau_{sc} + d), r(t - \tau_{sc} + d + 1), \dots, r(t - \tau_{sc} + d + N - 1)]^T$. O termo $C(z^{-1})U(t - \tau_{sc} | t)$ pode também ser separado em duas partes: uma que contém a seqüência de controle antes do instante $t - \tau_{sc}$ e outra que contém a seqüência de predição futura para o controle após $t - \tau_{sc}$. Isto é:

$$C(z^{-1})U(t - \tau_{sc} | t) = H(z^{-1})u(t - \tau_{sc} - 1) + L \cdot U(t - \tau_{sc} | t) \quad (2.15)$$

Em que $H(z^{-1}) = [H_0(z^{-1}), H_1(z^{-1}), \dots, H_{N-1}(z^{-1})]^T$, e o polinômio $H_i(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, \max(n_c - i, 0)]$ e a matriz $L \in \mathfrak{R}^{N \times N}$. Combinando a equação 2.9, 2.14 e 2.15, obtém-se:

$$\begin{aligned} H(z^{-1})u(t - \tau_{sc} - 1) + L \cdot U(t - \tau_{sc} | t) &= D(z^{-1})R(t - \tau_{sc} + d) - D(z^{-1})F(z^{-1})y(t - \tau_{sc}) \\ &\quad - D(z^{-1})G(z^{-1})u(t - \tau_{sc} - 1) - D(z^{-1})M_1U(t - \tau_{sc} | t) \end{aligned} \quad (2.16)$$

Considerando:

$$\Gamma(z^{-1})u(t - \tau_{sc} - 1) + MU(t - \tau_{sc} | t) = D(z^{-1}) [G(z^{-1})u(t - \tau_{sc} - 1) + M_1U(t - \tau_{sc} | t)] \quad (2.17)$$

Em que:

$$\Gamma(z^{-1}) = [\Gamma_0(z^{-1}), \Gamma_1(z^{-1}), \dots, \Gamma_{N-1}(z^{-1})]^T$$

$$\Gamma_i(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, \max(n_d + d - 1, 0)]$$

e a matriz

$$M \in \mathfrak{R}^{(N) \times (N)}$$

Deve-se assumir que a matriz $L+M$ é não-singular e pode ser obtida através do cálculo dos polinômios $C(z^{-1})$ e $D(z^{-1})$. Como resultado obtemos:

$$U(t - \tau_{sc} | t) = (L + M)^{-1} [D(z^{-1})R(t - \tau_{sc} + d) - D(z^{-1})F(z^{-1})y(t - \tau_{sc}) - (\Gamma(z^{-1}) + H(z^{-1}))u(t - \tau_{sc} - 1)] \quad (2.18)$$

Portanto a seqüência de predição para controle pode ser determinada através do seguinte controlador preditivo:

$$\begin{bmatrix} u(t - \tau_{sc} | t) \\ u(t - \tau_{sc} + 1 | t) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ u(t - \tau_{sc} + N - 1 | t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_0(z^{-1}) \\ P_1(z^{-1}) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ P_{N-1}(z^{-1}) \end{bmatrix} r(t - \tau_{sc} + d + N - 1) - \begin{bmatrix} Q_0(z^{-1}) \\ Q_1(z^{-1}) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ Q_{N-1}(z^{-1}) \end{bmatrix} y(t - \tau_{sc}) - \begin{bmatrix} S_0(z^{-1}) \\ S_1(z^{-1}) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ S_{N-1}(z^{-1}) \end{bmatrix} u(t - \tau_{sc} - 1) \quad (2.19)$$

Em que:

$$[P_0(z^{-1}) \ P_1(z^{-1}) \ \dots \ P_{\tau_{sc}}(z^{-1}) \ \dots \ P_{N-1}(z^{-1})]^T = (L + M)^{-1} [z^{-N+1} \ z^{-N+2} \ \dots \ z^{-N+\tau_{sc}} \ \dots \ z^{-1} \ 1]^T D(z^{-1})$$

$$[Q_0(z^{-1}) \quad Q_1(z^{-1}) \quad \dots \quad Q_{\tau_{sc}}(z^{-1}) \quad \dots \quad Q_{N-1}(z^{-1})]^T = (L+M)^{-1}F(z^{-1})D(z^{-1})$$

$$[S_0(z^{-1}) \quad S_1(z^{-1}) \quad \dots \quad S_{\tau_{sc}}(z^{-1}) \quad \dots \quad S_{N-1}(z^{-1})]^T = (L+M)^{-1}(\Gamma(z^{-1}) + H(z^{-1}))$$

O polinômio $P_i(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, N-1]$, $Q_i(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, N-1]$, e $S_i(z^{-1}) \in \mathfrak{R}[z^{-1}, \max(n_c - i - 1, n_d + m + \tau_{sc} + d - 2, 0)]$. Então a seqüência de controle entre $t - \tau_{sc}$ e $t - \tau_{sc} + N - 1$ será gerada a partir da equação 2.19 (HU; LIU; REES, 2006).

2.1.3 Projeto do Compensador de Atrasos da Rede

Uma característica muito importante de uma rede de comunicação é que os dados disponíveis para transmissão podem ser colocados em pacotes e enviados em um determinado instante de tempo t . Desta forma, assume-se que todas as predições de controle calculadas no instante t são encapsuladas e enviadas para a planta através da rede (WANG; LIU, 2008). A função do compensador de atrasos é escolher o valor da variável de controle $u(t)$, baseado no tempo de atraso τ dado a partir do RTT (HU; LIU; REES, 2006). O CA é baseado em tempo, ou seja, a cada instante de tempo, deve ser gerado um sinal de controle não importando se uma nova seqüência de controle foi recebida. O algoritmo de funcionamento do CA considera dois cenários:

- a. Pacotes recebidos com seqüências de controle durante o ciclo de controle: Esta parte do algoritmo pode ser subdividida em:

Parte 1: Seleção dos pacotes recebidos: Se o número de pacotes recebidos é maior do que um, será selecionado aquele que possuir a marcação de tempo mais atual.

Parte 2: Medição do atraso a partir do RTT: O tempo de atraso é facilmente medido a partir da marcação de tempo t_s inserida no pacote que contém a seqüência de controle, portanto:

$$\tau = t - t_s \tag{2.20}$$

Em que t é o instante atual no lado da planta e τ representa o somatório dos tempos τ_{ca} e τ_{sc} .

Parte 3: Seleção do sinal de controle: O sinal de controle u a ser aplicado na planta é escolhido com base no tempo de atraso τ . Se a ultima seqüência de

controle no lado da planta é dada por:

$$\begin{bmatrix} u(t - \tau_{ca} - \tau_{sc} | t - \tau_{ca}) \\ u(t - \tau_{ca} - \tau_{sc} + 1 | t - \tau_{ca}) \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ u(t - \tau_{ca} - \tau_{sc} + N - 1 | t - \tau_{ca}) \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

Então o sinal de controle selecionado na seqüência 2.21 é dado por:

$$u(t) = u(t | t - \tau_{ca}) = u(t - \tau_{ca} - \tau_{sc} + \tau | t - \tau_{ca}) \quad (2.22)$$

O sinal de controle selecionado a partir da seqüência 2.21 é o τ -ésimo sinal de controle sem considerar os tempos τ_{ca} e τ_{sc} individualmente. A Figura 2.3 ilustra a seleção do τ -ésimo sinal de controle da seqüência 2.21. Portanto a predição do sinal de controle no τ -ésimo instante de tempo será utilizada visto que o atraso de transmissão do pacote é τ .

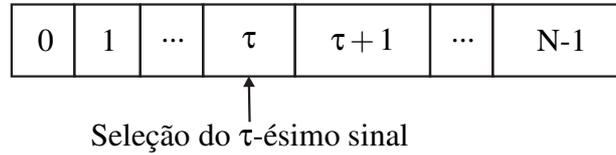


Figura 2.3: Índice do sinal de controle selecionado com recebimento de novos pacotes. Fonte (HU; LIU; REES, 2006)

- b.** Pacotes não são recebidos com seqüências de controle durante o ciclo de controle: Este caso considera a situação em que outro pacote com uma nova seqüência de controle não é recebido. Desta forma o sinal de controle $u(t)$ selecionado é o do instante $\tau + 1$, dado por:

$$u(t) = u(t | t - \tau_{ca} - 1) = u(t - \tau_{ca} - \tau_{sc} + \tau + 1 | t - \tau_{ca} - 1) \quad (2.23)$$

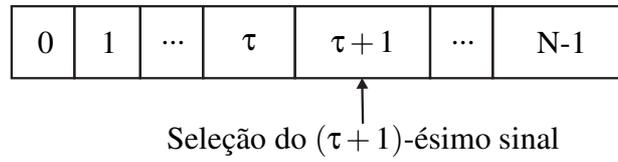


Figura 2.4: Índice do sinal de controle selecionado sem recebimento de novos pacotes. Fonte (HU; LIU; REES, 2006)

Após cada instante de tempo em que o sinal de controle u é selecionado, o mesmo deve ser armazenado juntamente com o sinal de saída y da planta. O tamanho do *buffer* utilizado é determinado pelo modelo da planta e também pela técnica de controle utilizada (HU; LIU; REES, 2006). Neste caso as seqüências armazenadas são:

$$\begin{bmatrix} y(t) \\ y(t-1) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ y(t-n) \end{bmatrix}, \begin{bmatrix} u(t-1) \\ u(t-2) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ u(t-n_c) \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

Em que N_c é o horizonte de controle. Estas seqüências são armazenadas no instante t e enviadas para o GPC. A Figura 2.5 ilustra o sistema de controle preditivo em rede com o *buffer* de armazenamento.

2.2 Estabilidade de Sistemas de Controle Preditivo em Rede

A estabilidade em malha fechada de um sistema de um controle é uma característica importante que deve ser analisada ao longo da etapa de projeto (WANG; LIU, 2008). Para o sistema de controle em rede será apresentada a análise da estabilidade em duas

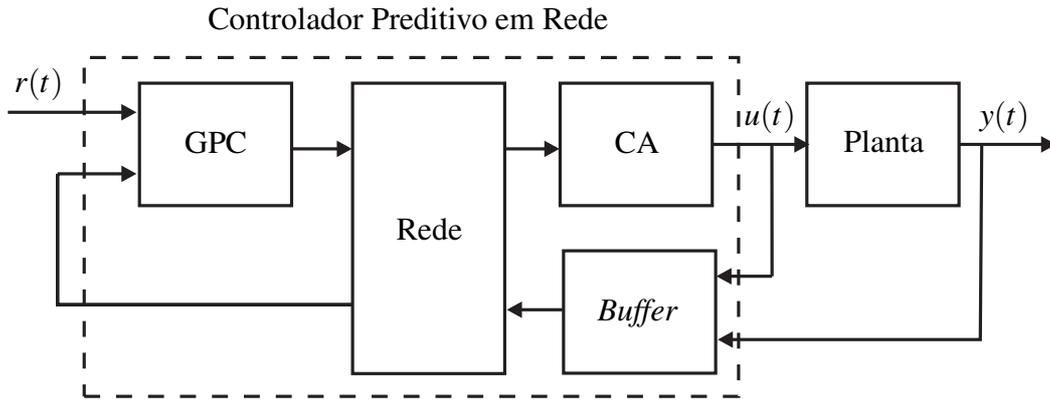


Figura 2.5: Sistema de controle preditivo em rede com *buffer* de armazenamento. Fonte (HU; LIU; REES, 2006)

situações: a primeira considera um atraso constante inserido pela rede e na segunda situação considera-se um atraso aleatório.

2.2.1 Estabilidade com Atraso Constante

Considera-se que os atrasos de transmissão entre o GPC-CA e Planta-GPC são dados por τ_{ca} e τ_{sc} respectivamente e são constantes. Da seqüência de controle dada por 2.19, tem-se:

$$u(t - \tau_{sc} | t) = P_0(z^{-1})r(t - \tau_{sc} + d + N - 1) - Q_0(z^{-1})y(t - \tau_{sc}) - S_0(z^{-1})u(t - \tau_{sc} - 1) \quad (2.25)$$

Utilizando o operador de atraso z^{-1} a equação 2.25 pode ser escrita como:

$$u(t - \tau_{sc} | t) = \frac{P_0(z^{-1})r(t - \tau_{sc} + d + N - 1) - Q_0(z^{-1})y(t - \tau_{sc})}{1 + S_0(z^{-1})z^{-1}} \quad (2.26)$$

Utilizando a equação 2.19 e 2.26 e considerando $k = \tau_{ca} + \tau_{sc}$, a predição de controle k passos a frente, a partir do instante t é dada por:

$$\begin{aligned}
 u(t - \tau_{sc} + k | t) &= \\
 &= P_k(z^{-1})r(t - \tau_{sc} + d + N - 1) - Q_k(z^{-1})y(t - \tau_{sc}) - S_k(z^{-1})u(t - \tau_{sc} - 1) \\
 &= \frac{P_k(z^{-1}) + P_k(z^{-1})S_0(z^{-1})z^{-1} - P_0(z^{-1})S_k(z^{-1})z^{-1}}{1 + S_0(z^{-1})z^{-1}}r(t - \tau_{sc} + d + N - 1) \\
 &\quad - \frac{Q_k(z^{-1}) + Q_k(z^{-1})S_0(z^{-1})z^{-1} - Q_0(z^{-1})S_k(z^{-1})z^{-1}}{1 + S_0(z^{-1})z^{-1}}y(t - \tau_{sc})
 \end{aligned} \tag{2.27}$$

A cada seqüência de controle enviada para o CA, será adicionado um atraso k , portanto no compensador de atrasos tem-se:

$$u(t - \tau_{sc} + k) = u(t - \tau_{sc} + k | t) \tag{2.28}$$

Então o sistema em malha fechada é dado por:

$$\begin{aligned}
 A(z^{-1})y(t - \tau_{sc} + d + k) &= \\
 &= B(z^{-1})u(t - \tau_{sc} + k) = B(z^{-1})u(t - \tau_{sc} + k | t) \\
 &= B(z^{-1})\frac{P_k(z^{-1}) + P_k(z^{-1})S_0(z^{-1})z^{-1} - P_0(z^{-1})S_k(z^{-1})z^{-1}}{1 + S_0(z^{-1})z^{-1}}r(t - \tau_{sc} + d + N - 1) \\
 &\quad - B(z^{-1})\frac{Q_k(z^{-1}) + Q_k(z^{-1})S_0(z^{-1})z^{-1} - Q_0(z^{-1})S_k(z^{-1})z^{-1}}{1 + S_0(z^{-1})z^{-1}}y(t - \tau_{sc})
 \end{aligned} \tag{2.29}$$

Da equação 2.29 é obtida a equação característica do sistema:

$$\begin{aligned}
 A(z^{-1})(1 + S_0(z^{-1})z^{-1}) + \\
 z^{-d - \tau_{sc} - k}B(z^{-1})(Q_k(z^{-1}) + Q_k(z^{-1})S_0(z^{-1})z^{-1} - Q_0(z^{-1})S_k(z^{-1})z^{-1}) = 0
 \end{aligned} \tag{2.30}$$

Entretanto, o critério de estabilidade do sistema de controle preditivo em rede, com

o atraso de transmissão constante é tal que o sistema é estável se e somente se, as raízes do polinômio dado por 2.30 possuir suas raízes no círculo unitário.

2.2.2 Estabilidade com Atraso Aleatório

Para analisar a estabilidade do sistema de controle preditivo em rede com atraso aleatório, sem perda de generalidade, será considerado que a entrada de referência vale zero, ou seja, $R(t) = 0$. Considerando:

$$\begin{aligned} Q(z^{-1}) &= [Q_0(z^{-1}) \quad Q_1(z^{-1}) \quad \dots \quad Q_N(z^{-1})]^T \\ S(z^{-1}) &= [S_0(z^{-1}) \quad S_1(z^{-1}) \quad \dots \quad S_N(z^{-1})]^T \end{aligned}$$

Considerando G_1 e F_1 como sendo os coeficientes matriciais do vetor polinomial $S(z^{-1})$ e $Q(z^{-1})$ respectivamente e \bar{n} e \bar{m} a maior ordem do vetor polinomial $S(z^{-1})$ e $Q(z^{-1})$. $I_{n \times m}$ representa uma matriz identidade $n \times m$ e $0_{n \times m}$ denota uma matriz de zeros $n \times m$. Então podemos reescrever a equação 2.19 da seguinte forma:

$$\bar{U}(t) = G_1 \tilde{U}(t-1) + F_1 \tilde{Y}(t - \tau_{sc}) \quad (2.31)$$

Em que:

$$\begin{aligned} \bar{U}(t) &\triangleq [u(t|t) \quad u(t+1|t) \quad \dots \quad u(t+N-1|t)]^T, \\ \tilde{Y}(t - \tau_{sc}) &\triangleq [y(t - \tau_{sc}) \quad y(t - \tau_{sc} - 1) \quad \dots \quad y(t - \tau_{sc} - \bar{m})]^T, \\ \tilde{U}(t-1) &\triangleq [u(t-1|t-1) \quad u(t-2|t-2) \quad \dots \quad u(t-\bar{n}-1|t-\bar{n}-1)]^T, \end{aligned}$$

$$G_1 \in \mathfrak{R}^{(N+1) \times (\bar{n}+1)}, F_1 \in \mathfrak{R}^{(N+1) \times (\bar{m}+1)}$$

As seqüências de controle que são recebidas pelo CA possuem atrasos k_1, k_2, \dots, k_p . Considere o menor atraso de tempo como sendo dado por $k = \min(k_1, k_2, \dots, k_p)$. Então a seqüência de controle mais recente no lado da planta é dado por:

$$\begin{aligned}
 \bar{U}(t-k) &= G_1 \tilde{U}(t-1-k) + F_1 \tilde{Y}(t-\tau_{sc}-k) \\
 &= [\mathbf{0}_{(N+1) \times k} \quad G_1 \quad \mathbf{0}_{(N+1) \times (\bar{k}-k)}] \hat{U}(t-1) \\
 &\quad + [\mathbf{0}_{(N+1) \times (f+k)} \quad F_1 \quad \mathbf{0}_{(N+1) \times (\bar{k}-k)}] Y(t-1)
 \end{aligned}$$

Em que:

$$\begin{aligned}
 \hat{U}(t) &= [u(t|t) \quad u(t-1|t-1) \quad \dots \quad u(t-\bar{n}-\bar{k}|t-\bar{n}-\bar{k})] \\
 Y(t) &= [y(t) \quad y(t-1) \quad \dots \quad y(t-\tau_{sc}-\bar{m}-\bar{k})].
 \end{aligned}$$

De acordo com as equações 2.22 e 2.23, a entrada de controle da planta é o elemento $(k+1)$ do vetor $\bar{U}(t-k)$, isto é:

$$\begin{aligned}
 u(t) &= u(t|t-k) \\
 &= [\mathbf{0}_{1 \times k} \quad 1 \quad \mathbf{0}_{1 \times (N-k)}] \bar{U}(t-k) \\
 &= [\mathbf{0}_{1 \times k} \quad 1 \quad \mathbf{0}_{1 \times (N-k)}] ([\mathbf{0}_{(N+1) \times k} \quad G_1 \quad \mathbf{0}_{(N+1) \times (\bar{k}-k)}] \hat{U}(t-1) \\
 &\quad + ([\mathbf{0}_{(N+1) \times (f+k)} \quad F_1 \quad \mathbf{0}_{(N+1) \times (\bar{k}-k)}] Y(t-1))) \\
 &= c(k) \hat{U}(t-1) + d(k) Y(t-1) \tag{2.32}
 \end{aligned}$$

Em que:

$$\begin{aligned}
 c(k) &= [\mathbf{0}_{1 \times k} \quad 1 \quad \mathbf{0}_{1 \times (N-k)}] [\mathbf{0}_{(N+1) \times k} \quad G_1 \quad \mathbf{0}_{(N+1) \times (\bar{k}-k)}] \\
 d(k) &= [\mathbf{0}_{1 \times k} \quad 1 \quad \mathbf{0}_{1 \times (N-k)}] [\mathbf{0}_{(N+1) \times (f+k)} \quad F_1 \quad \mathbf{0}_{(N+1) \times (\bar{k}-k)}]
 \end{aligned}$$

Baseado na equação 2.32, o vetor de controle no lado da planta pode ser expresso por:

$$U(t) = E \cdot U(t-1) + C(k)\widehat{U}(t-1) + D(k)Y(t-1) \quad (2.33)$$

Em que:

$$\begin{aligned} U(t) &\triangleq [u(t) \ u(t-1) \ \dots \ u(t-m-d+1)]^T \\ C(k) &= \begin{bmatrix} c(k) \\ \mathbf{0}_{(m+d-1) \times (\bar{n}+\bar{k}+1)} \end{bmatrix} \\ D(k) &= \begin{bmatrix} d(k) \\ \mathbf{0}_{(m+d-1) \times (\bar{m}+f+\bar{k}+1)} \end{bmatrix} \\ E &= \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{1 \times (m+d-1)} & \mathbf{0}_{1 \times 1} \\ I_{(m+d-1) \times (m+d-1)} & \mathbf{0}_{(m+d-1) \times 1} \end{bmatrix} \end{aligned}$$

Da equação 2.1, o vetor de saída da planta pode ser descrito por:

$$Y(t) = A_1 Y(t-1) + B_1 U(t-1) \quad (2.34)$$

Em que:

$$\begin{aligned} A_1 &= \left[\begin{array}{c} \left[\begin{array}{cccc} -a_1 & -a_2 & \dots & -a_n & \mathbf{0}_{1 \times (\bar{m}+f+\bar{k}+1-n)} \end{array} \right] \\ \left[\begin{array}{cc} I_{(\bar{m}+f+\bar{k}) \times (\bar{m}+f+\bar{k})} & \mathbf{0}_{(\bar{m}+f+\bar{k}) \times 1} \end{array} \right] \end{array} \right] \in \mathfrak{R}^{(\bar{m}+f+\bar{k}+1) \times (\bar{m}+f+\bar{k}+1)} \\ B_1 &= \left[\begin{array}{c} \left[\begin{array}{cccc} \mathbf{0}_{1 \times (d-1)} & b_0 & b_1 & \dots & b_m \end{array} \right] \\ \mathbf{0}_{(\bar{m}+f+\bar{k}) \times (m+d)} \end{array} \right] \in \mathfrak{R}^{(\bar{m}+f+\bar{k}+1) \times (m+d)} \end{aligned}$$

Desde que, $u(t|t)$ é a primeira coluna de $\overline{U}(t)$ na equação 2.15, então $u(t|t)$ pode ser calculado por:

$$u(t|t) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix} G_1 \tilde{U}(t-1) + \begin{bmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix} F_1 \tilde{Y}(t-f) \quad (2.35)$$

Considerando que:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \bar{g}_0 & \bar{g}_1 & \dots & \bar{g}_{\bar{n}} \end{bmatrix} &\triangleq \begin{bmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix} G_1 \\ \begin{bmatrix} \bar{f}_0 & \bar{f}_1 & \dots & \bar{f}_{\bar{m}} \end{bmatrix} &\triangleq \begin{bmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix} F_1 \end{aligned}$$

Usando a equação 2.35, o vetor $\hat{U}(t)$ pode ser construído por:

$$\hat{U}(t) = G_2 \hat{U}(t-1) + F_2 Y(t-1) \quad (2.36)$$

Em que:

$$\begin{aligned} G_2 &= \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{g}_0 & \bar{g}_1 & \bar{g}_{\bar{n}} & \dots & \mathbf{0}_{1 \times \bar{k}} \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} I_{(\bar{n}+\bar{k}) \times (\bar{n}+\bar{k})} & \mathbf{0}_{(\bar{n}+\bar{k}) \times 1} \end{bmatrix} \end{bmatrix} \in \mathfrak{R}^{(\bar{n}+\bar{k}+1) \times (\bar{n}+\bar{k}+1)} \\ F_2 &= \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{1 \times (f-1)} & \bar{f}_0 & \bar{f}_1 & \dots & \bar{f}_{\bar{m}} & \mathbf{0}_{1 \times \bar{k}} \end{bmatrix} \\ \mathbf{0}_{(\bar{n}+\bar{k}) \times (\bar{m}+f+\bar{k}+1)} \end{bmatrix} \in \mathfrak{R}^{(\bar{n}+\bar{k}+1) \times (\bar{m}+f+\bar{k}+1)} \end{aligned}$$

Combinando as equações 2.33, 2.34 e 2.36 obtemos o seguinte resultado para o sistema em malha fechada:

$$X_t = \Lambda(k) X_{t-1} \quad (2.37)$$

Em que:

$$\begin{aligned} X_t &= \begin{bmatrix} Y(t) \\ U(t) \\ \hat{U}(t) \end{bmatrix}, \\ \Lambda(k) &= \begin{bmatrix} A_1 & B_1 & \mathbf{0}_{(\bar{m}+f+\bar{k}+1) \times (\bar{n}+\bar{k}+1)} \\ D(k) & E & C(k) \\ F_2 & \mathbf{0}_{(\bar{n}+\bar{k}+1) \times (m+d)} & G_2 \end{bmatrix} \end{aligned}$$

Como o tempo de atraso k varia aleatoriamente entre 0 e o limite superior \bar{k} , o sistema acima é um sistema chaveado (WANG; LIU, 2008). O próximo teorema fornece uma condição suficiente para o sistema de controle em questão (WANG; LIU, 2008).

Teorema 4.1 Se existe uma matriz definida positiva P tal que:

$$\Lambda^T(k)P\Lambda(k) - P < 0 \quad (2.38)$$

Para todo $k \in 0, 1, \dots, \bar{k}$, então o sistema de controle em malha fechada dado pela equação 2.37, é estável para todo atraso aleatório.

Prova: Considere a função de Lyapunov como sendo:

$$V_t = X_t^T P X_t \quad (2.39)$$

Então

$$V_{t+1} - V_t = X_{t+1}^T P X_{t+1} - X_t^T P X_t = X_t^T (\Lambda^T(k)P\Lambda(k) - P) X_t \quad (2.40)$$

Se a equação 2.38 é satisfeita, então $V_{t+1} - V_t < 0$ para qualquer $X_t \neq 0$.

Entretanto o sistema em malha fechada é estável para um tempo de atraso aleatório k no canal GPC-CA e um tempo de atraso constante f no canal Planta-GPC (WANG; LIU, 2008).

2.3 Conclusões

A partir da fundamentação teórica apresentada neste capítulo, a estratégia de controle escolhida para minimizar os efeitos dos atrasos nas malha controlador-atuador e sensor-controlador foi o controle preditivo baseado em modelo. Esta escolha dá o nome a estratégia, mas não impede que outro tipo de controlador possa ser utilizado em seu lugar. O controlador preditivo, deve gerar uma sequência de sinais de controle baseado no modelo da planta, que será enviada para a mesma através da rede de comunicação e antes de ser aplicada à rede, a sequência de controle é analisada pelo compensador

de atrasos, que seleciona o sinal de controle, com base no atraso que a rede de comunicação, ou seja, o sinal de controle é aquele que deveria ser aplicado na planta no instante do ciclo de controle.

O tempo de atraso que o compensador de atrasos considera, é o tempo de atraso de toda a malha de controle, desta forma os horizontes de predição e controle devem ser escolhidos considerando que o maior valor para os atrasos τ_{CA} e τ_{SC} são conhecidos, pois caso contrário os efeitos destes não poderão ser eliminados.

Capítulo 3

Trocadores de Calor Casco-Tubos

3.1 Introdução

O processo de troca de calor entre dois fluidos que estão a temperaturas diferentes e se encontram separados por uma parede sólida ocorre em muitas aplicações de engenharia. O dispositivo utilizado para implementar essa troca é conhecido por trocador de calor, e exemplos específicos de sua utilização podem ser encontrados no aquecimento de ambientes, no condicionamento de ar, na produção de energia, na recuperação de calor em processos e processamentos químicos (MORAN, 2005).

Os trocadores de calor são geralmente classificados em função da configuração do escoamento dos líquidos e do tipo de construção. O trocador de calor mais simples é aquele em que o escoamento dos fluidos quente e frio ocorrem no mesmo sentido ou em sentidos opostos, em uma construção do tipo **tubo concêntrico** (ou tubo duplo). No arranjo dito de **escoamento paralelo**, ilustrado na Figura 3.1(a), os fluidos quente e frio entram pela mesma extremidade, escoam no mesmo sentido e deixam o trocador também pela mesma extremidade. No arranjo em contracorrente, ilustrado na Figura 3.1(b), os fluidos entram no sistema por extremidades opostas, escoam em sentidos opostos e saem do sistema por extremidades opostas.

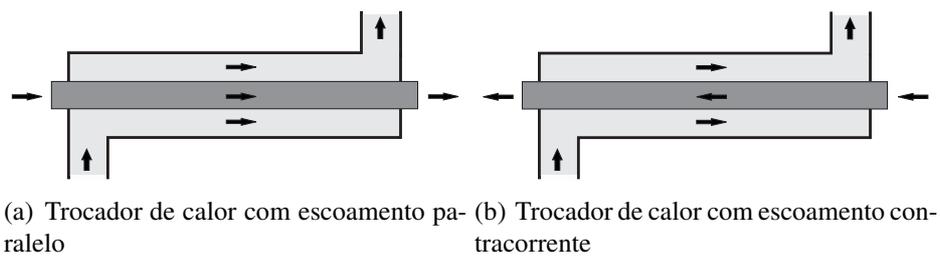


Figura 3.1: Configurações de escoamento em um trocador de calor

Um configuração comumente utilizada em instalações industriais é o **trocador de calor Casco-Tubos**, ilustrado na Figura 3.2. Esse trocador tem um casco com múltiplos tubos, cujo escoamento se dá em um único passe através do casco. Chicanas ou defletores são frequentemente instalados para aumentar o coeficiente de convecção do lado do casco pela indução de turbulência e por uma componente de velocidade de corrente cruzada (MORAN, 2005).

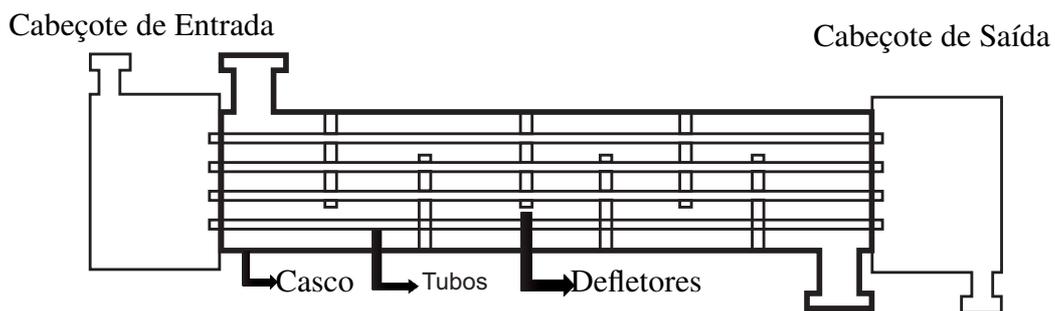


Figura 3.2: Estrutura mecânica de um trocador de calor Casco-Tubos

Neste capítulo são apresentados alguns conceitos relativos ao trocador de calor Casco-Tubos, além de uma análise matemática relativa aos parâmetros operacionais do mesmo.

3.2 Trocadores de Calor Casco-Tubos

Os trocadores de calor Casco-Tubos são construídos a partir de um conjunto de tubos montados no interior de um casco (reservatório), que normalmente circula o fluido

proveniente de um processo e, no interior dos tubos circula o fluido utilizado para transferir calor. Os seus componentes principais são o cabeçote de entrada, o cabeçote de saída (retorno), o casco, feixe de tubos e as chicanas ou defletores conforme ilustrado na Figura 3.2.

A padronização dos trocadores de calor utilizados na indústria é feita por uma associação internacional denominada TEMA (*Tubular Exchanger Manufacturers Association*). Os fabricantes de trocadores de calor que desejam adequar-se às normas devem consultar TEMA (2007).

3.3 Coeficiente Global de Transferência de Calor

O fluxo total de calor que deverá ser fornecido à corrente fria deverá ser calculado considerando a soma das resistências térmicas à transferência de calor. A Figura 3.3 ilustra a região em que as resistências térmicas são encontradas. Deve-se considerar que a corrente quente flui no lado interno ao tubo e a corrente fria no lado externo, portanto o fluxo de calor fica definido a partir desta consideração, o que não implica em perda de generalidade. A seguir é apresentado como calcular a resistência térmica de cada região ilustrado na Figura 3.3.

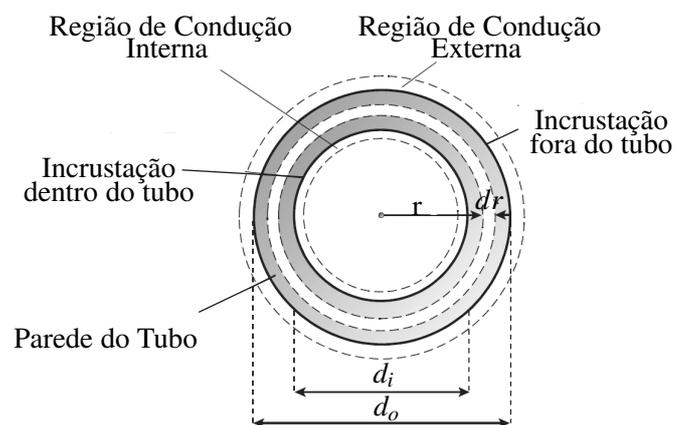


Figura 3.3: Regiões que apresentam resistências térmica. Fonte: (SMITH, 2005)

Região de Condução Externa ao Tubo

A transferência de calor através da resistência térmica criada pelo fluido no lado externo ao tubo é dada por:

$$Q = h_R \cdot A_E \cdot \Delta T_R \quad (3.1)$$

Em que:

Q = Quantidade de calor transferida por unidade de tempo ($J.s^{-1} = W$);

h_R = Coeficiente de transferência de calor no lado do casco ($W.m^{-2}.^{\circ}C^{-1}$);

A_E = Área de transferência de calor externa ao tubo (m^2);

ΔT_R = Diferença de temperatura ($^{\circ}C$) entre a região de incrustação do tubo e o líquido (corrente fria).

Região de Incrustação Externa

A transferência de calor é geralmente reduzida devido ao acúmulo de impurezas e oxidação que ocorrem nas superfícies interna e externa ao tubo. Esta incrustação possui baixa condutividade térmica e é uma variável que depende do tempo, da velocidade do fluido, temperatura, etc. Não é trivial determinar a quantidade de incrustação acumulada no tubo ao longo do tempo, portanto durante o projeto do trocador de calor é razoável considerar valores de incrustação baseados na experiência e no tipo de líquido utilizado (SMITH, 2005). Desta forma a transferência de calor que ocorre no lado externo ao tubo, através desta região de incrustação é dada por:

$$Q = h_{ET} \cdot A_E \cdot \Delta T_{ET} \quad (3.2)$$

Em que:

h_{ET} = Coeficiente de transferência de calor da região de incrustação externa ao tubo ($W.m^{-2}.^{\circ}C^{-1}$)

ΔT_{ET} = Diferença de temperatura ($^{\circ}C$) entre a parede externa do tubo e o ponto de contato do líquido com a região de incrustação (corrente fria).

Região de Condução - Parede do Tubo

Após a região de incrustação, a transferência de calor deve ocorrer através da parede do tubo conforme Figura 3.3. A equação da quantidade de calor transferida através desta região é descrita através da equação de Fourier dada por:

$$Q = -k \cdot A \cdot \frac{dT}{dr} \quad (3.3)$$

Em que:

k = Condutividade térmica ($W \cdot m^{-2} \cdot ^\circ C^{-1}$) do material da parede do tubo;

r = Distância (m) radial para cada ponto da parede do tubo;

A = Area (m^2) de transferência de calor para a distância radial considerada.

Para a quantidade de calor da equação 3.3, devemos considerar um incremento diferencial dr do raio conforme ilustrando na Figura 3.3. Desta forma considerando L como sendo o comprimento do tubo, a area compreendida pela parede é dada:

$$A = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot L \quad (3.4)$$

Substituindo a equação 3.4 em 3.3 e integrando temos:

$$-\frac{Q}{2 \cdot \pi \cdot k \cdot L} \int_{r_I}^{r_E} \frac{dr}{r} = \int_{T_I}^{T_E} dT \quad (3.5)$$

Em que:

r_E = Raio (m) externo do tubo;

r_I = Raio (m) interno do tubo;

T_E = Temperatura ($^\circ C$) externa na superfície do tubo;

T_I = Temperatura ($^\circ C$) interna na superfície do tubo.

O resultado da integração da equação 3.5 é:

$$-\frac{Q}{2 \cdot \pi \cdot k \cdot L} \cdot \ln\left(\frac{r_E}{r_I}\right) = T_E - T_I \quad (3.6)$$

Reescrevendo 3.6, temos:

$$Q = 2 \cdot \pi \cdot k \cdot L \cdot \left[\ln\left(\frac{d_E}{d_I}\right) \right]^{-1} \cdot \Delta T_p \quad (3.7)$$

Em que:

d_E = Diâmetro (m) externo do tubo;

d_I = Diâmetro (m) interno do tubo;

$\Delta T_p = T_E - T_I$ Diferença de temperatura ($^{\circ}C$) através do tubo.

Região de Incrustação Interna

De forma semelhante à região externa ao tubo, na região interna deverá ocorrer formação de incrustação. A transferência de calor através desta região de resistência térmica é dada por:

$$Q = h_{IT} \cdot A_I \cdot \Delta T_{IT} \quad (3.8)$$

Em que:

h_{IT} = Coeficiente de transferência de calor da região de incrustação interna ($W \cdot m^{-2} \cdot ^{\circ}C^{-1}$);

A_I = Área (m^2) interna de transferência de calor;

ΔT_{IT} = Diferença de temperatura ($^{\circ}C$) entre o ponto de contato do líquido com a região de incrustação (corrente quente) e a parede interna do tubo .

Região de Condução Interna ao Tubo

Nesta região é considerada a resistência à transferência de calor criada pelo fluido no lado interno ao tubo. O calor transferido nesta região é dado por:

$$Q = h_T \cdot A_I \cdot \Delta T_T \quad (3.9)$$

Em que:

$h_T =$ Coeficiente de transferência de calor no lado do tubo ($W.m^{-2}.^{\circ}C^{-1}$);

$\Delta T_T =$ Diferença de temperatura ($^{\circ}C$) entre o líquido (corrente quente) e a região interna de incrustação do tubo.

Considerando ΔT como a diferença de temperatura entre a corrente quente e fria, então as diferenças de temperaturas sobre as resistências anteriores podem ser somadas da seguinte forma:

$$\begin{aligned}\Delta T &= \Delta T_R + \Delta T_{ET} + \Delta T_P + \Delta T_{IT} + \Delta T_T \\ &= \frac{Q}{h_R \cdot A_E} + \frac{Q}{h_{ET} \cdot A_E} + \frac{Q}{2 \cdot \pi \cdot k \cdot L} \cdot \ln\left(\frac{d_E}{d_I}\right) + \frac{Q}{h_{IT} \cdot A_I} + \frac{Q}{h_T \cdot A_I}\end{aligned}\quad (3.10)$$

Reescrevendo a equação 3.10:

$$\Delta T = \frac{Q}{A_E} \cdot \left[\frac{1}{h_R} + \frac{1}{h_{ET}} + \frac{d_E}{2k} \cdot \ln\left(\frac{d_E}{d_I}\right) + \frac{d_E}{d_I} \cdot \frac{1}{h_{IT}} + \frac{d_E}{d_I} \cdot \frac{1}{h_T} \right]\quad (3.11)$$

Considerando U ($W.m^{-2}.^{\circ}C^{-1}$) como sendo o coeficiente de transferência global, representado pela soma das resistências térmicas, é dado por:

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_R} + \frac{1}{h_{ET}} + \frac{d_E}{2k} \cdot \ln\left(\frac{d_E}{d_I}\right) + \frac{d_E}{d_I} \cdot \frac{1}{h_{IT}} + \frac{d_E}{d_I} \cdot \frac{1}{h_T}\quad (3.12)$$

Podemos então escrever a equação 3.11 da seguinte forma:

$$\Delta T = \frac{Q}{A_E} \cdot \frac{1}{U}\quad (3.13)$$

O resultado da equação 3.13 mostra que a diferença térmica obtida entre a corrente quente e a corrente fria é diretamente proporcional a quantidade de calor fornecido à corrente fria e inversamente proporcional à área externa do tubo e ao coeficiente global de transferência de calor. As Tabelas 3.1 e 3.2 contém faixas de valores típicos para o coeficiente de transferência de calor para as regiões consideradas na Figura 3.3. Dada a dificuldade de quantificar níveis de incrustação, a Tabela 3.2 possui valores experimentais a partir das condições de utilização bem como o líquido utilizado. O valor do

coeficiente de transferência de calor da parede do tubo é função do material deste. A Tabela 3.3 contém informações do coeficiente de transferência de calor para diversos tipos de metais.

Tabela 3.1: Valores para o coeficiente de transferência de calor interno e externo ao tubo. Fonte (SMITH, 2005)

	h_R ou h_T $W.m^{-2}.^{\circ}C^{-1}$
Sem mudanças de fase	
Água	2000-6000
Gases	10-500
Líquidos Orgânicos(Baixa viscosidade)	1000-3000
Líquidos Orgânicos(Alta viscosidade)	100-1000
Sem mudanças de fase	
Vapor	5000-15000
Orgânica (Baixa viscosidade)	1000-2500
Orgânica (Alta viscosidade)	500-1000
Ammônia	3000-6000
Sem mudanças de fase	
Água	2000-10000
Orgânica (Baixa viscosidade)	500-2000
Orgânica (Alta viscosidade)	100-500
Ammônia	1000-2500

Tabela 3.2: Valores para o coeficiente de incrustação. Fonte (SMITH, 2005)

	h_{ET} ou h_{IT} $W.m^{-2}.^{\circ}C^{-1}$
Água	
Distilada	11000
Caldeira (com realimentação de água)	6000-11000
Mar	6000-11000
Água de sistema de refrigeração (Boa qualidade)	3000-6000
Água de sistema de refrigeração (Baixa qualidade)	1000-2000
Vapor	
Boa qualidade	20000
Contaminado	5000-11000
Soluções	
Solução aquosa de sal	3000-6000
Orgância (Baixa viscosidade)	3000-11000
Orgância (Alta viscosidade)	1000-3000
Óleo de máquinas	6000
Óleos Combustíveis	1000
Óleos Vegetais	2000
Gases	
Ar	2000-4000
Vapor Orgânico	5000-11000

Tabela 3.3: Coeficientes da parede do tubo com base no raio externo a $T = 100^{\circ}C$. Fonte (SMITH, 2005)

Metal	$W.m^{-2}.^{\circ}C^{-1}$	$\frac{2k}{d_E} \ln \left(\frac{d_E}{d_I} \right)$			
		$d_E = 20mm$		$d_E = 25mm$	
		$d_I = 16.8mm$	$d_I = 16mm$	$d_I = 21mm$	$d_I = 19.8mm$
Cobre	378	216800	169400	173,400	129,700
Alumínio	206	118,200	92,300	94,500	70,700
Níquel	61	35,000	27,300	28,000	20,900
Inox	45	25,800	20,200	20,600	15,400
Aço Inoxidável	16	9200	7200	7300	5500
Titânio	16	9200	7200	7300	5500

3.4 Diferenças de Temperatura em um Trocador de Calor Casco-Tubos

Considerando o trocador de calor da Figura 3.4(a), em que o fluxo de líquidos ocorre de forma contracorrente e a transferência de calor ocorre de forma concêntrica tomando como referência o tubo central. Para a análise do processo de transferência de calor, será considerado que o processo encontram-se em estado estacionário e que todas as propriedades do fluido e o coeficiente global de transferência de calor são constantes. É considerado também que não há mudança de fase e não há perda de calor para o ambiente (processo adiabático), ou seja, todo calor fornecido ao sistema gera uma variação de energia interna ao trocador de calor. A Figura 3.4(b) é uma representação gráfica de como evolui as temperaturas na entrada e saída em função do calor fornecido à corrente fria, desta forma ΔT é dado por:

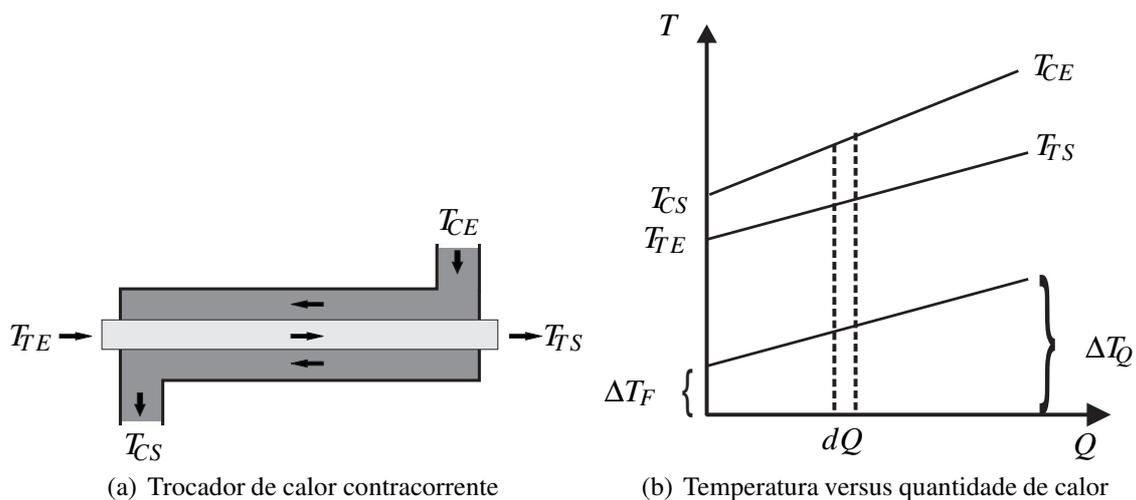


Figura 3.4: Diferença de Temperatura em um trocador de calor

$$\frac{d(\Delta T)}{dQ} = \frac{\Delta T_Q - \Delta T_F}{Q} \tag{3.14}$$

Considerando um elemento diferencial de calor dQ conforme ilustrado na Figura 3.4(b) e utilizando a equação 3.14, temos:

$$dQ = U \cdot dA \cdot \Delta T \quad (3.15)$$

Isolando dQ em 3.14 e igualando a 3.15, temos:

$$\frac{\Delta T_Q - \Delta T_F}{Q} = \frac{d(\Delta T)}{U \cdot dA \cdot \Delta T} \quad (3.16)$$

Separando dA e $d(\Delta T)$ e integrando, obtemos:

$$\begin{aligned} \int dA &= \frac{Q}{\Delta T_Q - \Delta T_F} \cdot \frac{1}{U} \cdot \int_{\Delta T_F}^{\Delta T_Q} \frac{d(\Delta T)}{\Delta T} \\ A &= \frac{Q}{\Delta T_Q - \Delta T_F} \cdot \frac{1}{U} \cdot \ln \left(\frac{\Delta T_Q}{\Delta T_F} \right) \\ Q &= U \cdot A \left[\frac{\Delta T_Q - \Delta T_F}{\ln \left(\frac{\Delta T_Q}{\Delta T_F} \right)} \right] \\ &= U \cdot A \cdot \Delta T_{ML} \end{aligned} \quad (3.17)$$

Em que ΔT_{ML} é a diferença logarítmica média de temperatura (DLMT). O resultado da equação 3.17 aplica-se para um trocador de calor com fluxo paralelo ou contracorrente, sendo este último mais utilizado. O resultado da equação 3.17 seria obtido mesmo se o sentido de um dos fluidos fosse alterado (fluxo paralelo). Na prática a DTML em um trocador de calor contracorrente é maior do que em um trocador de calor paralelo, sendo necessário uma área de transferência de calor menor para o primeiro tipo de trocador de calor. Isto pode ser verificado na Figura 3.5(a), pois para trocadores de calor com o mesmo comprimento, observar-se que a temperatura de saída da corrente fria é maior do que a temperatura de saída da corrente quente (cruzamento de temperatura). O cruzamento de temperatura não ocorre em trocadores de calor com fluxo paralelo, ilustrado na Figura 3.5(b), pois o melhor caso será quando a temperatura de saída da

corrente fria for igual à temperatura de saída da corrente quente (SMITH, 2005).

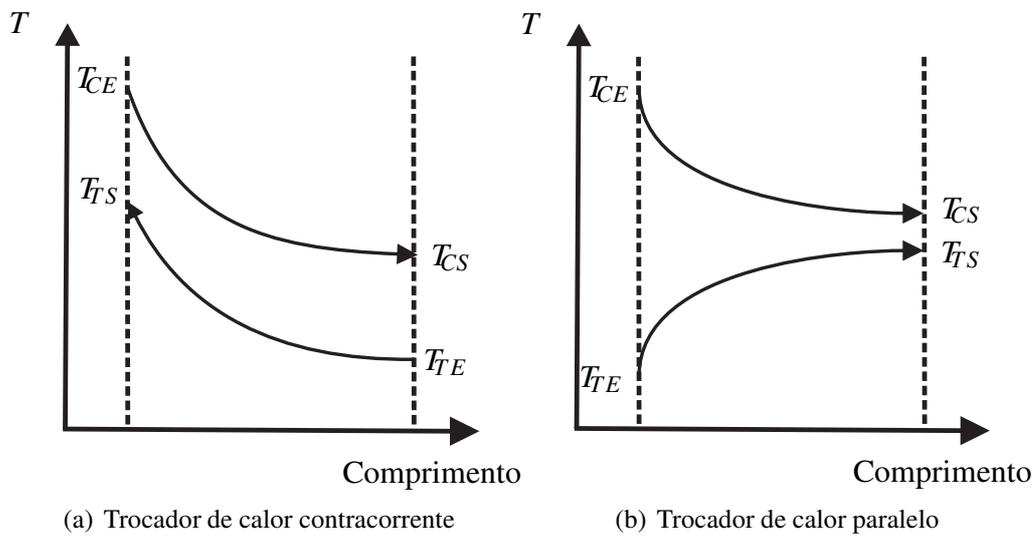


Figura 3.5: Evolução da temperatura dos fluidos em trocadores de calor. Fonte (SMITH, 2005)

Para um determinado valor de incrustação e coeficiente global de transferência de calor, o projeto de um trocador de calor 1-1 (1 passe no casco e 1 passe no tubo), necessita de uma área de contato menor em relação a um trocador de calor do mesmo tipo. Pode ser utilizada outra configuração além da citada anteriormente, por exemplo, a configuração 1-2 (1 passe no casco e 2 passes nos tubos), conforme ilustrado na Figura 3.6(a). Como esta configuração possui ambos os fluxos contracorrente e paralelo, a diferença de temperatura DLMT será reduzida comparada com a de um trocador de calor com fluxo puramente contracorrente (SMITH, 2005). Esta redução da diferença de temperaturas será considerada utilizando a equação 3.17 multiplicada por um fator F_T , portanto:

$$Q = U \cdot A \cdot \Delta T_{ML} \cdot F_T \quad (3.18)$$

Em que $0 < F_T < 1$, sendo obtido a partir da razão de outros dois termos adimensionais (R e P), ou seja, $F_T = f(R, P)$. O termo R é determinado a partir da capacidade térmica dos líquidos da corrente fria e quente e P é a efetividade térmica do trocador de calor, desta forma:

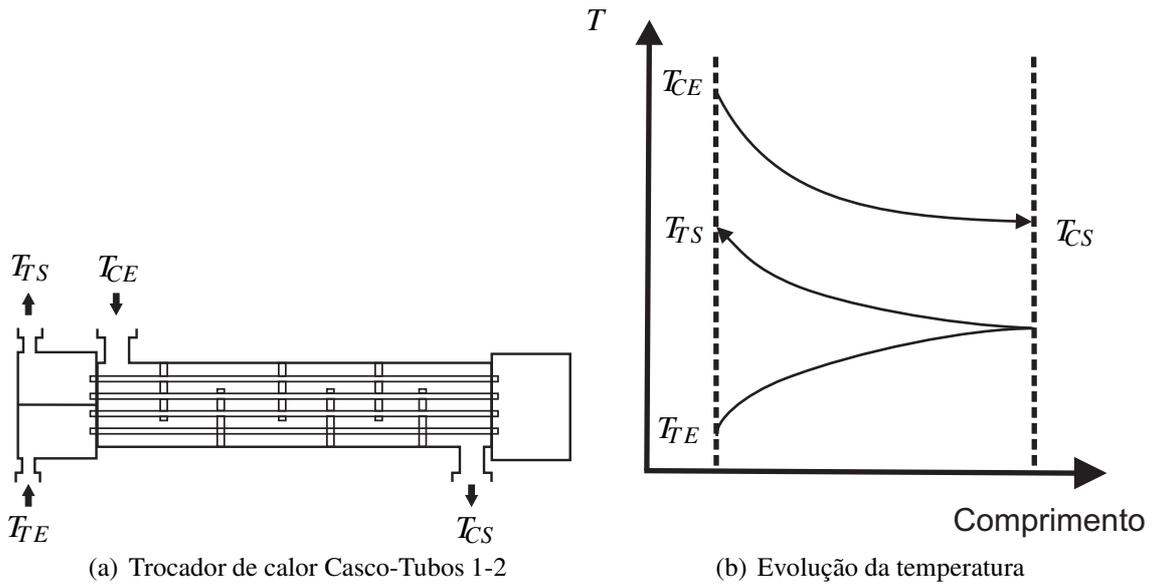


Figura 3.6: Diferença de Temperatura em um trocador de calor 1-2. Fonte (SMITH, 2005)

$$R = \frac{CP_F}{CP_Q} = \frac{T_{CE} - T_{CS}}{T_{TS} - T_{TE}} \quad (3.19)$$

$$P = \frac{T_{TS} - T_{TE}}{T_{CE} - T_{CS}} \quad (3.20)$$

O fator de correção F_T é função apenas das temperaturas de entrada e saída do trocador de calor 1-2. Em Bowman, Mueller e Nagle (1940) encontra-se um expressão para F_T , dada por:

Para $R \neq 1$:

$$F_T = \frac{\sqrt{R^2 + 1} \cdot \ln \left[\frac{1 - P}{1 - RP} \right]}{(R - 1) \cdot \ln \left[\frac{2 - P(R + 1 - \sqrt{R^2 + 1})}{2 - P(R + 1 + \sqrt{R^2 + 1})} \right]} \quad (3.21)$$

Para $R = 1$

$$F_T = \frac{\left[\frac{\sqrt{2}P}{1-P} \right]}{\ln \left[\frac{2 - P \cdot (2 - \sqrt{2})}{2 - P \cdot (2 + \sqrt{2})} \right]} \quad (3.22)$$

Caso o trocador de calor Casco-Tubos possua um número par (4,6,8,12...) de tubos, o fator de correção F_T difere em torno de 1 a 2% em relação ao trocador de calor 1-2 (DODD, 1980). O aumento do número de passes no tubos, aumenta também a perda de carga térmica a longo do trocador de calor, sendo assim segundo Dodd (1980) a equação 3.22 pode ser utilizada de forma genérica para trocadores de calor 1- n , onde n é par.

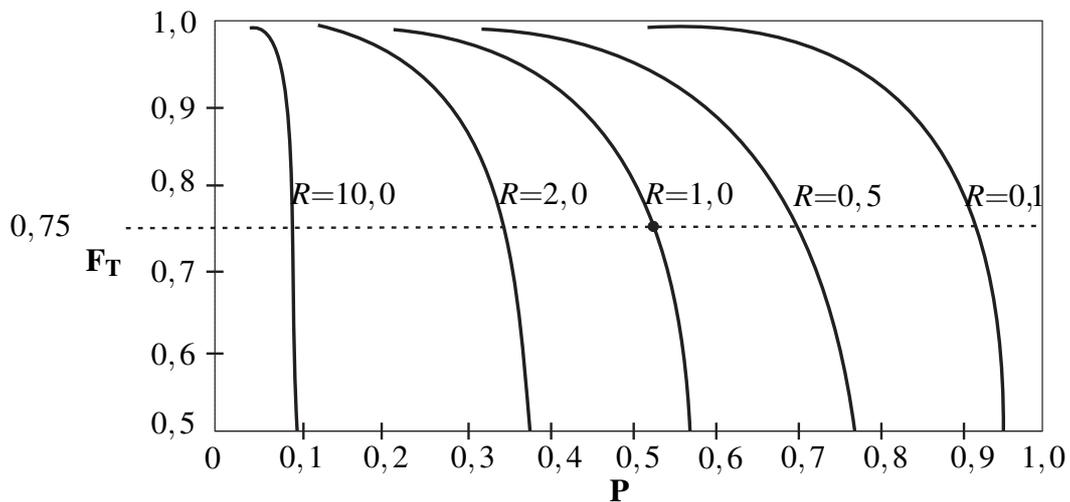


Figura 3.7: Fator de Correção versus a efetividade térmica. Fonte (SMITH, 2005)

A Figura 3.7 é a representação gráfica das equações 3.21 e 3.22 para diversos valores de R . Na Figura 3.7 há uma linha tracejada em que o valor do fator de correção é 0,75, isto representa que deve ser evitado valores abaixo deste limiar, de forma que a área de transferência de calor aumentará significativamente, implicando que a construção física do trocador de calor será proibitiva em relação ao seu tamanho (SMITH, 2005). Portanto o projetista deverá escolher valores de F_T que sejam maiores que 0,75. Considerando $R = 1$, é possível ocorrer um cruzamento de temperatura desde que seja selecionado um

valor para a efetividade térmica (P) apropriado, ou seja, o valor de P deve ser menor ou igual do que a coordenada obtida a partir do ponto de intersecção da reta tracejada com a curva de F_T considerando $R = 1$.

Para realizar o controle de temperatura do trocador de calor Casco-Tubos, o método de projeto da DLMT é suficiente, pois tem-se o valor de todas as temperaturas da correntes quente e fria. Caso não fosse conhecido o valor da temperatura de saída da corrente quente e fria, outro método de projeto, chamado **efetividade-NUT**, desenvolvido por Kays e London (INCROPERA; DEWITT, 1996) poderia ser utilizado.

O objetivo deste trabalho não é apresentar técnicas de projeto de trocadores de calor e sim realizar o controle de temperatura. Uma abordagem para o projeto de trocadores de calor baseada no método da efetividade-NUT, considerando o regime de escoamento no interior dos tubos, a perdas térmicas, variações de propriedades dos fluidos com a temperatura, etc, pode ser encontrado em (BICCA, 2006). Do ponto de vista do controle aplicado ao processo (trocador de calor), o modelo utilizado deverá conter informações que representem tais variáveis afim de minimizar variações ou perturbações que venham ocorrer. Na seção seguinte será feito uma abordagem para um modelo do processo utilizando uma representação na forma entrada-saída em relação à variações de temperatura na corrente quente.

3.5 Modelo um Trocador de Calor Casco-Tubos com Fluxo Contracorrente

A Figura 3.8 ilustra um trocador de calor Casco-Tubo com fluxo contracorrente bem como as variáveis utilizadas ao longo do processo de modelagem. As variáveis representadas na Figura 3.8 consideram apenas as temperaturas e fluxos de entrada e saída, ou seja, o comportamento dinâmico no interior do trocador de calor não será considerado durante o processo de modelagem. A seguir são feitas algumas considerações utilizadas para a obtenção do modelo (ROFFEL; BETLEM, 2006):

- O fluxo de liquido dentro do tubo é ideal, ou seja, existe um gradiente axial de temperatura mas não há gradiente radial;

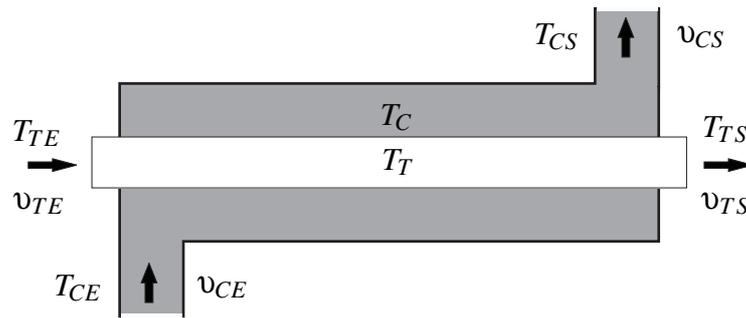


Figura 3.8: Trocador de calor casco-tubo operando com fluxo contra-corrente

- No interior do trocador de calor, as propriedades físicas (densidade e calor específico) dos líquidos, são constantes;
- A condução radial de calor através da parede do tubo é ideal e a condução axial pode ser desprezada;
- O fluxo de calor que atravessa a parede dos tubos encontra-se em regime permanente e a quantidade de calor armazenada pode ser desprezada, ou seja, a capacidade térmica do líquido é muito maior que capacidade das paredes do tubos;
- Não existe formação de incrustação nas superfícies interna e externa ao tubo;
- Os tubos que compõem o trocador de calor possuem o mesmo comportamento térmico, portanto serão representados por apenas um único tubo com área de contato equivalente à soma de todos os tubos;
- Não há mudança de sentido do fluxo dos líquidos, caso contrário deverá ser considerado o cálculo do fator F_T ;
- O coeficiente global de transferência de calor U é constante em cada *interface* em que ocorre transferência de calor;

As trocas de calor consideradas durante o processo de modelagem ocorrem entre os líquidos que circulam no casco e nos tubos, entre o fluído do casco e suas paredes e finalmente considera-se o transporte de energia (entalpia) devido ao escoamento dos líquidos dos tubos e no casco.

O balanço de massa da corrente fria e quente é dado respectivamente por:

$$\frac{dm_T}{dt} = \rho_T \cdot \frac{dV_T}{dt} = \rho_{TE} \cdot \nu_{TE} - \rho_T \cdot \nu_{TS} \quad (3.23)$$

$$\frac{dm_C}{dt} = \rho_C \cdot \frac{dV_C}{dt} = \rho_{CE} \cdot \nu_{CE} - \rho_C \cdot \nu_{CS} \quad (3.24)$$

Em que:

- $m_T \Rightarrow$ Massa dos tubos;
- $V_T \Rightarrow$ Volume de líquido dos tubos;
- $\rho_{TE} \Rightarrow$ Densidade do líquido que entra nos tubos;
- $\rho_T \Rightarrow$ Densidade do líquido no interior dos tubos;
- $\nu_{TE} \Rightarrow$ Vazão de líquido na entrada dos tubos;
- $\nu_{TS} \Rightarrow$ Vazão de líquido na saída dos tubos;
- $\rho_{CE} \Rightarrow$ Densidade do líquido que entra do casco;
- $\rho_C \Rightarrow$ Densidade do líquido no interior do casco;
- $\nu_{CE} \Rightarrow$ Vazão de líquido na entrada no casco;
- $\nu_{CS} \Rightarrow$ Vazão de líquido na saída do casco;

Considera-se que os tubos e o casco permanecem sempre cheios de líquido, ou seja, operam a volume constante, portanto as equações 3.23 e 3.24 podem ser escritas como:

$$\rho_{TE} \cdot \nu_{TE} = \rho_T \cdot \nu_{TS} \quad (3.25)$$

$$\rho_{CE} \cdot \nu_{CE} = \rho_C \cdot \nu_{CS} \quad (3.26)$$

De forma semelhante o balanço de energia dos líquidos da corrente fria e quente é dado:

$$\frac{d(m_T \cdot H_T)}{dt} = \rho_{TE} \cdot v_{TE} \cdot h_{TE} - \rho_T \cdot v_{TS} \cdot h_{TS} + Q_{CT} \quad (3.27)$$

$$\frac{d(m_C \cdot H_C)}{dt} = \rho_{CE} \cdot v_{CE} \cdot h_{CE} - \rho_C \cdot v_{CS} \cdot h_{CS} - Q_{CT} - Q_{CP} \quad (3.28)$$

Em que Q_{CT} representa a energia transferida do casco para o lado dos tubos e Q_{CP} a energia transferida do casco para as paredes do casco. As entalpias dos tubos e do casco são representadas por H_T e H_C respectivamente e dados por:

$$H_T = c_A \cdot T_T \quad (3.29)$$

$$H_C = c_A \cdot T_C \quad (3.30)$$

O calor específico da água é representado por c_A . O fluxo de calor do casco para os tubos é calculado por:

$$Q_{CT} = U_{CT} \cdot A_{CT} \cdot (T_C - T_T) = U_{CT} \cdot A_{CT} \cdot \Delta T_{CT} \quad (3.31)$$

Na equação 3.31 o termo $U_{CT} \cdot A_{CT}$ representa o coeficiente global de transferência de calor por unidade de comprimento. Podemos reescrever a equação 3.12 da seguinte forma:

$$U_{CT} \cdot A_{CT} = \frac{2 \cdot \pi \cdot L}{\frac{1}{\bar{h}_e \cdot r_e} + \frac{1}{k} \ln \left(\frac{r_e}{r_i} \right) + \frac{1}{\bar{h}_i \cdot r_i}} = \frac{1}{\frac{1}{\bar{h}_e \cdot A_{CT_e}} + \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot k \cdot L} \ln \left(\frac{r_e}{r_i} \right) + \frac{1}{\bar{h}_i \cdot A_{CT_i}}} \quad (3.32)$$

Onde A_{CT_i} e A_{CT_e} representam as áreas de contato interna e externa dos tubos respectivamente. Utilizando o mesmo raciocínio para o calor transferido para as paredes dos tubos, tem-se:

$$Q_{CP} = \bar{h}_{CP} \cdot A_{CP} \cdot \Delta T_{CP} \quad (3.33)$$

Em que \bar{h}_{CP} representa o coeficiente de transferência de calor entre o fluido e o casco. Substituindo as equações 3.25, 3.29 e 3.31 na equação 3.27, temos:

$$\frac{d(T_{T_s})}{dt} = \frac{\rho_{T_E} \cdot v_{TE} \cdot c_A \cdot (T_{T_E} - T_{T_s}) + U_{CT} \cdot A_{CT} \cdot \Delta T_{CT}}{\rho_T \cdot V_T \cdot c_A} \quad (3.34)$$

Em que:

- $T_{T_E} \Rightarrow$ Temperatura de entrada do líquido dos tubos;
- $T_{T_s} \Rightarrow$ Temperatura de saída do líquido dos tubos;

Substituindo as equações 3.26, 3.30 e 3.33 na equação 3.28, obtém-se:

$$\frac{d(T_{C_s})}{dt} = \frac{\rho_{C_E} \cdot v_{CE} \cdot c_A \cdot (T_{C_E} - T_{C_s}) - U_{CT} \cdot A_{CT} \cdot \Delta T_{CT} - U_{CP} \cdot A_{CP} \cdot \Delta T_{CP}}{\rho_C \cdot V_C \cdot c_A} \quad (3.35)$$

Das equações 3.34 e 3.35 resulta um conjunto de 4 incógnitas (T_{T_s} , T_{C_s} , ΔT_{CT} e ΔT_{CP}). Uma alternativa para resolver este problema seria dividir o trocador de calor em n seções igualmente espaçadas e assim obter um conjunto de n diferenças infinitesimais de temperatura ao longo do comprimento do trocador de calor. A diferença de temperatura resultante é dada pelo somatório das diferenças infinitesimais obtidas quando $n \rightarrow \infty$.

Uma outra alternativa para resolvermos as equações 3.34 e 3.35 é utilizar o resultado dado pela equação 3.17 em que considera-se a diferença logarítmica de temperatura com o trocador de calor operando em regime permanente.

3.5.1 Simulação de Trocadores de Calor Casco-Tubos

De acordo com as equações 3.34 e 3.35, esta seção apresenta os resultados da simulação de um trocador de calor casco-tubos com fluxo contra-corrente. A variável a ser

controlada será a temperatura de saída dos tubos (T_{T_S}) com um valor nominal de 40°C . A título de simplificação considera-se que não há perdas de calor para o meio ambiente, ou seja, o trocador de calor é considerado adiabático. Outra simplificação importante será a consideração em que todos os tubos possuem o mesmo comportamento dinâmico em relação às trocas de calor, portanto será considerado apenas um tubo que tem área de transferência de calor equivalente ao somatório dos tubos utilizados no trocador de calor. Do ponto de vista da modelagem apresentada, não considera-se as variações de temperatura do líquido no interior do trocador de calor, e sim apenas as variações de temperatura nos pontos de entrada e saída das correntes quente e fria de líquido. As variáveis que podem perturbar o valor de T_{T_S} são:

- $v_{C_E} \Rightarrow$ Vazão da corrente quente na entrada;
- $T_{C_E} \Rightarrow$ Temperatura da corrente quente na entrada;
- $v_{T_E} \Rightarrow$ Vazão de entrada da corrente fria;
- $T_{T_E} \Rightarrow$ Temperatura de entrada da corrente fria;

A Figura 3.9 representa o trocador de calor casco-tubos, indicando as variáveis consideradas durante o processo de modelagem. A Tabela 3.4 contém os parâmetros utilizados durante a simulação:

Considerando o calor específico dos metais baixo comparado com o calor específico do líquido utilizado no casco, portanto a capacidade térmica da parede metálica que envolve o casco é pequena, de forma que não há diferença de temperatura entre o casco e a parede, ou seja, $\Delta T_{CP} = 0$. Assim as equações 3.34 e 3.35 podem ser reescritas como:

$$\frac{d(T_{T_S})}{dt} = \frac{\rho_{T_E} \cdot v_{T_E} \cdot c_A \cdot (T_{T_E} - T_{T_S}) + U \cdot A \cdot \Delta T_{CT}}{\rho_T \cdot V_T \cdot c_A} \quad (3.36)$$

$$\frac{dT_{C_S}}{dt} = \frac{\rho_{C_E} \cdot v_{C_E} \cdot c_A \cdot (T_{C_E} - T_{C_S}) - U \cdot A \cdot \Delta T_{CT}}{\rho_C \cdot V_C \cdot c_A} \quad (3.37)$$

A diferença de temperatura ΔT_{CT} é calculada por:

Tabela 3.4: Parâmetros do modelo do trocador de calor

Parâmetro	Descrição
Parâmetros do Lado dos Tubos	
$\bar{v}_{TE} = 6,0 \cdot 10^{-4} m^3/s$	Vazão nominal de entrada da corrente fria
$\bar{T}_{TE} = 28^{\circ}C$	Temperatura nominal de entrada do líquido da corrente fria
$\bar{\rho}_{TE} = 998,21 kg/m^3$	Massa específica nominal de operação da água que entra nos tubos
$\bar{\rho}_T = 995,65 kg/m^3$	Massa específica média da água no tubos
$\bar{\mu}_T = 7,935 \cdot 10^{-4} Pa.s$	Viscosidade dinâmica nas condições nominais de operação da água nos tubos em 1 atm e temperatura de $30^{\circ}C$
$k_{AT} = 0,61550 W/m.K$	Condutividade térmica da água nas condições nominais de operação da água no tubos em 1 atm e $30^{\circ}C$
$r_{TE} = 1,10 \cdot 10^{-2} m$	Raio externo de cada tubo
$r_{TI} = 1,10 \cdot 10^{-2} m$	Raio interno de cada tubo
$L_T = 1,2 m$	Comprimento de cada tubo
$N_T = 20$	Número de tubos
$\bar{k}_{PT} = 384 W/(m.K)$	Condutividade térmica nominal de operação da parede dos tubos, feita de cobre, à $50^{\circ}C$
Parâmetros do Lados do Casco	
$v_{CE} = 0 \text{ a } 1,2 \cdot 10^{-3} m^3/s$	Faixa de variação possível da vazão da água no casco
$\bar{T}_{Ce} = 90^{\circ}C$	Temperatura de entrada da corrente quente
$\bar{\rho}_{Ce} = 965,31 kg/m^3$	Massa específica média da água a 1 atm e $90^{\circ}C$
$\bar{\mu}_C = 3,5435 \cdot 10^{-4} Pa.s$	Viscosidade dinâmica nas condições nominais de operação da corrente quente a 1 atm e $80^{\circ}C$
$k_{AC} = 0,67002 W/m.K$	Condutividade térmica da água nas condições nominais de operação do casco a 1 atm e $80^{\circ}C$
$D_{CI} = 0,15 m$	Diâmetro interno do casco

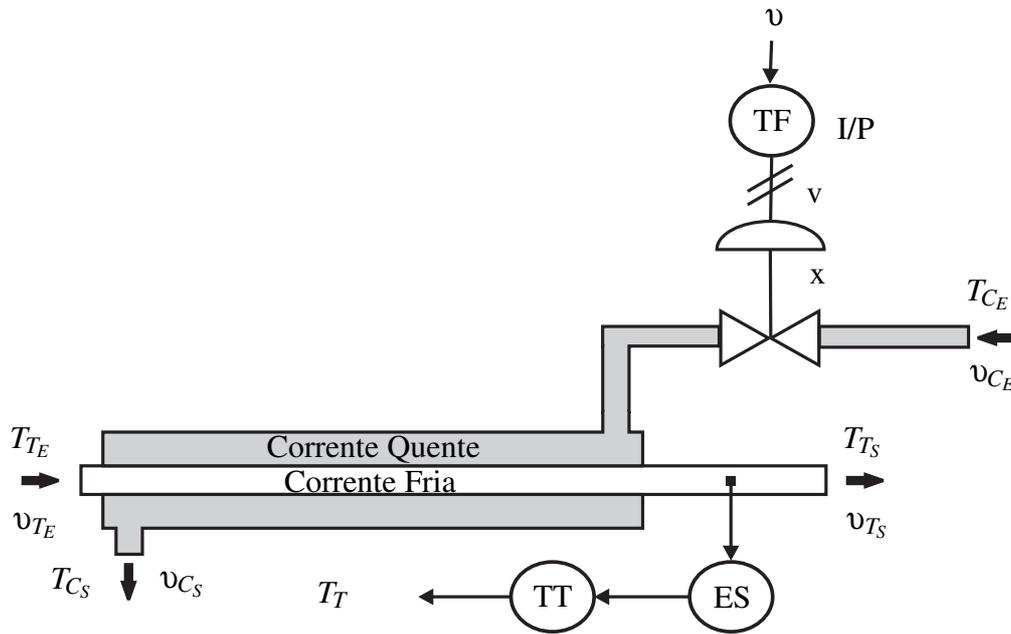


Figura 3.9: Diagrama esquemático do trocador de calor casco-tubos modelado.

$$\Delta T_{CT} = \frac{\Delta T_{max} - \Delta T_{min}}{\ln \left(\frac{\Delta T_{max}}{\Delta T_{min}} \right)} \quad (3.38)$$

Em que $\Delta T_{max} = T_{C_S} - T_{T_E}$ e $\Delta T_{min} = T_{C_E} - T_{T_S}$.

Na próxima seção será realizado a linearização do modelo em torno de um ponto de operação do trocador de calor.

3.5.2 Linearização do Modelo

A linearização do modelo será realizada utilizando a expansão em série de Taylor em torno do ponto de operação desejado e truncando após a primeira derivada parcial. A primeira equação a ser linearizada é a equação 3.38. Considerando uma função não-linear, $F(x, y, z, w) = \Delta T_{CT}(T_{T_E}, T_{T_S}, T_{C_E}, T_{C_S})$, tem-se que:

$$\Delta T_{CT}(T_{TE}, T_{TS}, T_{CE}, T_{CS}) = \frac{\Delta T_{max} - \Delta T_{min}}{\ln \left(\frac{\Delta T_{max}}{\Delta T_{min}} \right)} = \frac{F_1}{F_2} \quad (3.39)$$

As derivadas parciais de primeira ordem da equação 3.39 com relação às variáveis T_{TE}, T_{TS}, T_{CE} e T_{CS} , são dadas por:

$$\frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}} = -\frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{TE}} = \frac{F_2 - \frac{F_1}{\Delta T_{max}}}{F_2^2} \quad (3.40)$$

$$\frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}} = -\frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{TS}} = \frac{\frac{F_1}{\Delta T_{min}} - F_2}{F_2^2} \quad (3.41)$$

Portanto a expansão em série de Taylor de 3.38 é:

$$\Delta T_{CT} = \overline{\Delta T}_{CT} + \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}} \Big|_{\overline{T}_{CS}, \overline{T}_{TE}, \overline{T}_{CE}, \overline{T}_{TS}} \cdot (\hat{T}_{CS} - \hat{T}_{TE}) + \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}} \Big|_{\overline{T}_{CS}, \overline{T}_{TE}, \overline{T}_{CE}, \overline{T}_{TS}} \cdot (\hat{T}_{CE} - \hat{T}_{TS}) \quad (3.42)$$

Em que:

$$\overline{\Delta T}_{CT} = \Delta T_{CT}(\overline{T}_{CS}, \overline{T}_{TE}, \overline{T}_{CS}, \overline{T}_{TS}) \quad \hat{T} = T - \overline{T}$$

Para linearizar as equações do trocador de calor, considera-se inicialmente:

$$F(x, y) = x \cdot y \quad \therefore \quad \frac{\partial F}{\partial x} = y \quad \text{e} \quad \frac{\partial F}{\partial y} = x$$

$$F(x, y) \cong \overline{x} \cdot \overline{y} + \left[\frac{\partial F}{\partial x} \right]_{\overline{x}, \overline{y}} \cdot \hat{x} + \left[\frac{\partial F}{\partial y} \right]_{\overline{x}, \overline{y}} \cdot \hat{y} = \overline{x} \cdot \overline{y} + \overline{y} \cdot \hat{x} + \overline{x} \cdot \hat{y} \quad (3.43)$$

Substituindo a equação 3.43 nas equações 3.36 e 3.37 e substituindo 3.42, tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{d(T_{TS})}{dt} &= \frac{\rho_{TE}}{\rho_T \cdot V_T} \left[\hat{v}_{TE} \cdot (\bar{T}_{TE} - \bar{T}_{TS}) + \bar{v}_{TE} \cdot (\hat{T}_{TE} - \hat{T}_{TS}) + \bar{v}_{TE} \cdot (\bar{T}_{TE} - \bar{T}_{TS}) \right] + \\ &+ \frac{U \cdot A}{\rho_T \cdot V_T \cdot c_A} \left[\bar{\Delta T}_{CT} + \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}} \cdot (\hat{T}_{CS} - \hat{T}_{TE}) + \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}} \cdot (\hat{T}_{CE} - \hat{T}_{TS}) \right] \quad (3.44) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{d(T_{CS})}{dt} &= \frac{\rho_{CE}}{\rho_c \cdot V_C} \left[\hat{v}_{CE} \cdot (\bar{T}_{CE} - \bar{T}_{CS}) + \bar{v}_{CE} \cdot (\hat{T}_{CE} - \hat{T}_{CS}) + \bar{v}_{CE} \cdot (\bar{T}_{CE} - \bar{T}_{CS}) \right] - \\ &- \frac{U \cdot A}{\rho_c \cdot V_C \cdot c_A} \left[\bar{\Delta T}_{CT} + \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}} \cdot (\hat{T}_{CS} - \hat{T}_{TE}) + \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}} \cdot (\hat{T}_{CE} - \hat{T}_{TS}) \right] \quad (3.45) \end{aligned}$$

A conclusão do processo de linearização deve considerar as equações 3.44 e 3.45 em torno de um ponto de operação, ou seja, estas equações devem estar apenas em função das variáveis incrementais, portanto:

$$\begin{aligned} \frac{d(\hat{T}_{TS})}{dt} &= \frac{\rho_{TE}}{\rho_T \cdot V_T} \left[\hat{v}_{TE} \cdot (\bar{T}_{TE} - \bar{T}_{TS}) + \bar{v}_{TE} \cdot (\hat{T}_{TE} - \hat{T}_{TS}) \right] + \\ &+ \frac{U \cdot A}{\rho_T \cdot V_T \cdot c_A} \left[\frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}} \cdot (\hat{T}_{CS} - \hat{T}_{TE}) + \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}} \cdot (\hat{T}_{CE} - \hat{T}_{TS}) \right] \quad (3.46) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{d(\hat{T}_{CS})}{dt} &= \frac{\rho_{CE}}{\rho_c \cdot V_C} \left[\hat{v}_{CE} \cdot (\bar{T}_{CE} - \bar{T}_{CS}) + \bar{v}_{CE} \cdot (\hat{T}_{CE} - \hat{T}_{CS}) \right] - \\ &- \frac{U \cdot A}{\rho_c \cdot V_C \cdot c_A} \left[\frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}} \cdot (\hat{T}_{CS} - \hat{T}_{TE}) + \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}} \cdot (\hat{T}_{CE} - \hat{T}_{TS}) \right] \quad (3.47) \end{aligned}$$

3.5.3 Representação do Modelo em Espaço de Estados

Para a implementação do controlador preditivo, o modelo do trocador de calor deve ser representado em espaço de estados e não em uma representação saída/entrada. Além disso, a análise do trocador de calor através da abordagem por espaços de estados, facilita a redação das expressões matemáticas.

Adotando-se \hat{T}_{TS} e \hat{T}_{CS} como variáveis de estado e, como entradas, tanto a variável manipulada \hat{v}_{CE} como as perturbações \hat{v}_{TE} , \hat{T}_{TE} e \hat{T}_{CE} . Da representação geral de um sistema em espaço de estados e das equações 3.46 e 3.47, obtém-se:

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{x}} &= \mathbf{A} \cdot \mathbf{x} + \mathbf{B} \cdot \mathbf{u} \\ \mathbf{y} &= \mathbf{C} \cdot \mathbf{x} + \mathbf{D} \cdot \mathbf{u} \end{aligned} \quad (3.48)$$

Em que:

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} \hat{T}_{TS} & \hat{T}_{CS} \end{bmatrix} \quad \mathbf{u} = \begin{bmatrix} \hat{v}_{CE} & \hat{v}_{TE} & \hat{T}_{CE} & \hat{T}_{TE} \end{bmatrix} \quad \mathbf{y} = \begin{bmatrix} \hat{T}_{TS} \end{bmatrix}$$

$$A = \begin{bmatrix} \frac{-\rho_{TE} \cdot c_A \cdot \hat{v}_{TE} - U \cdot A \cdot \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}}}{\rho_T \cdot V_T \cdot c_A} & \frac{U \cdot A \cdot \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}}}{\rho_T \cdot V_T \cdot c_A} \\ \frac{U \cdot A \cdot \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}}}{\rho_C \cdot V_C \cdot c_A} & \frac{-\rho_{CE} \cdot c_A \cdot \bar{v}_{CE} - U \cdot A \cdot \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}}}{\rho_C \cdot V_C \cdot c_A} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} T_1 & a_{12} \\ a_{21} & T_2 \end{bmatrix} \quad (3.49)$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 & \frac{\rho_{TE} \cdot (\bar{T}_{TE} - \bar{T}_{TS})}{\rho_T \cdot V_T} & \frac{U \cdot A \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}}}{\rho_T \cdot V_T \cdot c_A} & \frac{\rho_{TE} \cdot c_A \cdot \bar{v}_{TE} - U \cdot A \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}}}{\rho_T \cdot V_T \cdot c_A} \\ \frac{\rho_{CE} \cdot (\bar{T}_{CE} - \bar{T}_{CS})}{\rho_C \cdot V_C} & 0 & \frac{\rho_{CE} \cdot c_A \cdot \bar{v}_{CE} - U \cdot A \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}}}{\rho_C \cdot V_C \cdot c_A} & \frac{U \cdot A \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}}}{\rho_C \cdot V_C \cdot c_A} \end{bmatrix}$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 & b_{12} & b_{13} & b_{14} \\ b_{21} & 0 & b_{23} & b_{24} \end{bmatrix} \quad (3.50)$$

$$C = [1 \quad 0] \quad D = [0 \quad 0 \quad 0 \quad 0]$$

3.5.4 Condições de estabilidade do modelo do trocador de calor

Esta seção estabelece a partir da equação característica as condições de estabilidade do modelo do trocador de calor tomando o modelo da equação 3.5.3, portanto:

$$Y(s) = \mathbf{G}(s) \cdot \mathbf{U}(s) = \left[\mathbf{C} \cdot (s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1} \mathbf{B} + \mathbf{D} \right] \cdot \mathbf{U}(s)$$

De acordo com a equação 3.5.4 e das matrizes \mathbf{A} , \mathbf{B} , \mathbf{C} e \mathbf{D} pode-se determinar a matriz de transferência do trocador de calor:

$$s\mathbf{I} - \mathbf{A} = \begin{pmatrix} s - T_1 & -a_{12} \\ -a_{21} & s - T_2 \end{pmatrix}$$

Portanto:

$$\det(s\mathbf{I} - \mathbf{A}) = (s - T_1) \cdot (s - T_2) - a_{12} \cdot a_{21} = s^2 - (T_1 + T_2) \cdot s + T_1 \cdot T_2 - a_{12} \cdot a_{21} \quad (3.51)$$

O sistema é estável se e somente se a parte real das raízes do polinômio da equação 3.51 for negativa. Para calcularmos o valor de $G(s)$, seja:

$$(s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1} = \frac{1}{\det(s\mathbf{I} - \mathbf{A})} \begin{bmatrix} s - T_2 & a_{12} \\ a_{21} & s - T_1 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{C}(s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1} = \frac{1}{\det(s\mathbf{I} - \mathbf{A})} \begin{bmatrix} s - T_2 & a_{12} \end{bmatrix}$$

Portanto:

$$G(s) = \mathbf{C}(s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1} \mathbf{B} = \frac{1}{\det(s\mathbf{I} - \mathbf{A})} \begin{bmatrix} a_{12} \cdot b_{21} & b_{12} \cdot (s - T_2) & b_{13} \cdot (s - T_2) + a_{12} \cdot b_{23} & b_{14} \cdot (s - T_2) + a_{12} \cdot b_{24} \end{bmatrix}$$

Para a obtenção das matrizes do sistema com valores numéricos, deve-se simular o modelo em regime estacionário, usando os seguintes valores para as variáveis manipuláveis a partir das condições nominais de operação:

$$\begin{aligned} \bar{T}_{TS}(0) &= 40,0 \text{ } ^\circ\text{C} & \bar{T}_{CS}(0) &= 74,398 \text{ } ^\circ\text{C} & \bar{T}_{CE} &= 90 \text{ } ^\circ\text{C} \\ \bar{v}_{CE} &= 7,3 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s} & \bar{v}_{TE} &= 6,0 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s} & \bar{T}_{TE} &= 28 \text{ } ^\circ\text{C} \end{aligned}$$

Substituindo os valores acima nas equações 3.40 e 3.41, tem-se:

$$\left. \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CS}} \right|_{\bar{T}_{CS}, \bar{T}_{TE}, \bar{T}_{CE}, \bar{T}_{TS}} = - \left. \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{TE}} \right|_{\bar{T}_{CS}, \bar{T}_{TE}, \bar{T}_{CE}, \bar{T}_{TS}} = 0,488$$

$$\left. \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{CE}} \right|_{\bar{T}_{CS}, \bar{T}_{TE}, \bar{T}_{CE}, \bar{T}_{TS}} = - \left. \frac{\partial \Delta T_{CT}}{\partial T_{TS}} \right|_{\bar{T}_{CS}, \bar{T}_{TE}, \bar{T}_{CE}, \bar{T}_{TS}} = 0,513$$

A partir dos valores acima, pode-se encontrar valores numéricas para as matrizes \mathbf{A} e \mathbf{B} do modelo em espaço de estados bem como o $\det(s\mathbf{I} - \mathbf{A})$, portanto:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} -87,705 \cdot 10^{-3} & 7,867 \cdot 10^{-3} \\ 5,790 \cdot 10^{-3} & -66,100 \cdot 10^{-3} \end{bmatrix} \quad \mathbf{B} = \begin{bmatrix} 0 & -5923,6 & 0,035088 & 0,14462 \\ 3400,9 & 0 & 0,14666 & 0,025182 \end{bmatrix}$$

$$\det(s\mathbf{I} - \mathbf{A}) = s^2 + 0,154 \cdot s + 5,752 \cdot 10^{-3} = (s + 0,090) \cdot (s + 0,064) = (s - p_1) \cdot (s - p_2)$$

Os valores obtidos acima serão utilizados para a implementação do controlador preditivo segundo a estrutura de controle apresentada no capítulo 2. O capítulo seguinte apresenta a plataforma experimental utilizada neste trabalho bem como o cronograma de atividades.

3.6 Conclusões

Neste capítulo foram descritos as principais características de construção de trocador de calor casco-tubos com o intuito de apresentar as principais variáveis relativas ao seu processo de construção que aparecem nas equações dinâmicas de seu modelo matemático. Em relação ao fluxo de líquido nos tubos e no casco, deve ser escolhido um fluxo contracorrente, pois a diferença de temperaturas obtida na saída do trocador de calor é maior do que em um trocador com fluxo paralelo.

O objetivo principal deste capítulo é a obtenção de um modelo em espaço de estados para o trocador de calor, e para isso foram escritas as equações dinâmicas do modelo, que descrevem o comportamento da temperatura de saída dos tubos e do casco. As equações dinâmicas foram linearizadas e finalmente escritas sob a forma de espaço de estados. Como resultado da etapa de modelagem, foi possível simular e obter a resposta dinâmica do trocador para um conjunto de condições de operação pré-estabelecidas.

No próximo capítulo serão apresentados e discutidos o resultados obtidos a partir do modelo linear implementado no controlador preditivo e interligado em uma configuração de um sistema de controle em rede com e sem atrasos.

Capítulo 4

Simulador do Trocador de Calor Casco Tubos

4.1 Introdução

A simulação de sistemas industriais juntamente com os sistemas de controle, é cada vez mais indispensável para promover um melhor entendimento e uma excelente ferramenta de análise e projeto, visto que os custos para implementação de sistemas em escala piloto pode ser impeditivos.

A partir de um processo de modelagem e simulação criteriosos, os resultados obtidos auxiliará os projetistas de sistemas de controle, fazendo com que os mesmos possam realizar uma especificação para a estratégia de controle que atenda as restrições e objetivos do sistema como um todo. Nesse trabalho, o modelo do trocador de calor juntamente com um controlador preditivo, compõem uma estrutura de simulação para análise deste sistema operando sob as condições de um sistema de controle em rede.

4.2 Simulador em MatLab[®]

O simulador é composto pelo controlador preditivo, *Buffer* de atrasos, compensador de atrasos e planta que foram simulados utilizando o MatLab[®] e *Simulink*[®]. Nesta seção é apresentado a estrutura do simulador a partir de uma descrição dos módulos que compõe

o sistema.

Visão Geral do Simulador

O simulador desenvolvido apresenta a seguinte estrutura em relação aos módulos ou arquivos do MatLab[®] que são executados durante a simulação.

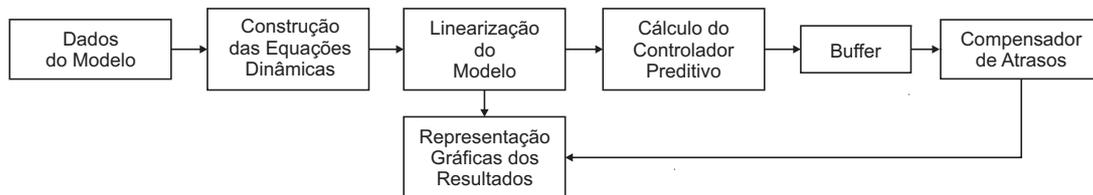


Figura 4.1: Diagrama de blocos do simulador desenvolvido em MatLab[®].

Inicialmente os dados do modelo, segundo a Tabela 3.4, devem ser informados e estes compõem a principal fonte de informação para todo o processo de simulação. A partir destes dados, o coeficiente global de transferência de calor ($U \cdot A$), a diferença logarítmica de temperaturas e o volume dos tubos e casco são calculados. Com estes parâmetros, o modelo não-linear representado pelas equações 3.36 e 3.37, é obtido e conseqüentemente utilizando o *Simulink*[®] é possível obtermos uma resposta do modelo para as condições de simulação consideradas na Tabela 3.4. A linearização do modelo é realizada para a obtenção do controlador preditivo e nesta etapa são obtidas as matrizes A,B,C e D do sistema e também é realizado o procedimento de discretização do modelo.

A partir do modelo discretizado e representado em espaço de estado, o controlador preditivo é obtido e tem-se uma sequência de sinais de controle que serão enviados a planta. O *Buffer* de atrasos utiliza a sequência de controle deslocando k instantes de tempo os sinais presentes nesta sequência. Este deslocamento, representa o atraso inserido pela rede de comunicação que deverá ser selecionado segundo alguns critérios apresentados posteriormente.

Por fim o compensador de atrasos seleciona o sinal de controle a ser aplicado na planta, baseado no instante de tempo atual e o instante em que a sequência de controle foi enviada para a planta. Com o sinal de controle selecionado a cada instante, é possível obter uma representação gráfica da resposta do sistema de controle preditivo em rede.

4.2.1 Implementação do Modelo Não-Linear

De forma geral o simulador é composto de partes implementadas em arquivos .m, executados pelo MatLab[®], e outras partes foram implementadas no Simulink[®]. Estas partes são referentes às equações dinâmicas do trocador de calor que referem-se ao modelo não-linear da planta. A Figura 4.2 representa uma visão geral do modelo não-linear construído. A estrutura interna do modelo não-linear é representada na Figura 4.3.

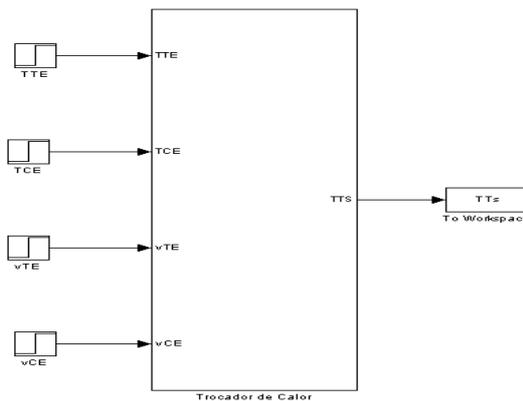


Figura 4.2: Diagrama geral do modelo não-linear do trocador de calor.

Na Figura 4.3 o bloco identificado como **Calor total dos Tubos** implementa o cálculo do calor que é transferido do casco para os tubos dado pela equação 3.31. Para calcular a equação 3.31 são necessários o coeficiente global de transferência de calor $U_{CT} \cdot A_{CT}$ e a diferença logarítmica média de temperaturas. O cálculo da equação 3.31 é representado no modelo não-linear pela Figura 4.4. O método de integração de passo-fixo utilizado para resolução das equações do modelo não-linear foi ode4 (Runge-Kutta).

Como resultado do processo de modelagem do trocador de calor, a Figura 4.5 é a representação da resposta ao degrau de 50% na vazão de entrada do fluxo do casco, aplicado no instante 10 s.

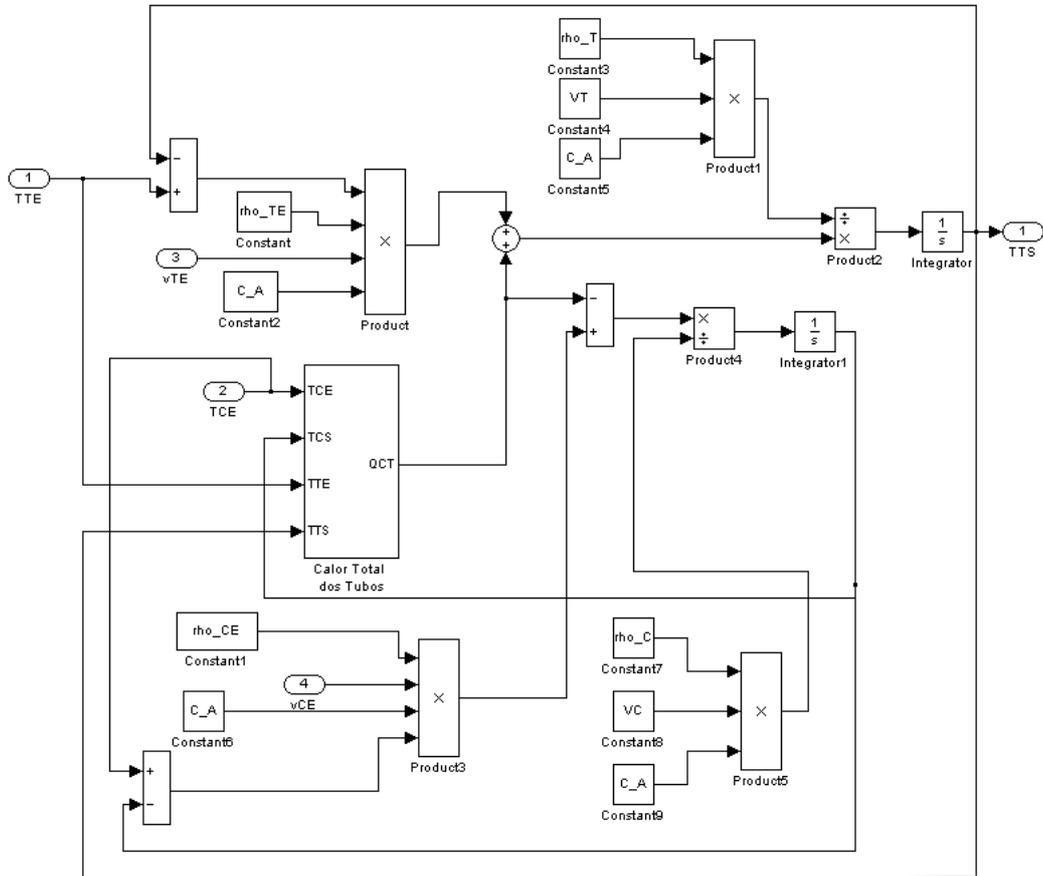


Figura 4.3: Diagrama interno do modelo não-linear do trocador de calor.

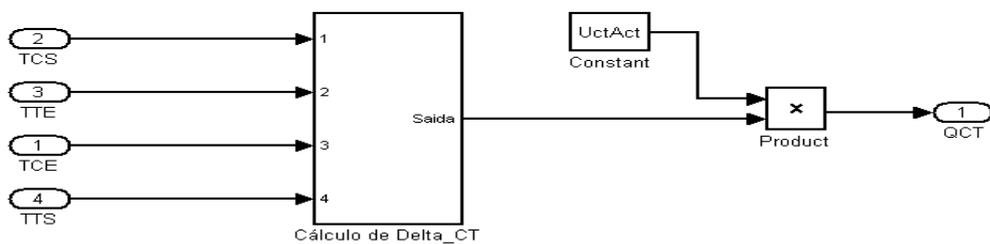


Figura 4.4: Diagrama interno do modelo para cálculo do calor total dos tubos.

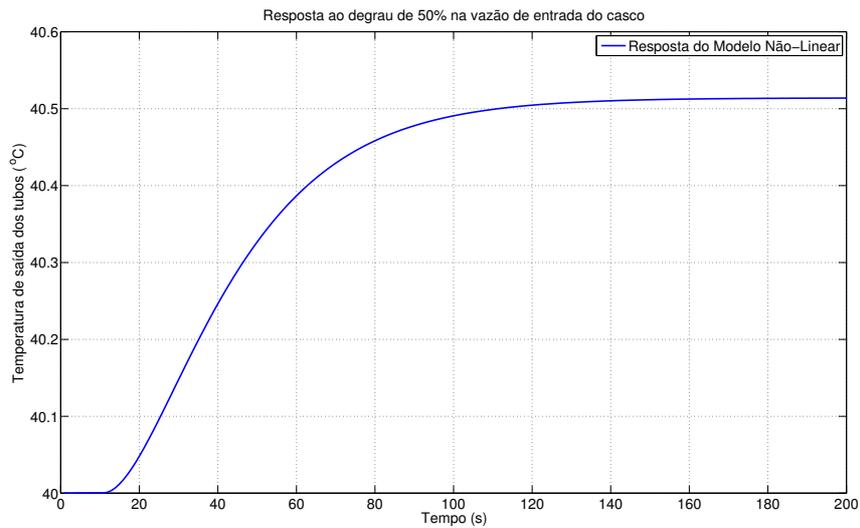


Figura 4.5: Resposta ao degrau do modelo não-linear do trocador de calor.

4.2.2 Implementação do Modelo Linear

Retomando o diagrama do simulador representado na Figura 4.1, o próximo cálculo realizado pelo simulador é a obtenção do modelo linearizado. Para isto é realizado o cálculo dos coeficientes dados pelas matrizes do modelo em espaço de estados, representados pelas equações 3.49 e 3.50. Para obtenção da resposta ao degrau do modelo linear, o mesmo foi discretizado utilizando um segurador de ordem zero, com uma taxa de amostragem de 1 s. A Figura 4.6 é a representação da resposta ao degrau do modelo linear.

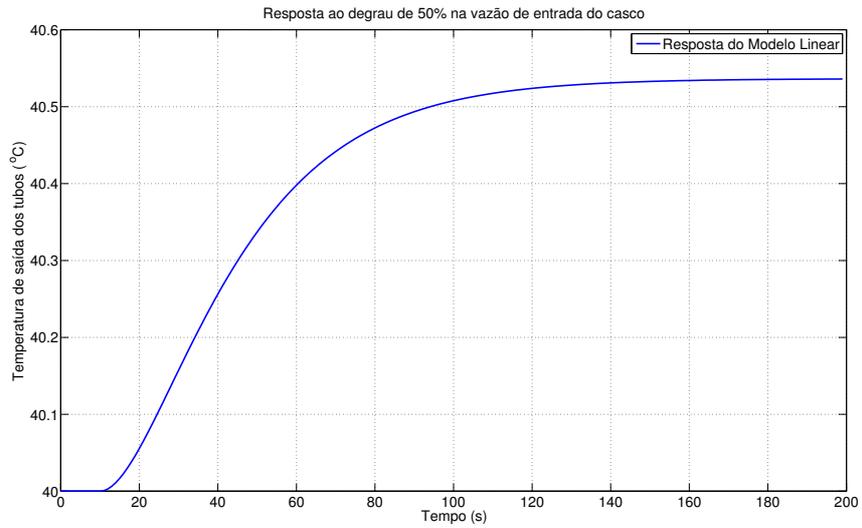


Figura 4.6: Resposta ao degrau do modelo linear do trocador de calor.

Comparando a resposta dos modelos linear e não-linear, observar-se que a resposta dinâmica dos dois modelo são semelhantes, apresentando um erro menor do que 0,1% no regime estacionário.

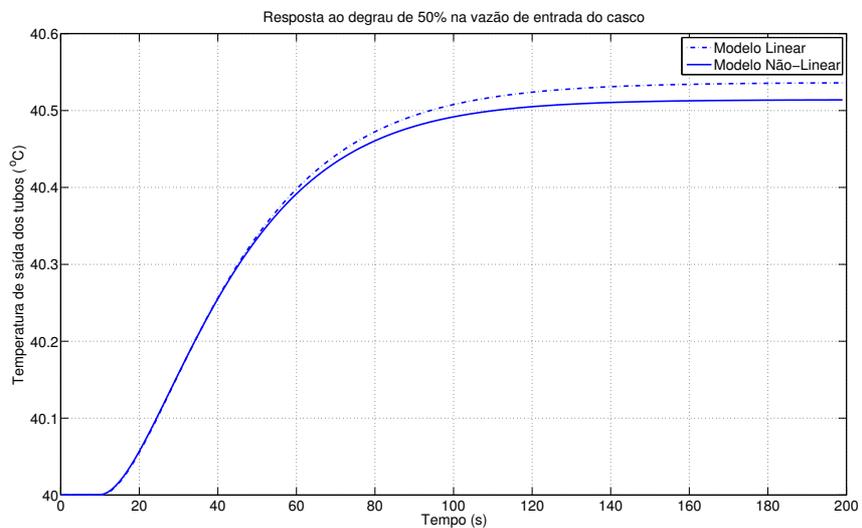


Figura 4.7: Resposta ao degrau do modelo linear e não-linear do trocador de calor.

A partir da representação em espaço de estados do modelo, realiza-se o cálculo do

controlador preditivo. O controlador preditivo deve gerar uma sequência de controle a ser enviada para a planta (Trocador de Calor). A sequência de sinais de controle é calculada utilizando a equação 2.19, o horizonte de previsão e controle que representam os parâmetros internos do controlador. Os parâmetros externos são o erro entre o sinal de referência e a previsão da saída da planta, dado pela equação 2.4, e o estado da planta. O horizonte de previsão (N) deve ser escolhido de tal forma que a soma dos atrasos τ_{SC} , τ_{CA} e do horizonte de controle não ultrapasse seu valor. Esta condição é apresentada como pré-requisito para estabilização da planta e minimização dos efeitos dos atrasos encontrados no sistema de controle em rede. Posteriormente, será apresentado alguns resultados que representam a planta em um estado de oscilação amortecida, como resultado de uma escolha inadequada para o horizonte de previsão.

Para fins de cálculo do controlador preditivo, será considerado um horizonte de previsão igual a 10 e um horizonte de controle igual a 8 instantes de amostragem. A partir disto é realizado o cálculo da sequência de controle dado pela equação 2.19. Os movimentos de controle calculados pelo controlador preditivo, estão representados na Figura 4.8.

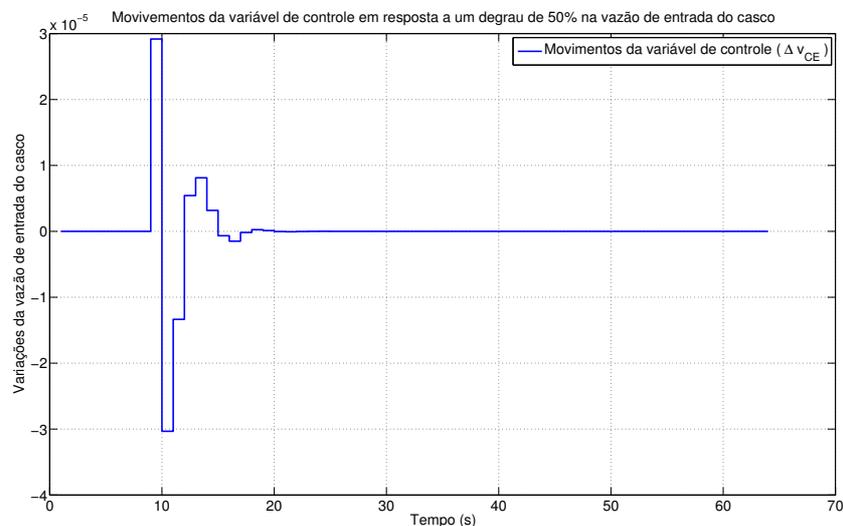


Figura 4.8: Movimentos de controle gerados pelo controlador preditivo.

De forma semelhante às simulações realizadas anteriormente, para um intervalo de

200 s de simulação, observar-se que a partir do instante 20 s, o controlador já apresenta uma variação igual a zero em relação a variável controlada (vazão de entrada do casco), desta forma espera-se que a planta tenha atingido o regime permanente em relação ao degrau aplicado. Para o horizonte de controle considerado e a partir da sequência de controle calculada, adiciona-se uma informação do instante de tempo em que a sequência de controle é enviada a planta. Esta informação será utilizada pelo compensador de atrasos para seleção do sinal de controle a ser aplicado a planta. Dado que uma nova sequência de controle chegou no compensador de atrasos, um novo instante de tempo é obtido a partir do relógio do computador e assim é feita uma subtração do instante de tempo presente na sequência de controle recém chegada. Desta forma é possível estimar o atraso que foi inserido pelas malhas controlador-atuador e sensor controlador que comunicam-se através de uma rede. O sinal de controle para o instante considerado, é selecionado a partir dos diversos valores que a sequência contém. A Figura 4.10 é uma representação do esquema de simulação considerando os atrasos de comunicação do sistema de controle em rede.

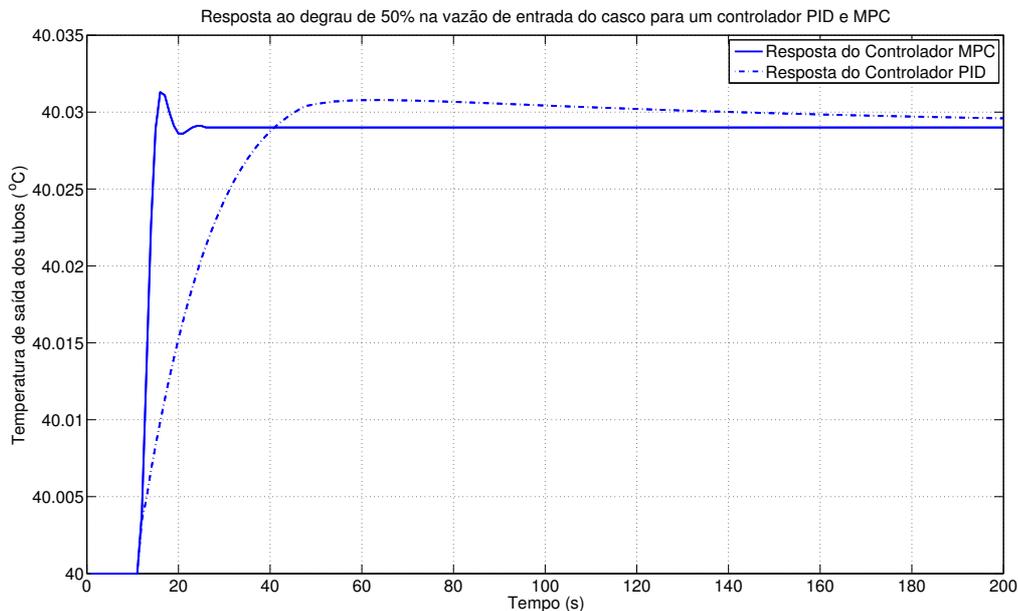


Figura 4.9: Resposta do sistema utilizando um controlador PID e MPC.

A partir da sequência de sinais de controle gerados pelo GPC, é possível realizar uma comparação entre as respostas do sistema de controle utilizando a estratégia de controle preditivo e também um controlador PID. Para realizar a sintonia do controlador PID, utilizou-se a curva de resposta ao degrau de 50% na vazão de entrada no casco, e desta forma aplicou-se o método de Ziegler e Nichols para obtenção dos parâmetros K_p , K_i e K_d do controlador a partir da curva de reação do modelo do trocador de calor. O controlador PID foi implementado utilizando o *Simulink*[®] e desta forma a partir da Figura 4.9 é possível observar que a resposta do controlador PID é mais lenta do que o preditivo, isto ocorre devido ao fato do tempo de horizonte de predição ser menor que tempo de estabelecimento do controlador PID. Assim uma resposta poderá ser aproximada por outra a partir do ajuste dos tempos do horizonte de predição e controle.

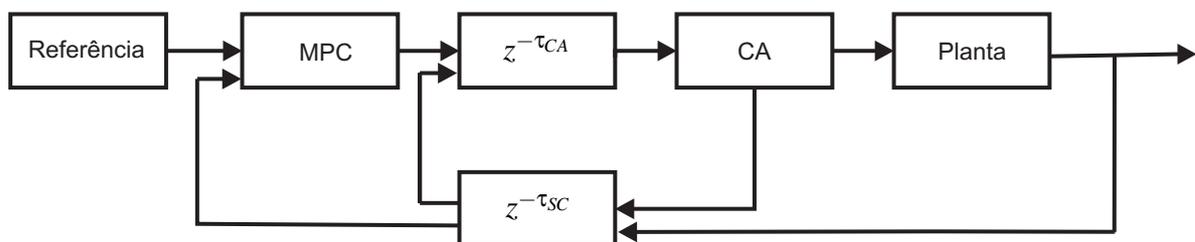


Figura 4.10: Diagrama de simulação do sistema preditivo de controle em rede.

Considerando que os atrasos de comunicação são iguais a zero, a Figura 4.11 é uma representação da resposta do sistema de controle em malha fechada e em malha aberta, considerando os horizontes de predição e controle utilizados anteriormente.

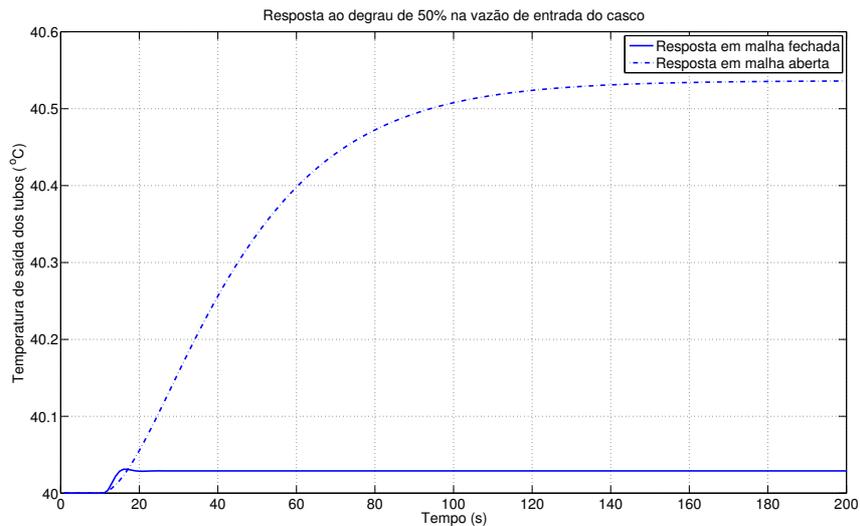


Figura 4.11: Resposta ao degrau do sistema em malha aberta e em malha fechada (Sem atrasos).

A partir da Figura 4.11 é possível observar como a ação do controlador garantiu uma variação menor que 0,08% em relação ao valor nominal de 40°C.

4.3 Resposta do NCS com Atrasos

A seguir será apresentando os resultados obtidos a partir do simulador implementado nesse trabalho, considerando que o sistema de controle preditivo em rede não está realizando a compensação de atrasos. Os horizontes de predição e controle são os mesmos considerados anteriormente e os atrasos considerados nas malhas controlador-atuador e sensor-controlador possuem ordem 2, ou seja, em ambas as malhas é considerado o efeito de cada atraso separadamente. Os efeitos de oscilação e sobressaltos que são ocasionados pelos atrasos de comunicação estão representados nas Figuras 4.12 e 4.13.

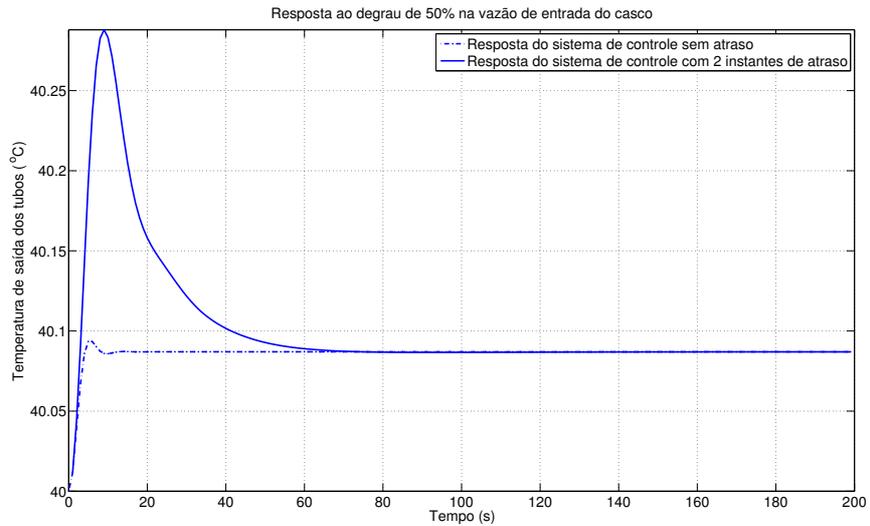


Figura 4.12: Resposta ao degrau do sistema de controle preditivo com atraso na malha controlador-atuador.

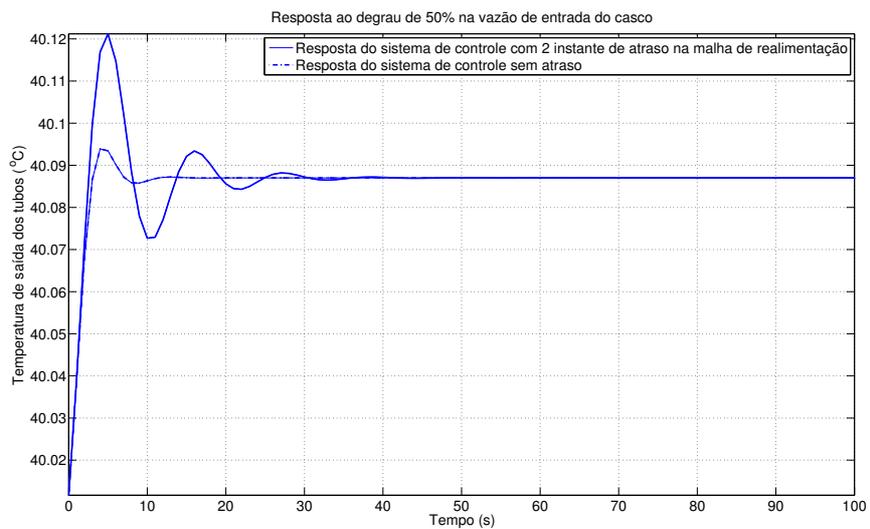


Figura 4.13: Resposta ao degrau do sistema de controle preditivo com atraso na malha sensor-controlador.

Na Figura 4.12 observar-se que o efeito do atraso na malha controlador-atuador, provocou um sobressalto na variável controlada, ou seja, como o estado da planta evolui

constantemente para um determinado sinal de controle e como não havia uma nova sequência de sinais de controle, a variável controlada evoluiu para uma condição além daquela representada pela resposta dos sistema sem atrasos.

O efeito do atraso na malha sensor-controlador apresentou como resultado um *overshot* menor que no caso anterior, porém verifica-se na Figura 4.13 uma oscilação amortecida após 40 segundos. Caso o atraso de comunicação nesta malha aumente além dos limites dos horizontes de controle e predição estabelecidos, o sistema de controle preditivo em rede entra em estado de oscilação não amortecida, sendo esta condição representada na Figura 4.14.

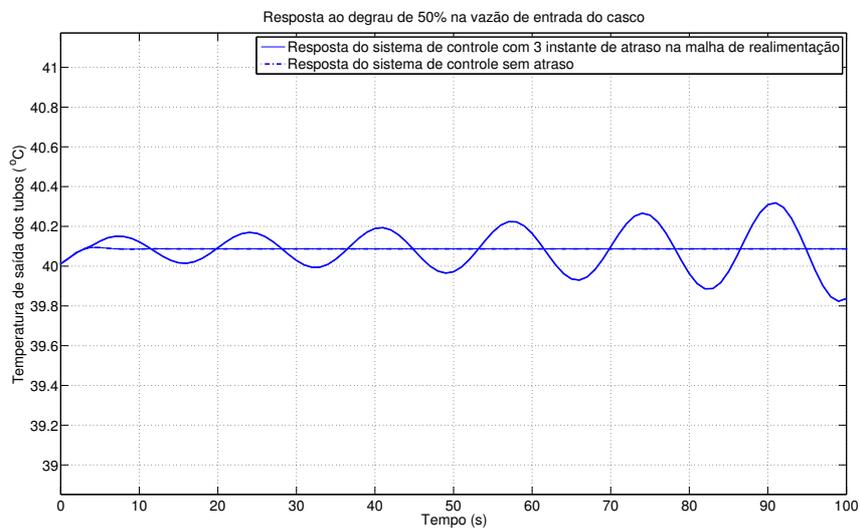


Figura 4.14: Resposta ao degrau do sistema de controle preditivo com atraso na malha sensor-controlador.

Matematicamente, a condição de mitigação dos efeitos dos atrasos foi estabelecida no capítulo 2 de forma que $N \geq \tau_{SC} + \tau_{CA} + N_c$. Como o valor de N é 10 e N_c é igual a 8, implica que o somatório dos tempos τ_{SC} e τ_{CA} não pode ser maior que 2. A condição de simulação representada na Figura 4.14 considera $\tau_{SC} + \tau_{CA} = 3$. Desta forma, os efeitos dos atrasos citados não poderão ser minimizados, e assim o sistema de controle preditivo em rede deverá apresentar uma resposta que contém ao menos uma oscilação amortecida juntamente com um *overshot*.

4.4 Compensação de Atrasos do NCS

O objetivo desta seção é apresentar o resultado das simulações dos sistemas de controle preditivo em rede, considerando os mesmos horizontes de predição e controle. Para compensação efetiva do atraso considera-se que $\tau_{SC} + \tau_{CA} \leq 2$, portanto este valor é calculado pelo compensador de atrasos, através de um sinal de controle que é enviado através do sistema de controle, representado na Figura 4.10, percorrendo as malhas controlador-atuador e sensor-controlador.

Com o tempo de atraso obtido, o compensador de atrasos e o controlador preditivo são capazes de selecionar o sinal de controle e o sinal de saída da planta respectivamente, de forma que o controlador preditivo selecionará o sinal de saída mais atual e assim compondo um vetor de estados para o cálculo da sequência de controle que será enviada para a planta. A Figura 4.15 é uma representação da resposta do sistema sem atrasos e com compensação dos atrasos.

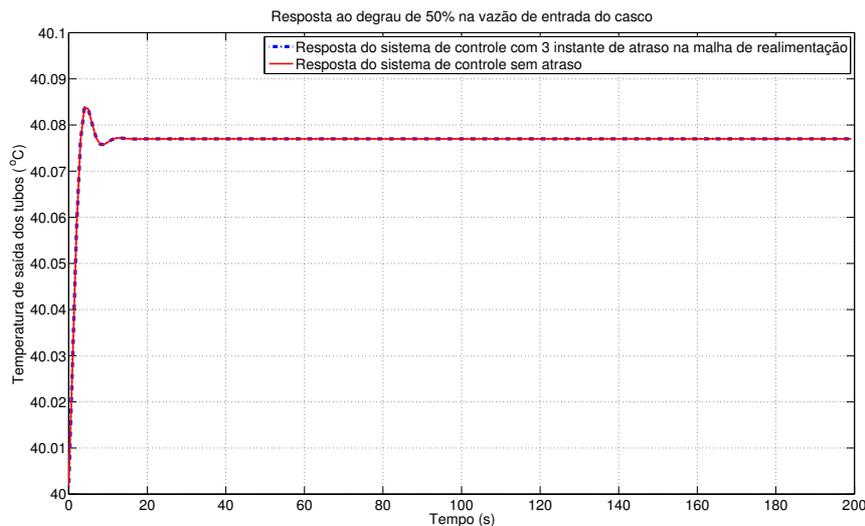


Figura 4.15: Resposta ao degrau do sistema de controle preditivo sem atrasos e com compensação de atrasos.

4.5 Conclusões

A partir dos resultados obtidos neste capítulo, observar-se que os atrasos inseridos pelas redes de comunicação compartilhadas causam alterações no desempenho do sistema de controle. Estas alterações de desempenho surgiram sob a forma de sobre-saltos e oscilações que em determinadas condições fez com que o sistema oscilasse. Com a utilização do compensador de atrasos segundo a estrutura proposta neste trabalho, observou-se que as respostas do sistema com e sem atraso ficam sobrepostas.

As condições impostas para o valor dos atrasos e do horizonte de controle, podem ser consideradas em conjunto de forma que o controlador minimize o horizonte de controle dado que se o atraso aumentar, reduz-se o horizonte de controle tornando a dinâmica do sistema mais lenta e reduzindo conseqüentemente possíveis oscilações sobre-saltos.

Capítulo 5

Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

5.1 Conclusões

Diante do atual cenário de evolução dos sistemas de controle em rede, este trabalho apresenta-se como uma contribuição importante de forma que informações e conclusões possam ser obtidas durante o processo de modelagem e simulação de sistemas de controle submetidos a atrasos e perda de pacotes.

Pelo que foi apresentado, pode-se concluir que o sistema de controle preditivo em rede, apresenta-se como uma alternativa para minimização dos efeitos dos atrasos em sistemas de controle em rede.

No entanto, a etapa de modelagem e simulação associado ao processo (trocador de calor casco-tubos) que deseja-se controlar, deve ser realizado como procedimento fundamental em sistemas que utiliza controle preditivo, pois este é fortemente dependente do modelo da planta. Portanto, deve-se estabelecer ao longo do processo de modelagem um conjunto de variáveis de entrada que possuem uma função de transferência com a saída do processo e desconsiderando as perturbações de impacto desprezível no comportamento do modelo dinâmico e que ao mesmo tempo proporcionam simplificações matemáticas importantes.

Em relação às simulações realizadas, verificou-se que os atrasos de fato provocaram

alterações (sobre-saltos e oscilações) significativas no comportamento da planta. Estas alterações são explicadas pelo fato de que a variável de saída do modelo evolui constantemente para um determinado sinal de controle aplicado à planta, mas em decorrência do atraso de comunicação, novos sinais de controle não chegavam para a planta, mantendo a variável de controle em um valor não proporcional ao estado da planta. Como há atrasos na malha de realimentação, os estados da planta que eram atualizados para o controlador não refletiam o valor atual, gerando assim um erro de cálculo para o sinal de controle.

A partir da constatação citada, a estratégia de controle preditivo em rede apresentou resultados bastante satisfatórios, visto que nesta estratégia, sequências de sinais de controle são enviadas para a planta e aplicadas à mesma com base no tempo de atraso medido pelo compensador de atrasos. Para medição do tempo de atraso, cada sequência de controle enviada para o compensador de atrasos, possui uma marcação de tempo. Sendo assim as respostas dos sistemas de controle com e sem atrasos apresentaram respostas semelhantes, indicando que os efeitos do atraso foram minimizados.

5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Para continuidade deste trabalho pode-se sugerir alguns aprimoramentos no simulador, entre eles a implementação de uma *interface* gráfica que facilite a entrada dos dados de simulação. Em relação ao controlador utilizado pelo simulador, a arquitetura proposta poderia utilizar outros controladores e assim dependendo da resposta do sistema às condições de simulação, justificar a escolha durante a etapa de projeto.

Em relação a natureza dos atrasos utilizados pelo simulador, poderia ser implementado uma função aleatória de geração em que os atrasos mudasse constantemente durante o período de simulação selecionado.

Outra sugestão seria a realização de um comparativo entre os resultados obtidos a partir da simulação e resultados obtidos de uma plataforma experimental de controle preditivo em rede, interligado a uma rede de comunicação onde fosse possível o controle ou a inserção de atrasos de forma semelhante a utilizado no processo de simulação. Finalmente, como o processo (trocador de calor casco-tubos) considerado nesse tra-

balho possui múltiplas entradas e múltiplas saídas, uma nova etapa desse trabalho seria analisar o comportamento dinâmico do sistema considerando que os atrasos afetariam sequências de controle de múltiplas variáveis de controle.

Referências Bibliográficas

ARZÉN, K.; CERVIN, A.; EKER, J. An introduction to control and scheduling co-design. *Conference on Control and Decsion*, Sidney,Australia, December 2000.

BELDIMAN, O.; WALSH, G.; BUSHNELL, L. Predictors for networked control systems. In: *Proceedings of the 2000 American Control Conference*. [S.l.: s.n.], 2000. v. 4, p. 2347–2351.

BIASI, M.; SNICKARS, C.; LANDERNAS, K. Simulation of process control with wirelesshart networks subject to clock drift. In: *Computer Software and Applications, 2008. COMPSAC '08. 32nd Annual IEEE International*. [S.l.: s.n.], 2008. p. 1355–1360. ISSN 0730-3157.

BIASI, M.; SNICKARS, C.; LANDERNAS, K. Simulation of process control with wirelesshart networks subject to packet losses. In: *Automation Science and Engineering, 2008. CASE 2008. IEEE International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2008. p. 548–553.

BICCA, G. *Modelagem Hierárquica de Trocadores de Calor Casco e Tubos*. Dissertação (Dissertação de Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2006.

BOWMAN, R.; MUELLER, A.; NAGLE, W. Mean temperature difference in design. *Transactions of ASME*, v. 62, p. 283–294, May 1940.

BRANICKY, M.; PHILLIPS, S.; ZHANG, W. Stability of networked control systems: explicit analysis of delay. In: *American Control Conference, 2000. Proceedings of the 2000*. [S.l.: s.n.], 2000. v. 4, p. 2352–2357 vol.4.

BRANICKY, M.; PHILLIPS, S.; ZHANG, W. Scheduling and feedback co-design for networked control systems. In: *Decision and Control, 2002, Proceedings of the 41st IEEE Conference on*. [S.l.: s.n.], 2002. v. 2, p. 1211–1217 vol.2. ISSN 0191-2216.

DODD, R. Temperature efficiency of heat exchangers with one shell pass and even number of tube passes. In: *Proc. 2nd World Congress in Chemical Engineering*. [S.l.: s.n.], 1980. v. 4, p. 463–467.

DOMINICIS, C.; FERRARI, P.; FLAMMINI, A. Investigating wireless hART coexistence issues through a specifically designed simulator. In: *Instrumentation and Measurement Technology Conference, 2009. I2MTC '09. IEEE*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 1085–1090. ISSN 1091-5281.

GARCIA, C. *Modelagem e Simulação de Processos Industriais e de Sistemas Eletromecânicos*. [S.l.]: Edusp, 2009. ISBN 978-85-314-0904-2.

HAVELI, Y.; RAY, A. Integrated communication and control systems part I: analysis. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, v. 4, n. 110, p. 367–373, 1988.

HAYASHI, H.; HASEGAWA, T.; DEMACHI, K. Wireless technology for process automation. In: *ICCAS-SICE, 2009*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 4591–4594.

HENRIKSSON, D.; CERVIN, A.; AKESSON, J. Feedback scheduling of model predictive controllers. In: *Real-Time and Embedded Technology and Applications Symposium, 2002. Proceedings. Eighth IEEE*. [S.l.: s.n.], 2002. p. 207–216. ISSN 1080-1812.

HESPANHA, J. P.; XU, Y.; NAGHSHTABRIZI, P. A survey of recent results in networked control system. In: *DAC '98: Proceedings of the 35th annual conference on Design automation*. New York, NY, USA: [s.n.], 2007. p. 138–162. ISBN 0-89791-964-5.

HU, W.; LIU, G.; REES, D. Design and implementation of networked predictive control systems based on round trip time delay measurement. In: *American Control Conference, 2006*. [S.l.: s.n.], 2006. p. 6 pp.–.

INCROPERA, F.; DEWITT, D. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. 5. ed. [S.l.: s.n.], 1996.

JOHAN, N.; BO, B.; WITTENMARK. Stochastic analysis and control of real-time systems with random time delays. *Automatica*, Pergamon Press, Inc., Tarrytown, NY, USA, v. 34, n. 1, p. 57–64, 1998. ISSN 0005-1098.

LI, S.; WANG, Z.; SUN, Y. Fundamental problems of networked control system from the view of control and scheduling. In: *IECON 02 [Industrial Electronics Society, IEEE 2002 28th Annual Conference of the]*. [S.l.: s.n.], 2002. v. 3, p. 2503–2508 vol.3.

LIU, G.; REES, D.; CHAI, S. Design and practical implementation of networked predictive control systems. In: *Networking, Sensing and Control, 2005. Proceedings. 2005 IEEE*. [S.l.: s.n.], 2005. p. 336–341.

LOONTANG, P.; SILVA, C. W. Compensation for transmission delays in a ethernet-based control network using variable-horizon predictive control. In: *IEEE Transactions on Control Systems Technology*. [S.l.: s.n.], 2006. v. 14, n. 4, p. 707–718.

LU, L.; ZHU, S.; MENG, J. Predictive control applied queuing strategy in networked control systems. In: *Proceedings of the IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications*. [S.l.: s.n.], 2006. p. 1–5.

LUCK, R.; RAY, A. An observer-based compensator for distributed delays. *Automatica*, Pergamon Press, Inc., Tarrytown, NY, USA, v. 26, n. 5, p. 903–908, 1990. ISSN 0005-1098.

MORAN, M. J. *Introdução à engenharia de sistemas térmicos: termodinâmica, mecânica dos fluidos e transferência de calor*. Rio de Janeiro: LTC, 2005. ISBN 85-216-1446-2.

NILSSON, J. *Real-Time Control Systems with Delays*. Tese (Tese de Doutorado) — Department of Automatic Control, Lund Institute of Technology, 1998.

- NIXON, M.; CHEN, D.; BLEVINS, T. Meeting control performance over a wireless mesh network. In: *Automation Science and Engineering, 2008. CASE 2008. IEEE International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2008. p. 540–547.
- RAY, A.; LIOU, L.; SHEN, J. State estimation using randomly delayed measurements. *Journal of Dynamic Systems, Measurements, and Control*, v. 115, p. 19–26, March 1993.
- ROFFEL, B.; BETLEM, B. *Process Dynamics and Control-Modeling for Control and Prediction*. [S.l.]: Wiley, 2006.
- SMITH, R. *Chemical Process Design and Integration*. [S.l.]: John Wiley and Sons, Ltd, 2005. ISBN 0-471-48680-9.
- SONG, J.; HAN, S.; MOK, A. K. Wireless hART: applying wireless technology in real-time industrial process control. *ACM Transactions on Embedded Computing Systems*, IEEE Computer Society, New York, NY, USA, v. 2, n. 3, p. 377–386, 2008. ISSN 1539-9087.
- TEMA, T. E. M. A. I. *Standards of the Tubular Exchanger Manufacturers Association*. 9. ed. Tarrytown, New York: [s.n.], 2007.
- TIPSUWAN, Y.; CHOW, M.-Y. Control methodologies in networked control systems. *Control Engineering Practice*, v. 11, n. 10, p. 1099 – 1111, 2003. ISSN 0967-0661. Special Section on Control Methods for Telecommunication. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/B6V2H-48PD2X1-1/2/2f611ec5dc82073dd393eb6bdd36c323>>.
- WALSH, G.; YE, H. Scheduling of networked control systems. In: *IEEE Control Systems Magazine*. [S.l.: s.n.], 2001. v. 21, n. 1, p. 57–65.
- WALSH, H.; YE, H.; BUSHNELL, L. Stability analysis of networked control systems. *American Control Conference*, 1999.
- WANG, F.-Y.; LIU, D. *Networked Control Systems Theory and Applications*. [S.l.]: Springer, 2008.

WANG, L. *Model Predictive Control System Design and Implementation Using MATLAB*. [S.l.]: Springer, 2009. (Advances in Industrial Control). ISBN 978-1-84882-330-3.

Apêndice A

Cálculo dos Parâmetros do Modelo

A seguir será realizado o cálculo de diversos valores necessário à simulação das equações 3.36 e 3.37.

Inicialmente deveremos calcular o volume externo ocupado pelos tubos (V_T) e o volume interno do casco (V_C), portanto:

$$V_T = N_T \cdot \text{volume externo de cada tubo}$$
$$V_T = 20 \cdot \pi \cdot (1.10 \cdot 10^{-2}) \cdot 1,20 = 9,123 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3$$

$$V_C = \text{volume interno do casco} - V_T$$
$$V_C = \frac{\pi \cdot 0,15^2 \cdot 1,20}{4} - 9,123 \cdot 10^{-3} = 12,082 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3$$

O produto do coeficiente global de transferência de calor pela área de contato ($U \cdot A$) é dado por:

$$U \cdot A = \frac{1}{\frac{1}{\bar{h}_{TI} \cdot A_{TI}} + \frac{\ln\left(\frac{r_{TE}}{r_{TI}}\right)}{2 \cdot \pi \cdot k_{PT} \cdot L_T \cdot N_T} + \frac{1}{\bar{h}_{TE} \cdot A_{TE}}} = \frac{1}{R_1 + R_2 + R_3} \quad (\text{A.1})$$

Em que h_{TI} e h_{TE} representam o coeficiente de transferência de calor interno e externo ao tubo respectivamente. k_{PT} representa o coeficiente de condutividade térmica

da parede do tubo. Os três termos do denominador representam as resistências térmicas encontradas no lado interno ao tubo, na parede do tubo e no lado externo ao tubo. Desta forma:

$$R_1 = \frac{1}{\bar{h}_{TI} \cdot A_{TI}} \quad \bar{h}_{TI} = \frac{\bar{k}_{AT} \cdot \bar{Nu}_T}{DH_T}$$

O valor de \bar{k}_{AT} pode ser encontrado na Tabela 3.4. \bar{Nu}_T representa o número de Nusselt e pode ser encontrado a partir da correlação de Ditus-Boelter dada por:

$$\bar{Nu}_T = 0,023 \cdot (\bar{Re}_T)^{0,8} \cdot (\bar{Pr}_T)^{0,4} \quad (\text{A.2})$$

Em que:

- $\bar{Re}_T \Rightarrow$ Número de Reynolds;
- $\bar{Pr}_T \Rightarrow$ Número de Prandtl;

O número de Reynolds é calculador por:

$$\bar{Re}_T = \frac{\bar{\rho}_T \cdot \bar{v}_T \cdot DH_T}{\bar{\mu}_T} \quad (\text{A.3})$$

Sendo:

- $\bar{v}_T \Rightarrow$ Velocidade média do líquido no interior de cada tubo;
- $DH_T \Rightarrow$ Diâmetro interno dos tubos;

Portanto:

$$\bar{v}_T = \frac{\bar{Q}_T}{N_T \cdot S_{IT}} = \frac{\bar{Q}_{TE} \cdot \bar{\rho}_{TE}}{N_T \cdot \bar{\rho}_T \cdot \pi \cdot (r_{TI})^2} = \frac{6,0 \cdot 10^{-4} \cdot 998,21}{20 \cdot 995,65 \cdot \pi \cdot (1 \cdot 10^{-2})^2} = 95,738 \cdot 10^{-3} \text{ m/s}$$

$$DH_T = 4 \cdot \frac{S_{TI}}{PM_T} = 4 \cdot \frac{\pi (r_{TI})^2}{2 \cdot \pi \cdot r_{TI}} = 2 \cdot r_{TI} = 0,02 \text{ m}$$

Em que :

- $S_{TI} \Rightarrow$ Área a seção transversal dos tubos;
- $PM_T \Rightarrow$ Perímetro molhado dos tubos;

Substituindo os valores obtidos, podemos encontrar os números de Reynolds e Prandtl, portanto:

$$\overline{Re}_T = \frac{995,65 \cdot 95,738 \cdot 10^{-3} \cdot 0,02}{7,9735 \cdot 10^{-4}} = 2,391 \cdot 10^3$$

$$\overline{Pr}_T = \frac{c_A \cdot \bar{\mu}_T}{\bar{k}_{AT}} = \frac{4186,8 \cdot 7,9735 \cdot 10^{-4}}{0,61550} = 5,4238$$

Os valores do número de Reynolds indicam as características do tipo de escoamento que é estabelecido. Para valores menores que 2300 o escoamento é laminar e a velocidade nos tubos é considerada baixa. Neste regime de escoamento não há mistura macroscópica entre as partículas fluidas que estão a temperaturas diferentes (quente e fria), ou seja, desta forma a troca de calor ocorre apenas através de condução (GARCIA, 2009).

Para valores do número de Reynolds entre 2300 e 10000, o regime de escoamento encontra-se entre o laminar e turbulento. Qualquer valor de \overline{Re} nesta faixa implica em um valor maior do coeficiente de transferência de calor em relação ao regime laminar. Finalmente para valores maiores que 10000, o regime de escoamento é turbulento e tem-se neste caso um coeficiente de transferência de calor maior que nos casos anteriores. O valor de \overline{Re} encontrado implica em um regime de escoamento intermediário (GARCIA, 2009).

O número de Prandtl é função apenas das propriedades físicas do líquido e relaciona a distribuição de velocidades com a distribuição de temperaturas. A partir dos valores obtidos para o número de Reynolds e Prandtl, podemos encontrar o número de Nusselt dado por A.2, logo:

$$\overline{Nu}_T = 0,023 \cdot (2,391 \cdot 10^3)^{0,8} \cdot (5,4238)^{0,4} = 22,820$$

Portanto \bar{h}_{TI} vale:

$$\bar{h}_{TI} = \frac{0,615 \cdot 22,820}{0,01} = 702,274 \frac{W}{m^2 \cdot K}$$

Finalmente a resistência térmica R_1 vale:

$$R_1 = \frac{1}{\bar{h}_{TI} \cdot 2 \cdot \pi \cdot r_{TI} \cdot L_T \cdot N_T} = \frac{1}{702,274 \cdot 2 \cdot \pi \cdot 1,0 \cdot 10^{-2} \cdot 1,20 \cdot 20} = 944,283 \cdot 10^{-6} \frac{K}{W}$$

De acordo com a equação A.1, R_2 vale:

$$R_2 = \frac{\ln\left(\frac{r_{TE}}{r_{TI}}\right)}{2 \cdot \pi \cdot k_{PT} \cdot L_T \cdot N_T} = \frac{\ln\left(\frac{1,1 \cdot 10^{-2}}{1 \cdot 10^{-2}}\right)}{2 \cdot \pi \cdot 384 \cdot 1,20 \cdot 20} = 1,646 \cdot 10^{-6} \frac{K}{W}$$

O cálculo de R_3 segundo a equação A.1, segue os mesmos passos para cálculo de R_2 , portanto:

$$R_3 = \frac{1}{\bar{h}_{TE} \cdot A_{TE}} \quad \bar{h}_{TE} = \frac{\bar{k}_{AC} \cdot \bar{Nu}_C}{DH_C}$$

O valor de \bar{k}_{AC} pode ser encontrado na Tabela 3.4. O valor de \bar{Nu}_C é dado por:

$$\bar{Nu}_C = 0,023 \cdot (\bar{Re}_C)^{0,8} \cdot (\bar{Pr}_C)^{0,4}$$

$$\bar{Re}_C = \frac{\rho_C \cdot \bar{v}_C \cdot DH_C}{\bar{\mu}_C}$$

$$\bar{v}_C = \frac{\bar{v}_C}{S_{CI}} = \frac{\bar{v}_{CE} \cdot \bar{\rho}_{CE}}{\bar{\rho}_C \cdot S_{CI}}$$

S_{CI} representa a área interna do casco livre para circulação de líquido, portanto seu valor é obtido a partir da área da seção transversal do casco subtraído o valor da área da seção transversal ocupada pelos tubos, portanto:

$$S_{CI} = \frac{\pi \cdot (D_{CI})^2}{4} - N_T \cdot \pi \cdot (r_{TE})^2 = \frac{\pi \cdot (0,150)^2}{4} - 20 \cdot \pi \cdot (1,1 \cdot 10^{-2})^2 = 10,069 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$$

$$\bar{v}_C = \frac{7,3 \cdot 10^{-4} \cdot 965,31}{971,79 \cdot 10,069 \cdot 10^{-3}} = 72,018 \cdot 10^{-3} \frac{m}{s}$$

O diâmetro interno do casco é dado por:

$$DH_C = 4 \cdot \frac{S_{CI}}{PM_C}$$

Em que PM_C representa o perímetro molhado do lado do casco, que corresponde ao perímetro interno do casco acrescido da somatória dos perímetros externos dos tubos, portanto:

$$PM_C = \pi \cdot D_{CI} + N_T \cdot 2 \cdot \pi \cdot r_{TE} = \pi \cdot (0,150 + 20 \cdot 2 \cdot 1,1 \cdot 10^{-2}) = 1,854 \text{ m}$$

$$DH_C = 4 \cdot \frac{10,069 \cdot 10^{-3}}{1,854} = 21,729 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

O número de Reynolds, Prandtl e Nusselt valem respectivamente:

$$\overline{Re}_C = \frac{971,79 \cdot 72,018 \cdot 10^{-3} \cdot 21,729 \cdot 10^{-3}}{3,5435 \cdot 10^{-4}} = 4,292 \cdot 10^3$$

$$\overline{Pr}_C = \frac{c_A \cdot \bar{\mu}_C}{\bar{k}_{AC}} = \frac{4186,8 \cdot 3,5435 \cdot 10^{-4}}{0,670} = 2,214$$

$$\overline{Nu}_C = 0,023 \cdot (4,292 \cdot 10^3)^{0,8} \cdot (2,214)^{0,4} = 25,463$$

O valor do coeficiente de transferência \bar{h}_{TE} e da resistência térmica R_3 valem:

$$\bar{h}_{TE} = \frac{0,67002 \cdot 25,463}{21,729 \cdot 10^{-3}} = 785,168 \frac{W}{m^2 \cdot K}$$

$$R_3 = \frac{1}{\bar{h}_{TE} \cdot 2 \cdot \pi \cdot r_{TE} \cdot L_T \cdot N_T} = \frac{1}{785,168 \cdot 2 \cdot \pi \cdot 1,1 \cdot 10^{-2} \cdot 1,20 \cdot 20} = 7,678 \cdot 10^{-4} \frac{K}{W}$$

O valor termo $U \cdot A$ é:

$$U \cdot A = \frac{1}{R_1 + R_2 + R_3} = \frac{1}{9,44 \cdot 10^{-4} + 1,646 \cdot 10^{-6} + 7,678 \cdot 10^{-4}} = 583,519 \frac{W}{K}$$

O valor do coeficiente global de transferência de calor U pode ser obtido a partir do termo $U \cdot A$, considerando A como a área média de troca térmica, portanto:

$$A = 2 \cdot \pi \cdot r_{TM} \cdot L_T \cdot N_T = 2 \cdot \pi \cdot 1,05 \cdot 10^{-2} \cdot 1,20 \cdot 20 = 1,583 m^2$$

$$\frac{U \cdot A}{A} = U = \frac{961,35}{1,583} = 368,531 \frac{W}{m^2 \cdot K}$$

Todos os parâmetros anteriormente calculados, serão utilizados para a construção das matrizes do modelo linear do sistema.

Apêndice B

Código do Fonte do Simulador

A seguir são apresentados os códigos fontes implementados em MatLab[®] e Simulink[®] referentes ao simulador implementado.

O código abaixo representa os dados de entrada do modelo e o cálculo de das matrizes do modelo em espaço de estados.

```
clc;
clear all;
format long eng

%Temperaturas
Degrau_Vazao = 0.5;

T_TE = 28.0;
T_CS = 76.07;
T_TS = 40;
T_CE = 90.0;

%Vazões
v_TE = 4.92e-4;
v_CE = 5.8E-4;
```

```
rho_TE = 998.21;
rho_T = 995.65;
rho_CE = 965.31;
rho_C = 971.79;

C_A = 4186.8;

%Condições Iniciais Em regime Permanente
TTS0 = 40;
TCS0 = T_CS;

%Cálculo da Diferença máxima e mínima de temperaturas
DeltaTmax = T_CS -T_TE
DeltaTmin = T_CE - T_TS

%Diferença de temperatura logaritmica
Delta_CT = (DeltaTmax- DeltaTmin)/log(DeltaTmax/DeltaTmin)

%Dados do processo

%Raios externo e interno dos tubos
rte = 1.10e-2;
rti = 1e-2;

%Diâmetro do Trocador
Dci = 0.15
```

%Comprimento do Trocador de Calor

L=1.2;

%Número de Tubos

Nt = 20;

%Volume dos Tubos

VT = Nt*pi*rte^2*L; %3.385e-3; % [m3] Volume do fluido nos tubos

%Volume do Casco

VC = pi*(Dci^2/4)*L - VT;%4.557e-3; % [m3] Volume do fluido no casco

%Viscosidade dinâmica nas condições nominais de operação do liquido dos
%tubos

miT = 7.9735e-4;

%Viscosidade dinâmica nas condições nominais de operação do liquido do
%casco

miC = 3.5435e-4;

%Condutividade térmica nominal da parede dos tubos

kPT = 384;

%Calculo de UA

%Calculo de R1

%Condutividade térmica da água nas condições nominais de operação dos tubos

kat = 0.61550;

%Velocidade Média da água em cada um dos tubos

```
vT = (v_TE * rho_TE)/(Nt*rho_T*pi* rti^2);

%Díâmetro interno dos tubos
DHt = 4 * (pi*rti^2)/(2*pi*rti);

%Número de Reynolds
Ret = (rho_T * vT* DHt)/ (miT);

%Número de Prandtl
Prt = (C_A * miT)/kat;

%Número de Nusselt
Nut = 0.023 * (Ret)^(0.8) * (Prt)^(0.4);

%Coeficiente de transferência de calor interno a tubo
hTi = (kat* Nut)/ DHt;

%Resistencia Térmica 1
R1 = (hTi*2*pi*rti*L*Nt)^(-1);

%Calculo de R2
R2 = log(rte/rti)/(2*pi*kPT*L*Nt);

%Calculo de R3

%Condutividade térmica da agua do casco
kAC = 0.67002;

%Area interna do casco, livre para circulação de líquido
```

```

Sci = (pi* Dci^2)/4 -Nt*pi*(rte)^2;

%Velocidade média no interior do casco
vC = v_CE * rho_CE/(rho_C * Sci);

%Perimetro molhado do casco
PMc = pi*Dci + Nt * 2 *pi*rte;

%Diâmetro interno do casco
DHc = 4 * Sci/ PMc;

%Número de Reynolds do Casco
ReC = rho_C * vC * DHc/(miC);

%Numero de Prandtl do Casco
PrC = C_A * miC/(kAC);

%Número de Nusselt do Casco
NuC = 0.023 * (ReC)^(0.8)* PrC^(0.4);

%Coeficiente de Transferência de calor do casco
hTE = kAC * NuC/DHc;

%Cálculo da resistência R3
R3 = (hTE * 2* pi*rte*L*Nt)^(-1);

%Calculo de termo UA
UctAct = 1/(R1 + R2 + R3)

%Area média de troca térmica

```

```

A = 2*pi* ((rte + rti)/2)*L*Nt ;

%Coeficiente de transferência de calor
Uct = UctAct/A;

%Calculo dos parâmetros do modelo linear

DeltaTmaxCT = TCS0- T_TE;
DeltaTminCT = T_CE- T_TS;
F1 = DeltaTmaxCT - DeltaTminCT;
F2 = log(DeltaTmaxCT/DeltaTminCT);

%Derivadas parciais
DeltaCT_CS = (F2 - (F1/DeltaTmaxCT))/F2^2;
DeltaCT_CE = ((F1/DeltaTminCT)-F2)/F2^2;

%Cálculo das matrizes do modelo em espaço de estados

%Cálculo da matriz A

T1 =(-rho_TE * C_A * v_CE - UctAct * DeltaCT_CE)/(rho_T * VT *C_A);
a12 = (UctAct * DeltaCT_CS)/(rho_T * VT * C_A);
a21 = (UctAct * DeltaCT_CE)/(rho_C * VC * C_A);
T2 = (-rho_CE * C_A * v_CE - UctAct * DeltaCT_CS)/(rho_C * VC * C_A);

%Matriz A do sistema
A = [T1 a12; a21 T2];

%Coeficientes da Matriz B
b12 = (rho_TE*(T_TE - T_TS)) / (rho_T * VT);
b13 = (UctAct * DeltaCT_CE)/(rho_T * VT * C_A);

```

```

b14 = (rho_TE * C_A * v_TE - UctAct*DeltaCT_CS)/(rho_T * VT *C_A);

b21 = (rho_CE * (T_CE - TCS0))/(rho_C * VC);
b23 = (rho_CE * C_A * v_CE - UctAct*DeltaCT_CE)/(rho_C * VC * C_A);
b24 = (UctAct*DeltaCT_CS)/(rho_C * VC *C_A)

%Matriz B do sistema
B = [0 b12 b13 b14; b21 0 b23 b24]

%Matrizes C e D
C = [1 0]
D=0;

%Funções de Transferência do modelo Linear
Ts =1;
%Parametro de corre;'ao
A(1)=-70e-3;
HE_EE = ss(A,B,C,D);
HE_FT = tf(HE_EE,Ts);
HE_Digital = c2d(HE_EE,Ts);
HE_Digital_SISO = HE_Digital(1);

```

O próximo código em MatLab[®] representa o cálculo dos polinômios preditores F e E e cálculo do controlador preditivo.

```

%Algoritmo retirado de Wu Hong Kwong

Asys = (HE_DISCRETO.den{1,1})
Bsys = (HE_DISCRETO.num{1,1})
DELTA = [1 -1];

Atil = conv(Asys,DELTA)

```

```
E1 = 1;
F1 = [1-Atil(1) -Atil(2:1:size(Atil,2))];
F1 = circshift(F1,[1 3]);
%Retirei o zero
F1 = F1(1,1:1:3);
E1B1=conv(E1,Bsys);

E2 = [E1 F1(1)];
F2 = [F1(2)-Atil(2)*F1(1) F1(3)-Atil(3)*F1(1) -Atil(4)*F1(1)];
E2B2=conv(E2,Bsys);

E3 = [E2 F2(1)];
F3 = [F2(2)-Atil(2)*F2(1) F2(3)-Atil(3)*F2(1) -Atil(4)*F2(1)];
E3B3=conv(E3,Bsys);

E4 = [E3 F3(1)];
F4 = [F3(2)-Atil(2)*F3(1) F3(3)-Atil(3)*F3(1) -Atil(4)*F3(1)];
E4B4=conv(E4,Bsys);

E5 = [E4 F4(1)];
F5 = [F4(2)-Atil(2)*F4(1) F4(3)-Atil(3)*F4(1) -Atil(4)*F4(1)];
E5B5=conv(E5,Bsys)

E6 = [E5 F5(1)];
F6 = [F5(2)-Atil(2)*F5(1) F5(3)-Atil(3)*F5(1) -Atil(4)*F5(1)];
E6B6=conv(E6,Bsys);

E7 = [E6 F6(1)];
F7 = [F6(2)-Atil(2)*F6(1) F6(3)-Atil(3)*F6(1) -Atil(4)*F6(1)];
E7B7=conv(E7,Bsys);
```

```

E8 = [E7 F7(1)];
F8 = [F7(2)-Atil(2)*F7(1) F7(3)-Atil(3)*F7(1) -Atil(4)*F7(1)];
E8B8=conv(E8,Bsys);

E9 = [E8 F8(1)];
F9 = [F8(2)-Atil(2)*F8(1) F8(3)-Atil(3)*F8(1) -Atil(4)*F8(1)];
E9B9=conv(E9,Bsys);

E10 = [E9 F9(1)];
F10 = [F9(2)-Atil(2)*F9(1) F9(3)-Atil(3)*F9(1) -Atil(4)*F9(1)];
E10B10=conv(E10,Bsys);

F = [F1; F2; F3; F4; F5; F6; F7; F8; F9; F10];

BD = zeros(10,11);

BD(1,1:size(E1B1,2)-1)= E1B1(1,1:size(E1B1,2)-1)
BD(2,1:size(E2B2,2)-1)= E2B2(1,1:size(E2B2,2)-1)
BD(3,1:size(E3B3,2)-1)= E3B3(1,1:size(E3B3,2)-1)
BD(4,1:size(E4B4,2)-1)= E4B4(1,1:size(E4B4,2)-1)
BD(5,1:size(E5B5,2)-1)= E5B5(1,1:size(E5B5,2)-1)
BD(6,1:size(E6B6,2)-1)= E6B6(1,1:size(E6B6,2)-1)
BD(7,1:size(E7B7,2)-1)= E7B7(1,1:size(E7B7,2)-1)
BD(8,1:size(E8B8,2)-1)= E8B8(1,1:size(E8B8,2)-1)
BD(9,1:size(E9B9,2)-1)= E9B9(1,1:size(E9B9,2)-1)
BD(10,1:size(E10B10,2)-1)= E10B10(1,1:size(E10B10,2)-1)

%Criar matriz G

```

```
G = zeros(10,1);

for i=1:10
    G(i,1) = BD(i,i+1);
end

%Gera a matriz M1
M1 = BD;

for i=1:10
    M1(i,i+1)=0;
end

%Extrai a ultima coluna de M1;
for i=1:10
    M(i,1:10) = M1(i,1:10);
end

M1 = M;
```

Após o cálculo dos polinômios preditores, o próximo arquivo contém o procedimento de cálculo do controlador preditivo, representado pela sequência de controle que será enviada para o compensador de atrasos.

```
function [Phi_Phi,Phi_F,Phi_R,A_e, B_e,C_e]=mpc(Ap,Bp,Cp,Nc,Np)
%Esta função realiza o cálculo do controlador preditivo utilizando a função
% de custo dos mínimos quadráticos para fins de comparação com o cálculo do
% GP

[m1,n1]=size(Cp);
[n1,n_in]=size(Bp);
```

```

A_e=eye(n1+m1,n1+m1);
A_e(1:n1,1:n1)=Ap;
A_e(n1+1:n1+m1,1:n1)=Cp*Ap;
B_e=zeros(n1+m1,n_in);
B_e(1:n1,:)=Bp;
B_e(n1+1:n1+m1,:)=Cp*Bp;
C_e=zeros(m1,n1+m1);
C_e(:,n1+1:n1+m1)=eye(m1,m1);

n=n1+m1;
h(1,:)=C_e;
F(1,:)=C_e*A_e;
for kk=2:Np
h(kk,:)=h(kk-1,:)*A_e;
F(kk,:)= F(kk-1,:)*A_e;
end
v=h*B_e;
Phi=zeros(Np,Nc);
Phi(:,1)=v;
for i=2:Nc
Phi(:,i)=[zeros(i-1,1);v(1:Np-i+1,1)];
end
BarRs=ones(Np,1);
Phi_Phi= Phi'*Phi;
Phi_F= Phi'*F;
Phi_R=Phi'*BarRs;

rw=100;
BarR = rw * eye(Nc,Nc);
rs = 0;
Rs = rs *eye(Np,1);

```

```
xki = [0 0 0]';
```

```
Delta_U = inv(Phi_Phi+ BarR)*Phi'*(BarRs - F*xki);
```

```
xki_F = zeros(2,Np);
```

```
F_mod = zeros(size(A_e,1)*Np,size(A_e,1));
```

```
F_mod(1:size(A_e,2),:)=A_e;
```

```
Phi_mod = zeros(size(A_e,2)*Np,Nc);
```

```
Phi_mod(1:size(B_e,1),1) = B_e;
```