

**INSTITUTO DE ENGENHARIA NUCLEAR**

**RONALD RAMOS TORRES**

**MODELAGEM DE PRESSURIZADOR PARA REATOR NUCLEAR COMPACTO:  
ABORDAGEM DE DUAS REGIÕES**

**Rio de Janeiro**

**2014**

**RONALD RAMOS TORRES**

**MODELAGEM DE PRESSURIZADOR PARA REATOR NUCLEAR COMPACTO:  
ABORDAGEM DE DUAS REGIÕES**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós graduação em Ciência e Tecnologia Nucleares do Instituto de Engenharia Nuclear da Comissão Nacional de Energia Nuclear como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Grau de Mestre em Ciências em Engenharia Nuclear – Profissional em Engenharia de Reatores

**Orientador: Prof. Dr. Maria de Lourdes Moreira**

**Orientador: Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima**

**Rio de Janeiro**

**2014**

TORR Ramos Torres, Ronald

MODELAGEM DE PRESSURIZADOR PARA REATOR NUCLEAR  
COMPACTO: ABORDAGEM DE DUAS REGIÕES

/ Ronald Ramos Torres – Rio de Janeiro: CNEN/IEN, 2014.

xx 88f. : il ; 31 cm

Orientadores: Maria de Lourdes Moreira e Fernando Roberto de  
Andrade Lima

Dissertação (Mestrado em Ciência e Tecnologias Nucleares) –  
Instituto de Engenharia Nuclear

1. Modelagem 2. Pressurizador 3. Engenharia Nuclear

**MODELAGEM DE PRESSURIZADOR PARA REATOR NUCLEAR COMPACTO:  
ABORDAGEM DE DUAS REGIÕES**

**Ronald Ramos Torres**

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
CIÊNCIA E TECNOLOGIA NUCLEARES DO INSTITUTO DE ENGENHARIA  
NUCLEAR DA COMISSÃO NACIONAL DE ENERGIA NUCLEAR COMO PARTE  
DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE  
EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA NUCLEAR – PROFISSIONAL EM  
ENGENHARIA DE REATORES**

**Aprovada por:**

---

**Prof. Maria de Lourdes Moreira, D. Sc**

---

**Prof. Fernando Roberto de Andrade Lima, D. Sc**

---

**Prof. Paulo Augusto Berquó de Sampaio, Ph.D**

---

**Prof. Mario Augusto Bezerra da Silva, D.Sc.**

**RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL  
MAIO DE 2014**

## **AGRADECIMENTOS**

Primeiramente agradeço a Deus pela possibilidade de participação neste programa de Pós-Graduação e a toda minha família pelo incentivo ao longo da elaboração e conclusão deste trabalho, em especial à minha esposa Gisele pela paciência, ternura e compreensão pelos momentos em que não pude estar presente.

Ao corpo docente e discente do Instituto de Engenharia Nuclear pelo companheirismo e compreensão demonstrados ao longo de todo o programa de pós-graduação.

Ao Dr. Barroso pela paciência e atenção ao fornecer os dados e informações que serviram de base para validação deste trabalho.

Ao Departamento de Engenharia Química da Universidade Federal de Campina Grande e ao Professor José Nilton Silva pelo apoio e auxílio na elaboração da programação do modelo no Matlab.

## RESUMO

O pressurizador de um reator nuclear é o dispositivo presente no circuito primário de reatores do tipo PWR que acomoda as oscilações na pressão que o refrigerante sofre quando ocorrem transientes na operação do reator. O objetivo deste trabalho é a análise e modelagem do comportamento pressurizador de um reator compacto. Foi realizada a modelagem simplificada baseada nos aspectos termodinâmicos do refrigerante, nas características geométricas do pressurizador utilizado e no sistema de controle proposto para o conjunto de aquecedores utilizados. As simulações foram realizadas por meio do software Matlab, ferramenta computacional que possibilita trabalhar com variáveis contínuas e discretas, além do uso de declarações e rotinas para obtenção das propriedades termodinâmicas da água e para a determinação de solução raízes de equações não lineares encontradas no decorrer da simulação. Os resultados obtidos foram comparados com valores presentes em simulações que contemplavam fenômenos mais complexos, como a variação de energia devido à formação de bolhas na região de líquido e a formação de condensado na região de vapor. Estudos de caso foram realizados sobre o desempenho do pressurizador quando sujeito a falhas nos controladores presentes em seus aquecedores por problemas de instrumentação, bem como a análise de propostas diferentes de controladores e por fim é sugerida uma breve análise do fenômeno de elevação ebulioscópica que ocorre no refrigerante devido à presença do ácido bórico, utilizado como absorvedor de nêutrons do reator nuclear e que pode ser considerado um solvente não volátil.

## **ABSTRACT**

The pressurizer of a nuclear reactor is the device located in primary coolant system of PWR that accommodates the oscillations in the pressure of the coolant when transients occur in the operation of the reactor. The subject of this work is the analysis and the modeling of the behavior pressurizer of a compact nuclear reactor. The simplified modeling was done based on thermodynamics properties of the coolant, on the geometric features of the pressurizer and on the control system suggested to the set of heaters. Simulations were done in Matlab, a computational tool that enables the handling of continuous and discrete data, besides the use of statements and routines to request thermodynamic data of water from steam tables and to determine the solution of the roots of non-linear equations observed in the simulation. The results were compared with simulations that contemplate more complex phenomena such as energy changes associated to the motion of bubbles formed in the water region and drops condensed in the steam region. Case studies were done about the performance of the pressurizer when it undergoes to failures in the controllers presented in its heaters due instrumentation problems, as well as the analysis of proposals for different controllers and ultimately it is suggested a simple analysis of the ebullioscopic elevation that happens in the coolant due the presence of boric acid, used as a neutron absorber of the nuclear reactor and considerate as a non-volatile solvent.

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Sintonia de controladores sugerida por Ziegler-Nichols	33
Tabela 2: Atribuições do estado estacionário do pressurizador IRIS	47
Tabela 3: Características dos controladores dos aquecedores	48
Tabela 4: Cálculos efetuados no passo iterativo para $k = 2$	51
Tabela 5: Propriedades calculadas com a rotina X Steam	76

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1: Diagrama esquemático de um reator PWR.....	15
Figura 2. Projeto do Vaso do IRIS.....	17
Figura 3. Definições de interfaces e de regiões de transferências de energia.....	19
Figura 4. Representação do Volume de Controle.....	21
Figura 5. Diagrama termodinâmico de Pressão versus Temperatura.....	27
Figura 6. Diagrama termodinâmico de Pressão versus Volume.....	28
Figura 7. Estratégia de controle feedback.....	30
Figura 8. Método da Curva de Reação.....	33
Figura 9. Procedimento para obtenção de dados para sintonia do controlador.....	33
Figura 10. Esquema do Pressurizador do Reator IRIS e seus principais parâmetros.....	34
Figura 11. Representação do volume de controle.....	37
Figura 12.a) Degrau unitário aplicado na Energia do sistema e b) respectiva resposta da pressão.....	49
Figura 13. Perfil de vazão mássica de surto proposto.....	54
Figura 14. Perfil de Pressão e comparativo com referência.....	55
Figura 15. Erro Percentual da Pressão em relação à referência.....	55
Figura 16. Comportamento do nível e comparativo com referência.....	56
Figura 17. Erro Percentual do Nível em relação à referência.....	56
Figura 18. Comportamento dos aquecedores e comparativo com referência.....	57
Figura 19. Comportamento da pressão para o Evento A.....	59
Figura 20. Comportamento do nível para o Evento A.....	59
Figura 21. Comportamento do conjunto de aquecedores para o Evento A.....	60
Figura 22. Comportamento da pressão para o Evento B.....	61
Figura 23. Comportamento do conjunto de aquecedores para o Evento B.....	61
Figura 24. Comportamento da pressão para o Evento C.....	63
Figura 25. Comportamento do conjunto de aquecedores para o Evento C.....	63
Figura 26. Comportamento da qualidade de vapor para o Evento C.....	64
Figura 27. Comportamento da pressão para o Evento D.....	65
Figura 28. Comportamento da qualidade de vapor para o Evento D.....	65
Figura 29. Comportamento do volume específico médio no Evento D.....	67
Figura 30. Comportamento do volume específico de líquido no Evento D.....	67
Figura 31. Comportamento do volume específico de vapor no Evento D.....	67
Figura 32. Comportamento da Pressão obtido para o Evento E.....	68
Figura 33. Comportamento do conjunto de aquecedores para o Evento E.....	69
Figura 34. Comportamento da Pressão obtido para o Evento F.....	70
Figura 35. Comportamento do conjunto de aquecedores para o Evento F.....	71
Figura 36. Potencial químico de um solvente na presença do soluto.....	78
Figura 37. Estado (a) antes e (b) depois do acréscimo de soluto não volátil.....	79
Figura 38. Equilíbrio heterogêneo entre as fases A e B.....	79
Figura 39. Perfil de concentração de Boro no interior do pressurizador.....	84
Figura 40. Comportamento da elevação da pressão.....	85
Figura 41. Comportamento da elevação ebulioscópica.....	86

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CAREM	– Central Argentina de Elementos Modulares
CV	– Controlled Variable
MV	– Manipulated Variable
DV	– Disturbance Variable
CO	– Control Output
ELV	– Equilíbrio Líquido-Vapor
IMR	– International Modular Reactor
IRIS	– International Reactor Inovative and Secure
IFPWS	– The International Association for the Properties of Water and Steam
P	– Controlador do tipo Proporcional
PI	– Controlador do tipo Proporcional-Integral
PID	– Controlador do tipo Proporcional-Integral-Derivativo
PWR	– Pressurized Water Reactor
SMART	– System Integrated Modular Advanced Reactor

## LISTA DE SÍMBOLOS

- $K_D$  - Constante de atuação de controlador de ação derivativa
- $K_C$  - Constante de atuação de controlador de ação proporcional
- $e(t)$  - Erro entre variável controlada e setpoint
- $u(t)$  - Função degrau unitário
- $X_{vc}$  - Grandeza genérica contável no volume de controle.
- $MM_A$  - Massa molecular de um componente genérico  $A$
- $\dot{Q}^H$  - Potência fornecida por aquecedor
- $Pot^{BU}$  - Potência fornecida por aquecedor com controlador do tipo on-off
- $Pot^{PI}$  - Potência fornecida por aquecedor com controlador Proporcional Integral
- $\dot{X}_G$  - Taxa líquida instantânea de geração de  $X$  no volume de controle.
- $\dot{X}_T$  - Taxa líquida instantânea de transporte de  $X$  para o volume de controle
- $\Delta G^{VAP}$  - Variação de Energia de Gibbs para vaporização
- $\Delta H^{VAP}$  - Variação de Entalpia para vaporização
- $\Delta X$  - Variação de uma grandeza genérica contável
- $g$  - Aceleração da gravidade
- $K_I$  - Constante de atuação de controlador de ação integral
- $R$  - Constante dos gases ideais.
- $G$  - Energia de Gibbs
- $U$  - Energia interna
- $u$  - Energia interna específica
- $H$  - Entalpia
- $h$  - Entalpia específica
- $x_A$  - Fração molar do componente  $A$  numa solução.
- $X$  - Grandeza genérica contável
- $k$  - Índice geral utilizado em passo iterativo
- $I$  - Índice indicativo de região inferior do pressurizador
- $S$  - Índice indicativo de região superior do pressurizador
- $tc$  - Índice referindo-se a todas as correntes
- $vc$  - Índice referindo-se ao volume de controle
- $s'$  - Interface entre bolhas de vapor e região inferior
- $s'''$  - Interface entre condensado e região superior
- $s''$  - Interface entre regiões superior e inferior
- $m^L$  - Massa da fase líquida

$m^V$	- Massa da fase vapor
$m$	- Massa.
$z$	- Nível no interior do pressurizador
$N$	- Número de espécies químicas presentes num sistema
$\pi$	- Número de fases presentes num sistema
$F$	- Número de graus de liberdade de um sistema
$Z$	- Parâmetro do pressurizador
$\dot{Q}^R$	- Perdas térmicas do circuito primário
$\mu_A^*$	- Potencial químico de líquido puro
$\mu_A$	- Potencial químico de solução
$P$	- Pressão
$P_C$	- Pressão crítica
$P_A^*$	- Pressão elevada devido à presença de soluto não volátil
$x$	- Qualidade do vapor
$R_0$	- Raio maior do pressurizador
$r_0$	- Raio menor do pressurizador
$T_C$	- Temperatura crítica
$T_A^*$	- Temperatura sem presença de soluto não volátil
$T$	- Temperatura.
$t$	- Tempo
$t_T$	- Tempo de estabilização de após aplicação de degrau unitário
$t_L$	- Tempo de reação de um sistema após aplicação de degrau unitário
$\tau_D$	- Tempo derivativo de atuação de controlador de ação derivativa
$\tau_I$	- Tempo integral de atuação de controlador de ação integral
$X_k$	- Valor da variável $X$ no passo $k$
$\bar{X}$	- Variável de desvio em relação ao seu estado estacionário
$\dot{m}^S$	- Vazão mássica de corrente de surto
$v$	- Velocidade de líquido entrando ou saindo no pressurizador
$V_C$	- Volume crítico
$V^L$	- Volume de massa de líquido no pressurizador
$V^V$	- Volume de massa de vapor no pressurizador
$v^L$	- Volume específico de líquido no pressurizador
$v^V$	- Volume específico de vapor no pressurizador

## SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO</b>	13
<b>2. REVISÃO DA LITERATURA</b>	15
2.1. Reatores a água pressurizada	15
2.2. Reatores compactos de pequeno e médio porte	16
2.2.1. O reator IRIS	16
2.3. Simulação do Pressurizador	18
<b>3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA</b>	21
3.1. Equações de Balanço	21
3.1.1. Balanço de Massa	24
3.1.2. Balanço de Energia	24
3.2. O Estado Termodinâmico	26
3.3. Controle do Processo	30
<b>4. METODOLOGIA</b>	34
4.1. Análise Geométrica	34
4.2. Análise Termodinâmica e de Processo	36
4.3. Ferramenta Computacional	45
4.4. Definições de Parâmetros	46
4.4.1. Condições iniciais do pressurizador	47
4.4.2. Sintonia dos controladores	48
<b>5. VALIDAÇÃO</b>	51
<b>6. ESTUDOS DE CASO</b>	58
6.1. Evento A	59
6.2. Evento B	61
6.3. Evento C	63
6.4. Evento D	65
6.5. Evento E	68
6.6. Evento F	70
<b>7. CONCLUSÕES</b>	72
<b>8. REFERÊNCIAS</b>	74
<b>ANEXO A – INTERPOLAÇÃO DE DADOS DAS TABELAS DE VAPOR</b>	76

<b>ANEXO B – EXPOSIÇÃO DE INTERFACE GRÁFICA DO SIMULADOR.....</b>	<b>77</b>
<b>ANEXO C – SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS: ANÁLISE DE FENÔMENO DE ELEVAÇÃO EBULIOSCÓPICA.....</b>	<b>78</b>

## 1. INTRODUÇÃO

Os reatores nucleares foram inicialmente concebidos para propósitos militares na década de 1940 e a partir década de 1950 tiveram seu uso direcionado para utilização em propósitos pacíficos, tais como geração de energia e mais recentemente na produção de radiofármacos. Suas propostas de operação sofreram mudanças gerando a catalogação dos reatores em grupos classificados a partir de aspectos tais como o tipo de refrigerante utilizado, quantidade de sistemas de refrigeração, tipo de espectro de nêutrons utilizados, tipo e forma e enriquecimento do combustível utilizado, dentre outros.

Goldberg et al (2011) mencionam como os reatores nucleares foram agrupados através do conceito de gerações, sendo o critério desta classificação baseado não apenas nos avanços cronológicos como também tecnológicos. Atualmente encontram-se em operação os reatores nucleares da Geração II e III, sendo que próxima geração de reatores (os da geração IV) encontram-se em fase de projeto.

No caso dos reatores da geração IV deseja-se atender os seguintes aspectos-chave (DOE,2011):

- sustentabilidade, através de atividades como prolongamento do fornecimento de combustível para as gerações futuras através do reciclo do combustível já utilizado, por meio de recuperação de seu conteúdo energético e da conversão de  $U^{238}$  em combustível.

- competitividade econômica (com outras formas de energia), através de atividades como a padronização de projetos o que acelera o licenciamento, reduz o custo de capital além de melhorias nas técnicas de construção e de projetos.

- segurança e confiabilidade, através de melhorias sistemas de segurança passivos e uso de projetos mais robustos;

- resistência à proliferação e proteção física, por meio de melhorias nos aspectos de projetos e em medidas de segurança, de modo a assegurar os materiais e instalações nucleares.

Uma vez que estes reatores encontram-se em fase de concepção de projeto, é conveniente a realização de atividades que visem averiguar se estes requisitos anteriormente citados serão realmente atendidos com o dimensionamento que cada projeto propõe, de modo que cada elemento presente de planta nuclear apresente um desempenho seguro e confiável quando o reator estiver sujeito às condições de operação e de transientes. A forma mais viável de se realizar estas análises é através da construção de modelos que levem em consideração os principais fenômenos que descrevem o funcionamento do sistema que se deseja analisar, possibilitando assim que se reproduza o comportamento do sistema de modo verossímil.

A esta construção do modelo dar-se o nome de modelagem e à sua implementação dar-se o nome de simulação. Para que se represente o comportamento dinâmico de um sistema é necessário o uso de um conjunto de equações, coeficientes, considerações e dados empíricos de modo a contemplar a maior quantidade possível de fenômenos que possam ocorrer durante um processo. As equações tem o propósito de definir, correlacionar e contabilizar as variáveis cujo comportamento se deseja analisar. As considerações definem as limitações que o modelo possui e aproximações feitas e os dados empíricos fazem a conexão entre as equações e as propriedades de materiais e estados específicos que elas representam.

As avaliações, entretanto, só podem ser feitas mediante uma validação, ou seja, uma acreditação feita mediante comparação de resultados obtidos com resultados de referência.

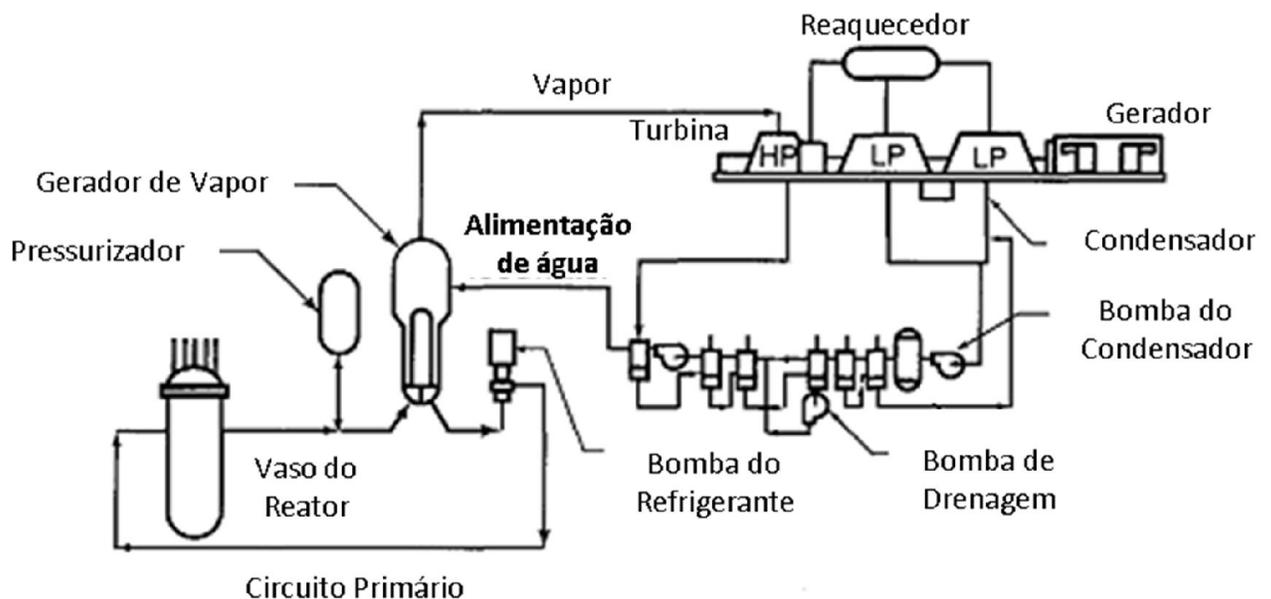
O presente trabalho tem o objetivo de modelar e simular o comportamento do pressurizador de um reator compacto quando sujeito a variações nas condições de operação do circuito primário através do uso da ferramenta computacional Matlab. Em adicional pretende-se fazer análises sobre desempenho do sistema de controle dos aquecedores presentes neste equipamento e por fim sugere-se averiguar as variações de ponto de ebulição da água no estado de saturação presente devido à presença de ácido bórico, que é interpretado como um componente não volátil.

## 2. REVISÃO DA LITERATURA

### 2.1. Reatores a água pressurizada

Os Reatores a água pressurizada (do inglês *Pressurized Water Reactors*, PWR) constituem a classe dos reatores nucleares (LAMARSH,2001) que são moderados, refletidos e refrigerados por água. Calor é gerado no interior do núcleo do reator através de reações de fissão nuclear que eleva a temperatura da água presente no circuito primário para cerca de 330 °C. Estes reatores utilizam normalmente dois circuitos de transferência de calor, um primário que remove calor do núcleo e um secundário que fornece este calor na forma de vapor para movimentar as turbinas, elementos que geram eletricidade. A figura 1 representa o fluxograma básico com os principais elementos desta planta.

Figura 1: Diagrama esquemático de um reator PWR



Os principais componentes do circuito primário são o vaso do reator, o gerador de vapor, o pressurizador, e as bombas de circulação. Estes componentes encontram-se localizados no vaso de contenção e conectados entre si através de tubulações.

As características do refrigerante (SHULTS e FAN, 2007) afetam de modo significativo o projeto do reator nuclear. A escolha da água como refrigerante dos reatores PWR se faz devido a uma série de motivos, dentre os quais se destacam:

- disponibilidade e viabilidade econômica;
- amplo conhecimento das propriedades físicas e termodinâmicas catalogadas desta substância em praticamente todas as condições de pressão e temperatura de interesse. (estados de líquido comprimido e líquido saturado para o circuito primário e vapor superaquecido para o ciclo das turbinas no circuito secundário).

Sua única desvantagem nos reatores que o utilizam como refrigerante é a necessidade de mantê-lo pressurizado na condição de líquido comprimido para garantir que o ciclo termodinâmico a que está submetido seja o mais seguro e econômico possível, uma vez que a formação de vapor no circuito primário e pode comprometer:

- a criticalidade no reator,
- o funcionamento das bombas (através do fenômeno da cavitação, que reduz a vida útil de seus componentes) e tubulações.

- a eficiência energética na interface do gerador de vapor, uma vez que numa mesma temperatura o vapor apresenta uma capacidade calorífica muito inferior. A uma pressão de 172 bar, por exemplo, condições aproximadas de operação de um reator PWR, a condutividade térmica do vapor chega a ser três vezes menor que a da água em estado líquido.

## 2.2. Reatores compactos de pequeno e médio porte

De acordo com a Agência Internacional de Energia Atômica, reatores nucleares de pequeno porte são aqueles com capacidade de produção de energia elétrica inferior a 300MW e reatores nucleares de médio porte são aqueles com potência entre 300 e 700MW.

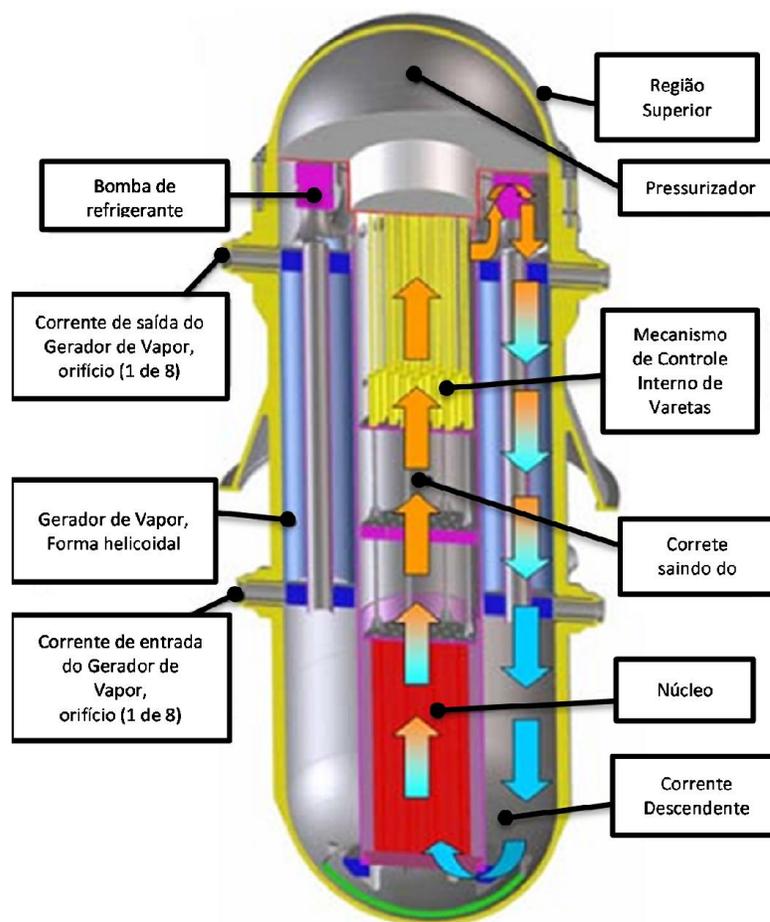
Dentre os principais reatores nucleares com sistema primário integral em fase de projeto encontram-se o reator CAREM (Central Argentina de Elementos Modulares), o reator IMR (International Modular Reactor), o reator IRIS (International Reactor Innovative and Secure) e o SMART (System-Integrated Modular Advanced Reactor).

### 2.2.1. O reator IRIS

O projeto do reator IRIS, já possui várias características de projeto definidas por Carelli(2002) e Alonso(2011) e consiste de um consórcio mundial encabeçado pela

Westinghouse que possui como um de seus objetivos a criação de uma ligação entre as tecnologias dos reatores das gerações III e IV. O reator IRIS teve inicialmente a intenção de torna-se um projeto com características de inovação seguras. A primeira linha de defesa do IRIS é eliminar eventos iniciadores que poderiam levar a danos no núcleo, sendo este conceito implementado pelo termo segurança por projeto, que pode ser descrito como “projetar a planta de modo a eliminar a ocorrência de acidentes, ao invés de lidar com suas consequências”. Se não for possível eliminar certos acidentes completamente, então o projeto reduzirá suas consequências e/ou diminuirá sua probabilidade de ocorrência.

Figura 2. Projeto do Vaso do IRIS. Adaptado de Collado (2003)



A corrente de água pressurizada sai do núcleo a cerca de 340 °C e 172 bar e passa através dos mecanismos de controle de varetas direcionais e em direção ascendente, trocando calor entrando em contato com oito módulos de Gerador de

Vapor em forma helicoidal localizados no espaço anular entre a barreira do núcleo e o vaso do reator. Após a troca térmica a corrente desce retorna para o núcleo reiniciando o ciclo. Na região superior do núcleo encontram-se as bombas do refrigerante cuja função é manter velocidade da corrente e o pressurizador cuja função é atuar na pressão.

Dentre as principais vantagens dos reatores com sistema de refrigeração do reator integral está a eliminação da grande quantidade de tubulação necessária para outros projetos e assim a possibilidade de eliminação de grandes acidentes por perdas de refrigerante.

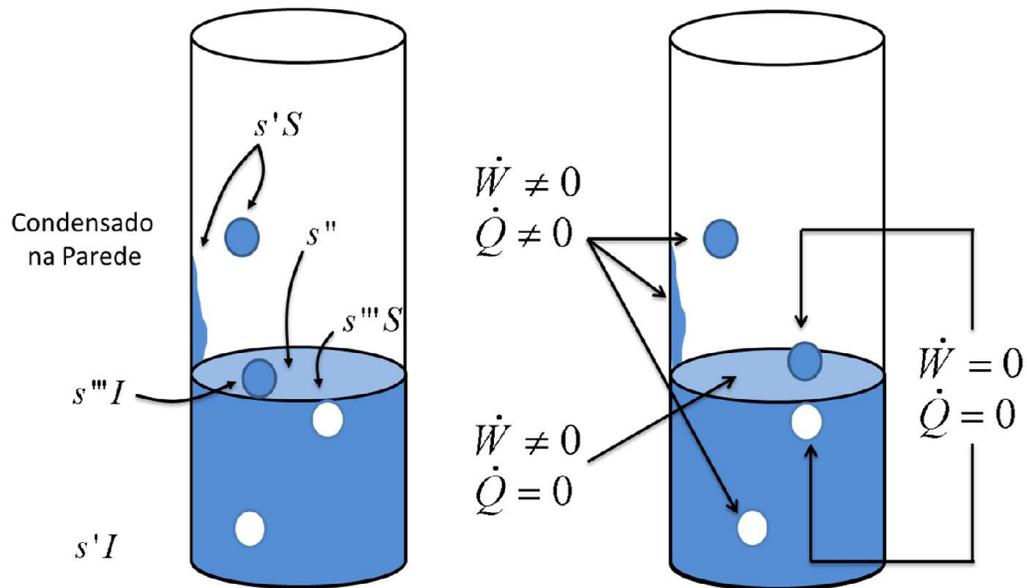
### 2.3. Simulação do Pressurizador

Simulações do pressurizador foram realizadas em diferentes tipos de reatores nucleares pelo mundo, cada uma delas levando em consideração não apenas os aspectos característicos do tipo de reator simulado, como também as aproximações estabelecidas por seus autores.

Todreas e Kazimi (2001) descrevem a abordagem de um modelo com quatro regiões no pressurizador de um PWR conforme indicado na figura 3. Na porção superior do pressurizador ( $S$ ) a interface ( $s'S$ ) fica entre a fase de vapor contínua e o líquido discreto, que está na forma de gotas de líquido ou condensado na parede. Na região inferior do pressurizador ( $I$ ) a interface ( $s'I$ ) fica entre a fase contínua de líquido e as bolhas de vapor ascendentes. A interface  $s''$  e  $s'''$  separam os volumes superior e inferiores e são definidos a seguir. A interface  $s''$  fica entre a fase contínua de vapor do volume superior e a fase de líquido contínua do volume inferior. A interface  $s'''$  separa a fase líquida descontínua no volume superior (na forma de gotas de líquido) da fase líquida contínua no volume inferior e também separa a fase vapor descontínua no volume inferior (na forma de bolhas) da fase vapor contínua no volume superior. A figura 3 indica ainda quais as taxas de calor e de trabalho que ocorrem em cada das interfaces. Devido às numerosas bolhas de vapor e gotas de condensado dentro dos volumes superiores e inferiores, a área superficial total pode ser grande, então ambos os processos são permitidos através das interfaces  $s'S$  e  $s'I$ . Porém, na interface

entre os volumes superior e inferior ( $s''$  e  $s'''$ ), apenas transferência de trabalho é permitida ao longo da porção que separa as fases contínuas. Observa-se ainda que a transferência de calor ocorre através da interface entre o condensado e parede.

Figura 3. Definições de interfaces e de regiões de transferências de energia. Adaptado de Todreas e Kazimi (2001)



A construção deste modelo leva em consideração uma grande quantidade de equações (de balanço, restrições) e de incógnitas (devido à grande quantidade de interfaces e interações nas mesmas). Nesta abordagem leva-se em consideração os efeitos da energia associada ao deslocamento das bolhas de vapor formadas nas proximidades dos aquecedores e água formada em contato com as paredes do pressurizador. Este último efeito na verdade pode ser interpretado como uma espécie atraso na transferência de calor entre o líquido e as paredes internas do pressurizador, uma vez que se considera o isolamento da superfície externa do pressurizador o calor é fornecido ou retirado da parede e quando ocorre uma variação na pressão ocorre a condensação do vapor ou a elevação da temperatura do vapor, seguido da evaporação de água.

Barroso et al (2004) definiram várias características de projeto do reator IRIS, tais como o conjunto de aquecedores presentes no pressurizador, além de realizar (BARROSO e BATISTA FILHO,2004) simulações do pressurizador considerando a

estratificação da água em seu interior quando ocorrem perturbações devido aos eventos de surtos, que foram obtidos a partir de dados fornecidos pelo software RELAP e através da simulação do circuito primário em paralelo com a simulação do pressurizador.

Zarghami et al (2005) definiram em sua modelagem os principais fenômenos no interior do pressurizador de um reator PWR, com a formação de bolhas, condensação de vapor, trocas térmicas distintas na região com vapor e na região de líquido, além dos efeitos da elevação ebulioscópica devido à presença do boro como componente não volátil presente na água do pressurizador.

Jim et al (2012) realizaram perturbações na válvula de spray e na potência do aquecedor elétrico do pressurizador de um PWR e realizaram a sintonia dos controladores do aquecedor.

Botelho et al (2008) realizaram simulações do pressurizador do reator IRIS considerando um modelo de três volumes além de fazerem uso de adimensionalizações para realizar projetar experimentos em escala.

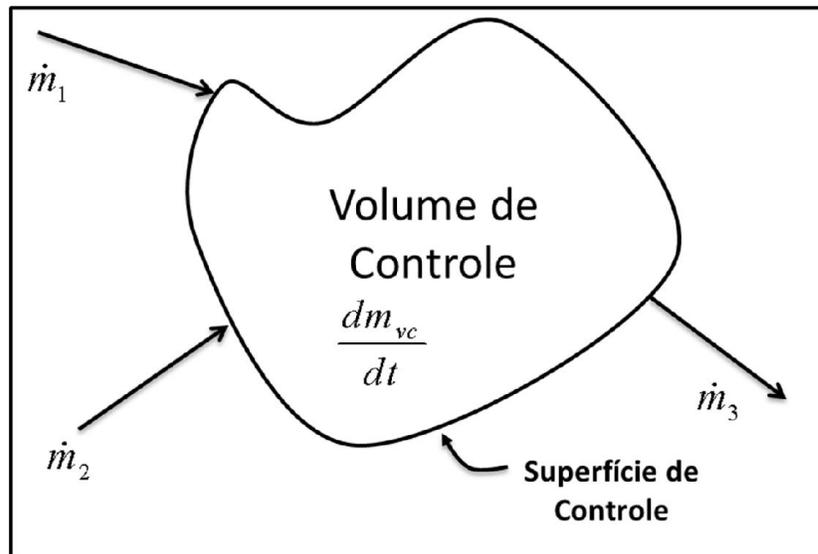
Gábor et al (2010) realizaram o modelo do pressurizador de um reator do tipo VVER(que consistem de reatores similares aos reatores PWR com leves diferenças de projeto) através da modelagem no espaço de estados com um foco mais direcionado para a sintonia dos controladores.

### 3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

#### 3.1. Equações de Balanço

Smith et al (2007) definem os balanços como representações matemáticas de contagem utilizadas para qualquer quantidade contável que possa ser transportada, como massa, energia e entropia. Entretanto não é possível realizar o balanço para propriedades como temperatura, pressão, densidade, tensão superficial e viscosidade que não são grandezas contáveis. Apesar da conservação de massa e de energia já serem princípios bem estabelecidos, as grandezas contáveis não necessariamente se conservam. Faz-se então o uso do conceito de volume de controle, um volume arbitrário no espaço tridimensional identificado para análise, e de fundamental importância para o desenvolvimento das equações de balanço conforme disposto na figura 4.

Figura 4. Representação do Volume de Controle. Adaptado de Smith et al (2007)



O volume de controle é envolvido por uma superfície de controle, que pode ou não ser identificado com as superfícies materiais. Ele pode ser fechado ou aberto ao transporte de matéria e de energia. O sistema é constituído pelo conteúdo do volume de controle e sua vizinhança, sendo esta a região que interage com o volume de controle.

Com relação ao volume de controle, observam-se as seguintes possibilidades para uma dada grandeza contável  $X$ :

a) Quantidades de  $X$  entram e saem do volume de controle por transporte através da superfície de controle. A taxa líquida instantânea de transporte de  $X$  para dentro do volume de controle é representada por  $\dot{X}_T$ , convencionando-se que o transporte para dentro do volume de controle é considerado positivo e o transporte para fora do volume de controle é considerado negativo. Na superfície de controle pode-se fazer a seguinte identificação.

$$\dot{X}_T(\text{ sistema }) = \dot{X}_T(\text{ vizinhanças }) \quad (1)$$

b) Quantidades de  $X$  são criadas e destruídas no interior do volume de controle. A taxa líquida instantânea de geração de  $X$  no interior do volume de controle é representada por  $\dot{X}_G$ , convencionando-se que a geração de  $X$  é positiva e a destruição de  $X$  é negativa.

c) Devido ao transporte e à geração, a quantidade de  $X$  no interior do volume de controle pode variar com o tempo. Assim, a taxa instantânea de variação de  $X$  no interior do volume de controle  $\frac{dX_{vc}}{dt}$  é dada pela soma das taxas líquidas de transporte e de geração de  $X$ , ou seja:

$$\frac{dX_{vc}}{dt} = \dot{X}_T + \dot{X}_G \quad (2)$$

O termo  $\dot{X}_T$  pode ser interpretado como o termo de acúmulo. A equação 2 pode ser escrita em termos das diferenciais dos termos de balanço, o que fornece:

$$dX_{vc} = dX_T + dX_G \quad (3)$$

Onde

$$dX_T = \dot{X}_T dt \quad (4)$$

$$dX_G = \dot{X}_G dt \quad (5)$$

$$\dot{X}_{vc} = \frac{dX_{vc}}{dt} \quad (6)$$

A equação integral de balanço é obtida imediatamente a partir da equação 1, através da integração de um tempo  $t_1$  até um tempo  $t_2$ :

$$\Delta X_{vc} = \Delta X_T + \Delta X_G \quad (7)$$

Onde

$$\Delta X_T = \int_{t_1}^{t_2} \dot{X}_T dt \quad (8)$$

$$\Delta X_G = \int_{t_1}^{t_2} \dot{X}_G dt \quad (9)$$

$$\Delta X_{vc} = \int_{t_1}^{t_2} \frac{dX_{vc}}{dt} dt = X_{vc}(t_2) - X_{vc}(t_1) \quad (10)$$

É conveniente observar a diferença entre os termos do lado esquerdo e do lado direito da equação 2. Os termos de transporte e de geração refletem causas enquanto o termo de acúmulo reflete os efeitos. Isso se deve ao fato de que as grandezas  $\dot{X}_T$  e  $\dot{X}_G$  serem taxas de processos e quando são integradas no tempo produzem quantidades de  $X$  transportado ou gerado para dentro do volume de controle. Por outro lado a derivada  $\frac{dX_{vc}}{dt}$  é uma taxa de acúmulo, que quando integrada no tempo fornece a variação da quantidade de  $X$  no interior do volume de controle.

A conservação de massa e de energia são duas das maiores generalizações da ciência. Com respeito às equações de balanço, quando o princípio da conservação se aplica à grandeza  $X$ , tem-se que o termo de geração  $\dot{X}_G$  é necessariamente igual à

zero. Considera-se ainda a imposição de duas idealizações que facilitam a aplicação prática das equações de balanço:

- a) O escoamento é considerado unidirecional em qualquer seção do duto, onde as propriedades termodinâmicas, cinéticas e dinâmicas são especificadas e avaliadas, especificamente nas entradas e nas saídas do equipamento em análise.
- b) Em uma seção reta, considera-se que estas mesmas propriedades não variem na direção perpendicular à direção do escoamento. Assim, propriedades como velocidade, a temperatura, e a densidades especificadas em uma seção reta, possuem valores que são médias apropriadas em relação à seção reta.

Estas idealizações segundo Smith et al (2007) são de natureza pragmática e na maioria das aplicações práticas elas introduzem erros desprezíveis.

### 3.1.1. Balanço de Massa

Considerando-se que a massa é conservada, a equação 2 é escrita como:

$$\dot{m}_r = \frac{dm_{vc}}{dt} \quad (11)$$

Onde  $\dot{m}_r$  é o transporte líquido de massa para dentro do volume de controle efetuado pelas correntes que escoam para dentro e para fora através das entradas e das saídas. A equação de balanço é escrita como:

$$\frac{dm_{vc}}{dt} + \Delta \dot{m}_{tc} = 0 \quad (12)$$

O símbolo  $\Delta$  representa a diferença entre as correntes de saída e de entrada e subscrito  $tc$  indica que o termo contabiliza todas as correntes.

### 3.1.2. Balanço de Energia

De modo análogo ao balanço de massa a quantidade em questão (energia) é conservada ao longo do processo. O termo de transporte é subdividido para representar os diversos modos que a energia pode atravessar o volume de controle. As correntes de entrada e de saída contribuem para o termo de transporte com as energias interna e mecânica.

Energia também é transportada através da superfície de controle como calor  $\dot{Q}$  e como trabalho  $\dot{W}$ , que é necessário para o deslocamento das correntes dado por  $\dot{m}(Pv)$ . Atribuindo-se o termo  $\Delta$  para indicar a diferença da grandeza na entrada e na saída, o trabalho líquido realizado no sistema quando todas as vazões são levadas em conta é dado por  $-\Delta[(Pv)\dot{m}]_{ic}$ .

Conseqüentemente o termo de transporte da equação 1 é escrito como

$$\dot{X}_T = \dot{Q} + \dot{W} = \dot{Q} - \Delta[(Pv)\dot{m}]_{ic} - \Delta\left[\left(u + \frac{1}{2}v^2 + zg\right)\dot{m}\right]_{ic} \quad (13)$$

Uma vez que em termos de variáveis intensivas,  $u + Pv = h$ , a equação anterior é reescrita como

$$\dot{X}_T = \dot{Q} - \Delta\left[\left(h + \frac{1}{2}v^2 + zg\right)\dot{m}\right]_{ic} \quad (14)$$

O termo de acúmulo é dado pela taxa de variação de energia interna total no interior do volume de controle. A equação de balanço de energia assume então o seguinte formato:

$$\frac{d(mu)_{vc}}{dt} + \Delta\left[\left(h + \frac{1}{2}v^2 + zg\right)\dot{m}\right]_{ic} = \dot{Q} \quad (15)$$

Normalmente os termos relacionados à energia cinética e potencial são desprezados, reduzindo a equação 15 a:

$$\frac{d(mu)_{vc}}{dt} + \Delta[\dot{m}h]_{ic} = \dot{Q} \quad (16)$$

Pode-se analisar as variações de energia do volume de controle em termos de entalpia substituindo-se  $U + PV = H$ , ou ainda em termos variáveis intensivas  $u + Pv = h$ :

$$\frac{d[m(h + Pv)]_{vc}}{dt} + \Delta[\dot{m}h]_{ic} = \dot{Q} \quad (17)$$

$$\frac{d(mh)_{vc}}{dt} + \frac{d(mPv)_{vc}}{dt} + \Delta[\dot{m}H]_{ic} = \dot{Q} \quad (18)$$

Uma vez que o volume total do pressurizador é constante ( $V = mv = cte$ ) tem-se que:

$$\frac{d(mh)_{vc}}{dt} + \frac{d(Pv)_{vc}}{dt} + \Delta[\dot{m}h]_{ic} = \dot{Q} \quad (19)$$

Esta equação é resolvida em paralelo com a equação de balanço de massa e define as variações de massa e de energia que o volume de controle está sujeito.

### 3.2. O Estado Termodinâmico

As quantidades de calor e trabalho necessários para se conduzir um processo são calculadas a partir do conhecimento de propriedades termodinâmicas tais como energia interna e entalpia, necessitando-se então caracterizar completamente o estado termodinâmico em que se trabalho. Esta caracterização é feita por meio da regra das fases de Gibbs (SMITH, 2000, p.30-31) definida pela seguinte equação:

$$F = 2 - \pi + N \quad (20)$$

Onde  $\pi$  é o número de fases,  $N$  é o número de espécies químicas e  $F$  é o chamado grau de liberdade do sistema, que indica o número de propriedades intensivas independentes, tais como temperatura e pressão, que precisam ser especificadas para se definir o estado termodinâmico.

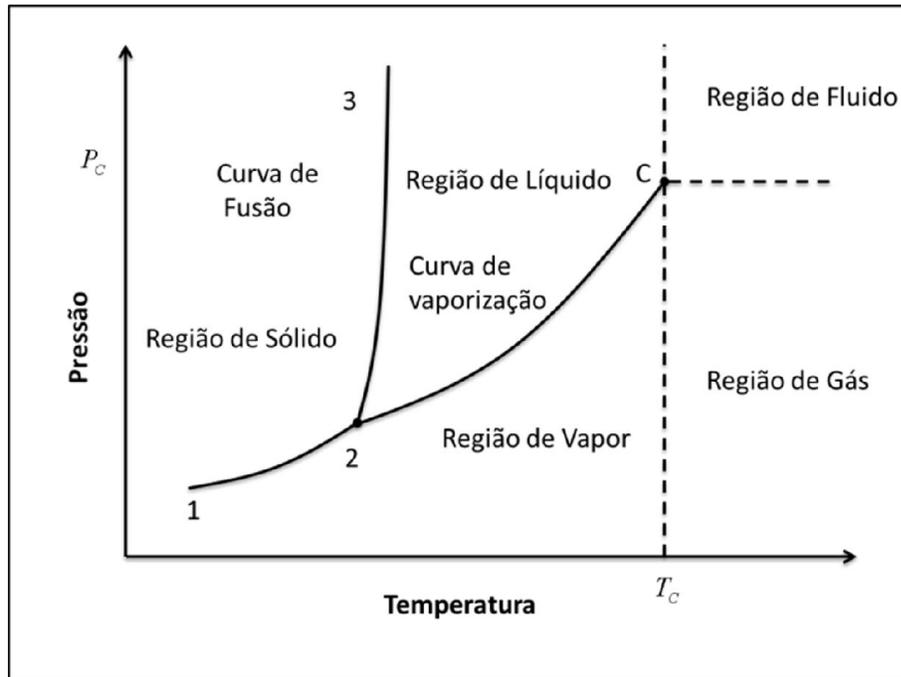
Dois casos são de interesse neste trabalho: água pura ( $N_1 = 1$ ) no estado de líquido subresfriado ( $\pi_1 = 1$ ) e água pura ( $N_2 = 1$ ) no estado de saturação ( $\pi_2 = 2$ ). Para estes dois casos a equação 20 fornece  $F_1 = 2 - 1 + 1 = 2$  e  $F_2 = 2 - 2 + 1 = 1$ . Ou seja, para se definir as propriedades termodinâmicas dos estados de líquido subresfriado deve-se especificar duas propriedades e para o estado de líquido saturado deve-se especificar uma propriedade intensiva. Normalmente as propriedades especificadas são a temperatura e da pressão.

Propriedades como entalpia, entropia e volume específicos podem ser obtidas por meio das tabelas de vapor, dos diagramas termodinâmicos ou ainda por meio correlações empíricas, conforme sugerido por Poling et al (2001). Os diagramas mais comumente utilizados são os de Temperatura versus Entropia, Pressão versus Entalpia e Entalpia versus Entropia (chamado de diagrama de Mollier), sendo as designações destes diagramas referentes às propriedades envolvidas.

Quando ocorre um processo em um fluido é possível acompanhar as variações em suas propriedades através dos diagramas termodinâmicos. A figura 5 exibe o diagrama de Pressão versus Temperatura para a água pura. A linha de transição entre as fases líquido e vapor é observado na linha 2-C chamada de curva de vaporização ou

ainda curva de condensação. Esta linha representa a condição na qual estas duas fases podem coexistir e dividem as regiões com uma única fase. O ponto C é conhecido como ponto crítico e suas coordenadas  $(T_c, P_c)$  representam a temperatura e pressão mais altas em que uma espécie química pura pode existir no equilíbrio líquido vapor.

Figura 5. Diagrama termodinâmico de Pressão versus Temperatura



Considerando-se a água em um recipiente fechado sem a presença de ar observa-se que parte da água na fase líquida será transferida para a fase vapor, até que se observa uma condição em que a taxa de evaporação é igual à taxa de liquefação, obtendo-se assim um equilíbrio dinâmico. Porém se a temperatura no recipiente é alterada de modo que o estado de equilíbrio fique acima da curva 2-C, as propriedades das duas fases tornam-se cada vez mais próximas, até que no ponto C elas tornam-se idênticas, e sua interface (menisco) desaparece.

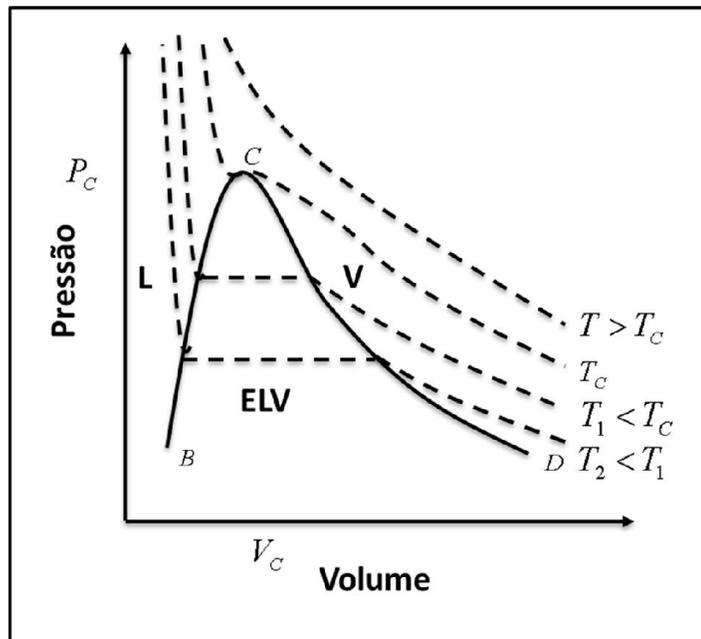
As regiões existentes em temperaturas e pressões acima das do ponto crítico são marcadas por linhas pontilhadas e não representam camadas de fases. Uma fase é considerada líquida quando ocorre vaporização quando sua pressão é reduzida à temperatura constante. Uma fase é considerada gás quando ocorre condensação

quando sua temperatura é reduzida à pressão constante. Uma vez que nenhum destes processos pode ocorrer, diz-se que esta região é chamada de região de fluido.

A região de gás pode ser dividida em duas partes: o gás à esquerda da temperatura crítica, que pode ser condensado tanto por compressão isotérmica como por resfriamento isobárico, é chamada de vapor. O fluido à direita da temperatura crítica é chamado de fluido supercrítico.

Na figura 6, o diagrama P versus V fornece as regiões (definida pela linha 2-C da figura 5) onde duas fases coexistem em equilíbrio.

Figura 6. Diagrama termodinâmico de Pressão versus Volume



Na figura 6 observa-se 4 linhas isotérmicas. As linhas  $T_1$  e  $T_2$  encontram-se em temperaturas subcríticas, e consistem de 3 segmentos (Líquido, Líquido-Vapor e Vapor) e que quando  $T > T_c$  há a suavização da curva. O estado de líquido/vapor saturado pode ser observado na linha BCD e fases coexistentes são representadas por linhas horizontais de uma isoterma na pressão de saturação específica da isoterma. Também chamada de pressão de vapor, ela é dada por um ponto na figura 5 onde uma isoterma (linha vertical) corta a curva de vaporização.

As seguintes regiões são definidas neste diagrama:

- a) Equilíbrio Líquido-Vapor(ELV) saturado: Curva BCD.
- b) Líquido subresfriado(L): à esquerda de BC. Encontra-se abaixo do ponto de ebulição na pressão do sistema. As isotermas nessa região são bastante íngremes, o que reflete a pouca compressibilidade com alterações na pressão.
- c) Vapor superaquecido: à direita de CD. Encontra-se acima do ponto de ebulição na pressão do sistema.

A saturação consiste da condição na qual uma mistura de líquido e vapor pode coexistir em determinada condição de temperatura e pressão. A temperatura na qual o líquido começa a evaporar é chamada de temperatura de ebulição ou ponto de bolha. A pressão na qual o líquido começa a evaporar é chamada pressão de vapor. Para uma substância pura há uma relação definida entre a pressão de saturação e temperatura de saturação, que pode ser representada graficamente através da curva de pressão de vapor. Uma mistura líquido/vapor encontra-se no estado de saturação quando as condições de temperatura e de pressão encontram-se nesta curva.

Quando uma substância existe nas fases líquida e vapor e está em equilíbrio, é importante caracterizar a relação existente entre as quantidades de vapor e líquido através da qualidade do vapor, que pode ser escrita como:

$$x = \frac{m^V}{m^V + m^L} \quad (21)$$

A transição de fase a uma temperatura e pressão constantes ocorre sempre que uma destas curvas é atravessada, e como resultado as propriedades termodinâmicas específicas alteram-se abruptamente. Assim o volume específico de um líquido saturado é muito diferente do volume específico de um vapor saturado no mesmo T e P.

Observar na linha de equilíbrio líquido e vapor do lado esquerdo da figura 6(entre a região de líquido comprimido e líquido saturado) que a variação de temperatura de uma isoterma para outra acarreta uma sensível mudança no volume e uma razoável

mudança na pressão, o que representa a principal preocupação na variação de condições no circuito primário do reator nuclear.

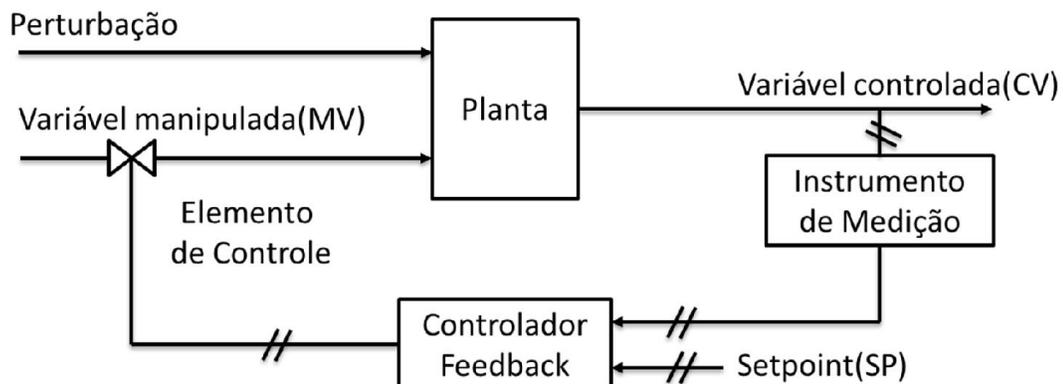
### 3.3. Controle do Processo

O comportamento dependente do tempo de um processo é chamado de dinâmica. Observa-se, em termos práticos, a dinâmica de um processo real através do comportamento de propriedades como temperatura, volume, nível e vazão mássica.

Quando se deseja efetuar uma proposta de controle para determinado processo é necessário identificar quais são as variáveis de interesse no processo. Define-se inicialmente qual variável deseja-se controlar atribuindo-se a esta o nome de variável controlada (CV, do inglês Controlled Variable), e ao seu valor desejado o nome de setpoint(SP). À diferença entre o setpoint e o valor observado da CV chama-se Erro  $e(t)$ . Em seguida, observa-se qual é a variável que desloca a variável controlada de seu valor de setpoint, atribuindo-se a esta variável o nome variável de distúrbio (DV, do inglês Disturbance Variable). Por fim define-se a variável manipulada (MV, do inglês Manipulated Variable), que consiste da variável que será utilizada para compensar os efeitos da VD.

A figura 7 exhibe a estratégia de controle mais tradicional chamada de feedback(LUYBEN,1996) ou de retroalimentação, que consiste em observar diferença entre o VC e seu SP e em seguida definir a atuação da MV, cuja intensidade pode ser maior ou menor, dependendo como do tamanho do erro.

Figura 7. Estratégia de controle feedback



Sempre que se deseja analisar a dinâmica de um determinado sistema é conveniente observar as mudanças de suas variáveis em relação aos seus valores no estado estacionário. Uma vez que todas as variáveis são funções do tempo,  $X_i$ , seus desvios do estado estacionário  $\bar{X}_i$  também serão funções do tempo, chamando-se estes desvios de variáveis de desvio.

As equações que descrevem o sistema podem então ser escritas com esta definição observando-se a vantagem de que os termos constantes na equação diferencial são eliminados e que os valores de condições iniciais são iguais a zero.

Definindo-se as condições iniciais segue-se para a caracterização do controlador, cuja função é comparar o valor da variável controlada com o seu SP e enviar o comando apropriado para o elemento de atuação. Os três tipos básicos de controladores são comumente utilizados na estratégia de controle feedback:

I) Ação Proporcional: o controlador que possui apenas a ação proporcional altera a atuação do elemento de controle de modo proporcional ao erro, tal que:

$$CO = Bias + K_C \cdot e(t) \quad (22)$$

O termo *Bias* é o valor da atuação quando não há erro e o termo  $K_C$  é o ganho do controlador. Quanto maior o valor do ganho, maior será o valor da atuação do controlador para um dado erro. Este ganho quando positivo resulta numa diminuição da ação do controlador quando a variável do controlada aumenta, sendo esta atuação chamada de controle de ação reversa. Quando o ganho é negativo, a ação do controlador aumenta quando a variável de processo aumenta e esta atuação é chamada de controle de ação direta.

II) Ação Integral: esta ação tem a ação no elemento de controle baseada na integral do erro no tempo, tal que:

$$CO = Bias + \frac{1}{\tau_I} \cdot \int e(t) dt \quad (23)$$

Onde o termo  $\tau_I$  é chamado de tempo integral e possui unidades de minutos. De modo análogo à ação proporcional, se não houver erro não será constatada atuação do controlador no elemento de controle, porém se o erro for positivo ou negativo, a integral do erro direciona a atuação do controlador de modo a aumentar ou diminuir a ação (direta ou reversa) do controlador. Seu propósito básico é direcionar a variável controlada de volta ao seu setpoint, uma vez que com grande frequência a atuação apenas proporcional produz um erro que permanece em estado estacionário, chamado de offset. O acréscimo da ação integral reduz este offset para zero. Apesar de haver um ganho na eliminação deste offset, a malha de controle pode seguir em direção à instabilidade.

III) Ação Derivativa: esta ação tem por objetivo antecipar a direção do processo através da observação da derivada do Erro:

$$CO = Bias + \tau_D \cdot \frac{de}{dt} \quad (24)$$

Onde o termo  $\tau_D$  é chamado de tempo derivativo e possui unidades de minutos. Em tese esta atuação melhora a resposta dinâmica do controlador na maior parte das malhas, porém quando se observa uma grande quantidade de oscilação no erro este tipo de atuação torna-se inapropriado.

Estes três tipos de ações podem ser combinados para formar normalmente os controladores do tipo Proporcional (P), Proporcional-Integral (PI), e Proporcional-Integral-Derivativo (PID), porém sugere-se sempre a utilização da estratégia de controle mais simples possível.

Definido o controlador que será utilizado parte-se para a etapa do ajuste dos coeficientes dos controladores escolhidos, chamada de sintonia dos controladores. Um método bastante utilizado é o chamado Método da Curva de Reação(OGATA,2010) e consiste em efetuar um degrau unitário na MV e observar o comportamento da CV, conforme indicado na figura 8. A figura 9 indica os parâmetros  $t_L$  e  $t_T$  assim como a sua

forma de obtenção. A partir destes valores são obtidos os coeficientes  $K_c$ ,  $\tau_i$ , e  $\tau_d$  são definidos através das designações da tabela 1. Estas atribuições são feitas por Ziegler-Nichols(OGATA,2010, p.568-570). Com estes coeficientes definidos o controlador estará sintonizado e os elementos de atuação funcionarão de modo desejável na estabilização da CV.

Figura 8. Método da Curva de Reação. Adaptado de OGATA(2010, p.569)

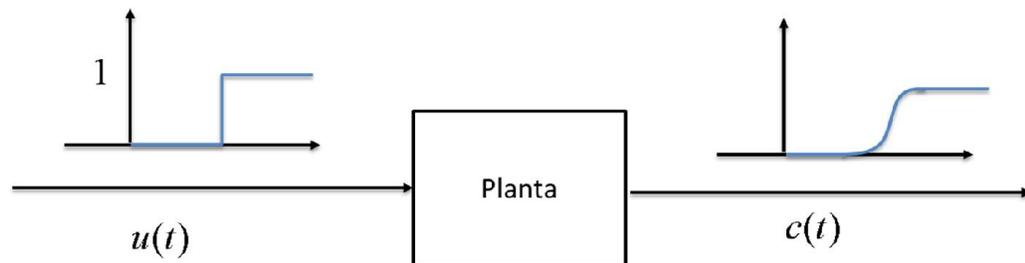


Figura 9. Procedimento para obtenção de dados para sintonia do controlador. Adaptado de Ogata(2010. P. 569)

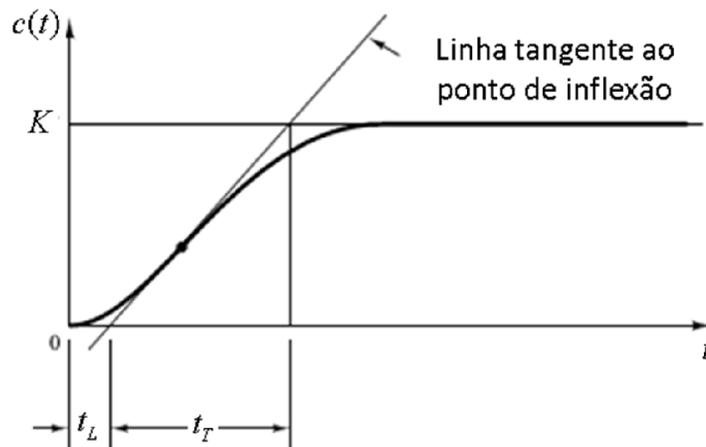


Tabela 1: Sintonia de controladores sugerida por Ziegler-Nichols

Tipo de controlador	$K_C$	$\tau_I$	$\tau_D$
P	$\frac{t_T}{t_L}$	$\infty$	0
PI	$0.9 \frac{t_T}{t_L}$	$\frac{t_L}{0.3}$	0
PID	$1.2 \frac{t_T}{t_L}$	$2t_L$	$0.5t_L$



Seguindo-se as especificações geométricas da figura anterior, observa-se então as seguintes relações na associação do volume de líquido  $V_L$  com o nível no interior do Pressurizador.

Para região 1:  $0 \leq z < Z_0$  tem-se que  $V^L(z) = \pi r_0^2 z$

Para região 2:  $Z_0 \leq z < Z_1$  tem-se que  $V^L(z) = \pi r_0^2 Z_0 + \pi R_0^2 (z - Z_0)$

Para região 3:  $z > Z_1$  tem-se que  $V^L(z) = \pi r_0^2 Z_0 + \pi R_0^2 (Z_1 - Z_0) + V^{SE}(z)$

Onde o volume propriamente dito da semiesfera  $V_{SE}$  é uma função da cota transladada  $z - Z_1 = z_t$  e pode ser escrita através da integral:

$$V^{SE}(z_t) = \int_0^{z_t} \pi [R(z_t)]^2 dz \quad (25)$$

Para esta esfera tem-se que

$$x^2 + y^2 + z_t^2 = R_0^2$$

Ou seja

$$x^2 + y^2 = R_0^2 - z_t^2 = [R(z)]^2$$

O volume é então escrito como:

$$\begin{aligned} V^{SE}(z_t) &= \int_0^{z_t} \pi [R(z_t)]^2 dz = \int_0^{z_t} \pi (R_0^2 - z_t^2) dz_t \\ V^{SE}(z_t) &= \pi \left( R_0^2 z_t - \frac{z_t^3}{3} \right) \end{aligned} \quad (26)$$

Reescrevendo  $V^{SE}(z_t)$  para o translato  $z_t = z - Z_1$

$$V^{SE}(z) = \pi \left( R_0^2 (z - Z_1) - \frac{(z - Z_1)^3}{3} \right) \quad (27)$$

Observando-se que esta relação só é válida para  $z > Z_1$ . O volume é representado por uma função variável do seguinte modo:

$$V(z) = \begin{cases} \pi r_0^2 z & 0 < z < Z_0 \\ \pi (r_0^2 Z_0 + R_0^2 (z - Z_0)) & Z_0 < z < Z_1 \\ \pi (r_0^2 Z_0 + R_0^2 (Z_1 - Z_0) + R_0^2 (z - Z_1) - (z - Z_1)^3 / 3) & z > Z_1 \end{cases} \quad (28)$$

O volume total do pressurizador pode ser obtido atribuindo-se à equação 28 o valor de  $z$  como sendo  $Z_1 + R_0$ . Ou seja:

$$V_{\max} = V^T = \pi \left( Z_0 r_0^2 + (Z_1 - Z_0) R_0^2 + \frac{2}{3} R_0^3 \right) \quad (29)$$

Com a equação 28 em mãos é possível então associar a variação do volume ao longo do tempo com a variação do nível ao longo do tempo. Assumindo-se que  $z > z_1$  sempre, observa-se que:

$$V(z) = \pi \left( Z_0 r_0^2 + (z - Z_0) R_0^2 - \frac{(z - Z_1)^3}{3} \right) \quad (30)$$

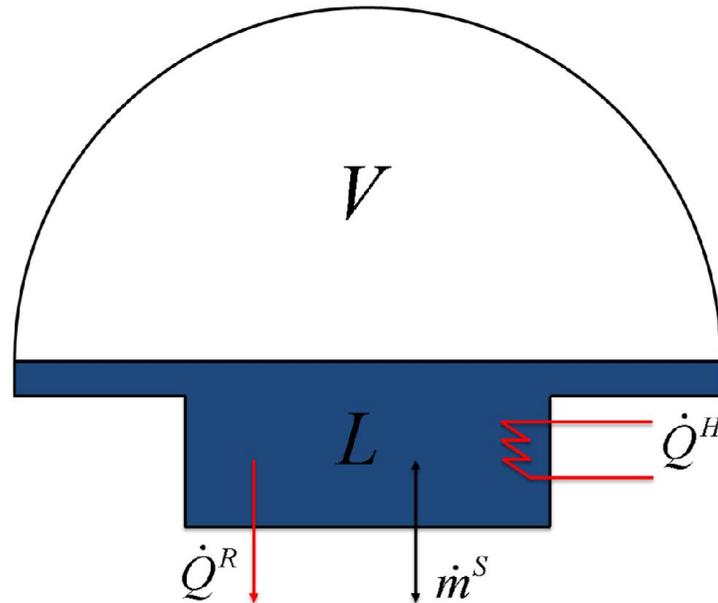
Nesta abordagem considera-se que na operação do sistema, o nível nunca será inferior a  $Z_1$ . Percebe-se então que o sistema possuirá dois limites. Um no nível inferior definido por  $Z_1$  e um no nível superior definido por  $Z_{\max}$ , acima do qual as válvulas de alívio são acionadas. Os valores de  $r_0$ ,  $R_0$ ,  $Z_0$  e  $Z_1$  são fornecidos por Barroso(2004) na figura 10 e serão utilizados como valores de operação para definir a geometria do pressurizador neste trabalho.

#### 4.2. Análise Termodinâmica e de Processo

Para se analisar o problema de modo mais preciso é necessário delimitar o volume de controle da figura, que pode ser definido como a região interna do pressurizador conforme foi indicado na figura 11.

Para este trabalho será considerado o caso geral para um desequilíbrio com a formulação de duas regiões, que pode ser consideravelmente simplificado onde espera-se que haja pouca perda de precisão com relação aos casos práticos. Seguindo as linhas de princípio definidas por Todreas e Kazimi (1990), considera-se um pressurizador com duas regiões operando apenas com líquido na região inferior e apenas vapor na sua região superior. No caso específico do pressurizador do IRIS, não se observa a presença do Spray o que reduz o número total de incógnitas e de alterações nas condições de operação do circuito primário.

Figura 11. Representação do volume de controle



O volume total do pressurizador pode ser dividido em duas regiões, sendo que uma composta pela região ocupada pela fase líquida ( $L$ ) e outra ocupada pela fase vapor ( $V$ ), com massa inicial total  $m_1 = m_1^L + m_1^V$  sujeito a uma corrente oriunda do circuito primário do reator que pode receber ou perder massa e energia através de uma corrente  $\dot{m}_k^S$  (oriunda de transientes energéticos do circuito primário), além poder receber energia na forma de calor fornecido de um aquecedor conforme configuração que será mais bem definida no item 4.4, que constitui o elemento de controle. O índice que define a soma de variáveis das fases líquida e vapor, indicando quantidades totais ( $T$ ) será omitido.

As seguintes simplificações foram estabelecidas neste trabalho:

- O pressurizador é definido como o sistema de interesse e possui apenas duas regiões, uma superior composta por vapor saturado e uma inferior composta por líquido saturado.
- Transformações adicionais do aumento ou redução da pressão bem como seus efeitos (condensação e vaporização da água) são contabilizados diretamente através da resolução da equação de balanço de massa e de energia;

- Considera-se que as gotas de líquido condensado e as bolhas de vapor evaporado são adicionadas instantaneamente às regiões de líquido e de vapor respectivamente, não resultando em variações de energia e de trabalho.
- Não há perda de calor para as paredes do pressurizador, não havendo portanto condensação do vapor nesta região.
- O vapor e o líquido estão sempre em estado saturado, ou seja, há uma relação direta entre as propriedades das quantidades de líquido e de vapor presente no sistema.
- Sempre que houver uma alteração nas condições do sistema devido à entrada ou saída de massa ou devido à atuação do aquecedor, não haverá estratificação do sistema e sim um deslocamento no equilíbrio termodinâmico de um estado termodinâmico para outro.
- A vaporização e a condensação ocorrerão instantaneamente no sistema.
- A vazão mássica de surto, oriunda do circuito primário do reator,  $\dot{m}^S$ , quando positiva deverá ser constituída unicamente de líquido comprimido e quando negativa deverá ser constituído unicamente de líquido nas condições de saturação do sistema.
- o sistema terá todo o seu volume preenchido por líquido e vapor em qualquer instante. Em termos de equação tem-se a seguinte restrição:

$$m^L(t)v^L(t) + m^V(t)v^V(t) = V \quad \forall t \geq 0 \quad (31)$$

- Considerando-se um surto num instante  $t$ , tem-se que no instante  $t + dt$  a pressão do pressurizador terá alcançado uma nova condição de equilíbrio, sendo esta nova pressão  $P(t + dt)$  assumida como a pressão total no sistema, considerando-se que a energia é completamente difundida no sistema instantaneamente.
- Considera-se que a pressão do circuito primário será a mesma do pressurizador, pois há uma diferença de cotas na coluna hidrostática que reduz a pressão de cerca de operação do circuito primário (cerca de 170bar) para 155 bar.

Os seguintes fenômenos são observados na interface entre as regiões de líquido e de vapor:

- evaporação de líquido (e condensação de vapor) na interface entre o líquido e o vapor com taxa  $\dot{m}^E$  kg/s dirigindo-se para a fase contínua instantaneamente.
- fornecimento de energia por parte do conjunto de aquecedores com taxa  $\dot{Q}^H$  com difusão total energia de modo instantâneo.
- perdas térmicas do circuito primário com taxa  $\dot{Q}^R$ .

Na região de fundo do pressurizador pode ocorrer a entrada ou saída de massa devido à corrente de surto  $\dot{m}^S$ . As equações de balanço de massa são então escritas para cada uma das regiões do seguinte modo:

$$\text{- Líquido} \quad \frac{d(m)^L}{dt} = \dot{m}^S(t) - \dot{m}^E(t) \quad (32)$$

$$\text{- Vapor} \quad \frac{d(m)^V}{dt} = \dot{m}^E(t) \quad (33)$$

Estas equações são acompanhadas dos respectivos balanços de energia

$$\text{- Líquido} \quad \frac{d(mh)^L}{dt} + V^L \frac{dP}{dt} = (\dot{m}h)^S(t) - (\dot{m}h)^E(t) + \dot{Q}^H(t) - \dot{Q}^R(t) \quad (34)$$

$$\text{- Vapor} \quad \frac{d(mh)^V}{dt} + V^V \frac{dP}{dt} = (\dot{m}h)^E(t) \quad (35)$$

Somando-se a equação 32 com a equação 33 obtém-se o seguinte balanço de massa:

$$\frac{d(m)^L}{dt} + \frac{d(m)^V}{dt} = \dot{m}^S(t) \quad (36)$$

Ou ainda

$$\frac{dm}{dt} = \dot{m}^S(t) \quad (37)$$

Com

$$\frac{dm}{dt} = \frac{d(m)^L}{dt} + \frac{d(m)^V}{dt} \quad (38)$$

A integração da equação 35 entre os instantes  $t$  e  $t + dt$  fornece:

$$m(t + dt) - m(t) = m^S(t) \quad (39)$$

Onde

$$m^S(t) = \int_t^{t+dt} \dot{m}^S dt \quad (40)$$

Uma vez que normalmente os dados utilizados baseados em registros discretos associados ao tempo, o termo de integração da equação 40 resultante do balanço de massa precisa ser discretizada. A forma discretizada da equação 39 assume a seguinte configuração:

$$m_k = m_{k-1} + m_k^S \quad (41)$$

Onde

$$m_{S,k} = \int_{t_{k-1}}^{t_k} \dot{m}_k^S dt \simeq (\dot{m}_k^S + \dot{m}_{k-1}^S) \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right) \quad (42)$$

É conveniente observar as seguintes relações de massas entre os instantes  $t_{k-1}$  e  $t_k$ :

$$\text{Para } t = t_{k-1}: m_{k-1}^L + m_{k-1}^V = m_{k-1} \quad (43)$$

$$\text{Para } t = t_k: m_{k-1} + m_k^S = m_k^L + m_k^V = m_k \quad (44)$$

Somando-se a equação 34 com a equação 35 obtém-se o seguinte balanço de energia

$$\frac{d(mh)^L}{dt} + \frac{d(mh)^V}{dt} + V^V \frac{dP}{dt} + V^L \frac{dP}{dt} = (\dot{m}h)_S + \dot{Q}^H - \dot{Q}^R \quad (45)$$

Que pode ser reescrita como

$$\frac{d(mh)}{dt} + V \frac{dP}{dt} = (\dot{m}h)^S(t) + \dot{Q}(t) \quad (46)$$

Onde  $\frac{d(mh)}{dt} = \frac{d(mh)^L}{dt} + \frac{d(mh)^V}{dt}$  é a variação de energia em todo o pressurizador nas fases líquida e vapor,  $\dot{Q}(t) = \dot{Q}^H(t) - \dot{Q}^P(t)$  é o saldo líquido de potencia (ganha ou perdida) entre as perdas térmicas e a potência fornecida pelos aquecedores e  $V = V^L + V^V$  é o volume total do pressurizador.

Integrando-se a equação 46 obtém-se

$$(mh)(t+dt) - (mh)(t) + V\Delta P(t) = (mh)^S(t) + Q(t) \quad (47)$$

Onde

$$(mh)^S(t) = \int_t^{t+dt} (\dot{m}h)^S dt \quad (48)$$

$$Q(t) = \int_t^{t+dt} \dot{Q} dt = \int_t^{t+dt} (\dot{Q}_H - \dot{Q}_P) dt \quad (49)$$

$$\Delta P(t) = P(t+dt) - P(t) \quad (50)$$

A forma discretizada da equação 47 assume a seguinte configuração

$$(mh)_k = (mh)_{k-1} + (mh)_k^S - V\Delta P_k + Q_k \quad (51)$$

Onde

$$(mh)_k^S = \int_{t_{k-1}}^{t_k} (\dot{m}h)_k^S dt = \left( (\dot{m}h)_k^S + (\dot{m}h)_{k-1}^S \right) \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right) \quad (52)$$

$$\Delta P_k = P_k - P_{k-1} \quad (53)$$

$$Q_k = \int_{t_{k-1}}^{t_k} (\dot{Q}^H(t) - \dot{Q}^R(t)) dt \approx (\dot{Q}_k^H - \dot{Q}_k^R + \dot{Q}_{k-1}^H - \dot{Q}_{k-1}^R) \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right) \quad (54)$$

Ressalta-se a diferença entre os elementos do lado direito e do lado esquerdo das equações 37 e 46, no sentido de que os termos de transporte  $\dot{m}_s(t)$  e  $(\dot{m}h_s)(t)$  reflete causa enquanto os termos de acúmulo  $m(t)$  e  $(mh)(t)$  refletem os efeitos. Isso se deve ao fato de que a grandeza  $\dot{m}_s$  ser uma taxa de processo e quando é integrada no

tempo produz quantidades de  $m$  transportado dentro do volume de controle. Por outro lado a derivada  $\frac{dm}{dt}$  e  $\frac{d(mh)}{dt}$  são taxas de acúmulo, que quando integradas no tempo fornecem a variação das quantidades de  $m$  e  $(mh)$  no interior do volume de controle.

Tem-se então que para as duas fases:

$$m_{k-1}^L h_{k-1}^L + m_{k-1}^V h_{k-1}^V = (mh)_{k-1} \quad (55)$$

$$(mh)_k = (mh)_{k-1} + (mh)_k^S - V \Delta P_k + Q_k = m_k^L h_k^L + m_k^V h_k^V \quad (56)$$

É conveniente observar também que o valor da entalpia da corrente de surto  $h_k^S$  depende do “sinal” do surto, de modo que para surtos positivos (água entrando no pressurizador) as propriedades termodinâmicas da corrente de surto serão as mesmas do líquido comprimido presente no circuito primário e para surtos negativos (água saindo do pressurizador) as propriedades termodinâmicas serão as mesmas do líquido saturado presente no pressurizador.

É conveniente descrever o sistema em termos da qualidade do vapor presente na fase vapor, ou seja, da fração de vapor no sistema, definida através da relação

$x_k = \frac{m_k^V}{m_k} = \frac{m_k^V}{m_k^V + m_k^L}$ , observa-se que a equação 55 pode ser reescrita como:

$$m_k^L h_k^L + m_k^V h_k^V = m_k \left( (1-x_k) h_k^L + x_k h_k^V \right) = (mh)_k \quad (57)$$

Lembrando que da equação 55:

$$\begin{aligned} (mh)_k &= (mh)_{k-1} + (mh)_k^S - V \Delta P_k + Q_k \\ (1-x_k) h_k^L + x_k h_k^V &= \frac{(mh)_{k-1} + (mh)_k^S - V \Delta P_k + Q_k}{m_k} = \frac{(mh)_k}{m_k} = h_k \end{aligned} \quad (58)$$

Deseja-se levar o termo  $\Delta P_k$  a diante na definição de  $x_k$  então se escreve o termo  $h_k$  como função da pressão e do estado termodinâmico do passo anterior:

$$h_k = \frac{(mh)_{k-1} + (mh)_k^S - V \Delta P_k + Q_k}{m_k} = \frac{(mh)_k^* - V \Delta P_k}{m_k} = h_k^* - v_k \Delta P_k \quad (59)$$

Onde

$$(mh)_k^* = (mh)_{k-1} + (mh)_k^S + Q_k \quad (60)$$

$$h_k^* = \frac{(mh)_k^*}{m_k} \quad (61)$$

$$v_k = \frac{V}{m_k} \quad (62)$$

Deseja-se isolar o termo  $x_k$  definido anteriormente:

$$((1-x_k)h_k^L + x_k h_k^V) = h_k^* - v_k \Delta P_k \quad (63)$$

Onde  $h_k^*$  é a entalpia específica corrigida que inclui o termo  $\Delta P_k$ ,  $v_k$  é o volume específico do sistema, ambos encontrando-se em equilíbrio e na condição de saturação. Uma vez que a pressão está com unidades em bar e o volume específico em  $m^3/kg$ , para assegurar a consistência de dimensões de energia(kJ/kg) multiplica-se o termo  $v\Delta P$  por 100. Segue que:

$$x_k (h_k^V - h_k^L) = h_k^* - h_k^L - 100v_k \Delta P_k \quad (64)$$

$$x_k = \frac{h_k^* - h_k^L - 100v_k \Delta P_k}{h_k^V - h_k^L} \quad (65)$$

Ou

$$x_k = \frac{h_k - h_k^L}{h_k^V - h_k^L} \quad (66)$$

A equação 66 define o novo valor da qualidade do vapor  $x_k$  presente no pressurizador resultante de um surto (positivo ou negativo), obtido através da equação de balanço de energia, como uma função das relações entre as entalpias específicas de vapor  $h_k^V$  e líquido saturado  $h_k^L$ , da entalpia final do sistema  $h_k$ , do volume específico final  $v_k$  do sistema e da variação de pressão  $\Delta P_k$ .

É possível constatar que o sistema apresenta uma restrição em seu volume em qualquer instante definida por:

$$m_k^L v_k^L + m_k^V v_k^V = V \quad (67)$$

Reescrevendo-se a equação 67 novamente em termos de  $x_k$  tem-se que:

$$m_k((1-x_k)v_k^L + x_k v_k^V) = V \quad (68)$$

Prosseguindo-se com o isolamento do termo  $x_k$  :

$$((1-x_k)v_k^L + x_k v_k^V) = \frac{V}{m_k} = v_k \quad (69)$$

$$(x_k(v_k^V - v_k^L) + v_k^L) = v_k \quad (70)$$

$$x_k(v_k^V - v_k^L) = v_k - v_k^L \quad (71)$$

$$x_k = \frac{v_k - v_k^L}{v_k^V - v_k^L} \quad (72)$$

A equação 72 define a qualidade do vapor  $x_k$  presente no pressurizador, obtido através da equação de restrição de volume, como uma função das relações entre os volumes específicos de vapor  $v_k^V$  e líquido saturado  $v_k^L$ , do volume específico final do sistema  $v_k$ .

Observa-se que termo  $x_k$  foi obtido através de duas equações distintas (balanço de energia e restrição de volume), devendo possuir o mesmo valor em ambas as equações. Na condição de equilíbrio procurada assume-se que o lado direito da equação 65 é igual ao lado direito da equação 72 observando-se então que

$$\frac{h_k^* - h_k^L - 100v_k \Delta P_k}{h_k^V - h_k^L} = \frac{v_k - v_k^L}{v_k^V - v_k^L} \quad (73)$$

Ou ainda

$$\frac{h_k^* - h_k^L - 100v_k \Delta P_k}{h_k^V - h_k^L} - \frac{v_k - v_k^L}{v_k^V - v_k^L} = 0 \quad (74)$$

Das 7 incógnitas presentes na equação 73, conhece-se apenas 2:  $h_k^*$  e  $v_k$ . As outras 5  $h_k^V$ ,  $h_k^L$ ,  $v_k^V$ ,  $v_k^L$  e  $\Delta P_k$  não são conhecidas ainda, entretanto todas são dependentes da condição de pressão no sistema no instante da nova pressão  $P_k$ . Portanto para assegurar que a igualdade proposta na equação 74 seja verdadeira no passo "k", é necessário determinar a nova pressão de equilíbrio  $P_k$  no interior do pressurizador que

forneça os valores das propriedades termodinâmicas de líquido e vapor mencionadas anteriormente que se adequem a condição estabelecida por esta equação. A equação 74 pode então ser reescrita como uma função-erro dependente da pressão em cada instante na forma:

$$f(P_k) = \frac{h_k^* - h_k^L - 100v_k \Delta P_k}{h_k^V - h_k^L} - \frac{v_k - v_k^L}{v_k^V - v_k^L} = 0 \quad (75)$$

Encontrando-se a pressão  $P_k$ , no passo  $k$ , que satisfaça a equação  $f(P_k) = 0$ , estará determinada a nova pressão de equilíbrio do sistema e assim caracterizado o novo estado de equilíbrio termodinâmico naquele passo.

De modo análogo pode-se definir uma função erro para determinar o nível  $z_k$  com o conhecimento do volume de líquido e da equação 30 descrita no item 4.1. Conhecendo-se o valor da nova pressão e assumindo-se a condição de saturação, é possível determinar o novo volume de líquido presente no pressurizador, uma vez que este depende da massa de líquido presente no pressurizador (dado pela equação 48) e pelo respectivo volume específico. Correlacionando-se esta equação com o volume de líquido (equação 30) obtém-se:

$$V_k^L = \pi \left( Z_0 r_0^2 + (z_k - Z_0) R_0^2 - \frac{(z_k - Z_1)^3}{3} \right) \quad (76)$$

Ou ainda de modo análogo ao da equação 62:

$$f(z_k) = V_k^L - \pi \left( Z_0 r_0^2 + (z_k - Z_0) R_0^2 - \frac{(z_k - Z_1)^3}{3} \right) = 0 \quad (77)$$

Onde  $z_0 = 2.100$ ,  $r_0 = 1.5960$ ,  $z_1 = 1.299$ ,  $R_0 = 3.105$  são parâmetros (em metros) de projeto conhecidos. Com estes dados estabelecidos é necessário ainda definir as propriedades do sistema na condição inicial ( $k = 1$ ) e os coeficientes do controlador.

### 4.3. Ferramenta Computacional

As equações anteriormente descritas foram analisadas através da ferramenta computacional Matlab. Do inglês Matrix Laboratory, trata-se de um software que

possibilita a manipulação de forma versátil matrizes, funções e operadores matemáticos, e que já possui em seu banco de dados em uma série de rotinas utilizadas em atividades de engenharia, além de permitir ao usuário a criação de rotinas próprias. Chapra (2012) discute uma série métodos numéricos com uso deste software e Ogata(2010) indica uma série de rotinas utilizadas na teoria de controle de processos. Em especial para este trabalho as seguintes rotinas do Matlab foram utilizadas:

-  $XSteam('fun', In_1, In_2)$ : Consiste de uma rotina que pode utilizar 2 ou 3 dados de entrada para fornecer dados da tabela de vapor da água, baseada nos dados apresentados da IAPWS (International Association for the Properties of Water) IF97. O primeiro argumento a ser inserido na rotina é a função da tabela de vapor que se deseja utilizar, e os dados seguintes são entradas de dados daquela função. Com esta rotina foi possível determinar todas as propriedades termodinâmicas das substâncias utilizadas a saber: entalpias, entropias e volumes específicos de líquido comprimido, líquido saturado e vapor saturado, além da temperatura de saturação. Informações adicionais encontram-se no Anexo A.

-  $fzero(fun, x_0)$ : dada determinada função “ $fun$ ” contínua, o programa inicia a busca de sua raiz, com estimativa inicial de  $x_0$ , que normalmente é dado pelo valor da variável procurada no passo anterior. Esta rotina permitiu determinar a pressão  $P_k$  no passo  $k$  que é raiz da equação 69, onde apenas os termos  $h_k^*$  e  $v_k$  eram conhecidos e os demais termos eram todos funções de  $P_k$  obtidos pela rotina  $XSteam$ .

-Declarações  $if$ ,  $else$  e  $for$ : utilizados para realizar “loops” (laços ou passos) no programa, tais como no início da contagem do tempo ( $for k = 1:600$ ), e para estabelecimento de saturações no comportamento dos controladores através do estabelecimento de condições lógicas dos controladores do tipo on-off empregado e para definir saturações no erro entre o setpoint e variável controlada.

#### 4.4. Definições de Parâmetros

Antes de se iniciar a simulação é necessário definir qual a condição de operação normal em que se opera, ou seja, quais as condições do estado estacionário do

pressurizador. Após definir qual a condição estacionária, deve-se definir os parâmetros dos controladores, que são baseados nas informações características do sistema.

#### 4.4.1. Condições iniciais do pressurizador

As atribuições da condição inicial são feitas para definir o estado estacionário do pressurizador. Estabelece-se que o nível inicial é de  $2.100\text{ m}$  e que a pressão inicial de operação no interior do pressurizador é de  $155\text{ bar}$  ( $15.5\text{ MPa}$ ). As propriedades foram calculadas com auxílio da rotina XSteam do Matlab. Os resultados dos cálculos encontram-se expostos na tabela 2.

Tabela 2: Atribuições do estado estacionário do pressurizador IRIS

Atribuição	Variáveis Calculadas	
Nível inicial $z_1 = 2,100\text{ m}$	Volume de líquido	$V_1^L = 38,352\text{ m}^3$
	Volume de vapor	$V_1^V = 38,974\text{ m}^3$
	Volume total do sistema	$V^T = 77,326\text{ m}^3$
Pressão inicial $P_1 = 155\text{ bar}$	Temperatura do sistema	$T = 344,79^\circ\text{C}$
	Volume Esp. de Líq. Saturado	$v_1^L = 0,001682\text{ m}^3 / \text{kg}$
	Volume Esp. de Vapor Saturado	$v_1^V = 0,009811\text{ m}^3 / \text{kg}$
	Entalpia Esp. de Líq. Saturado:	$h_1^L = 1629,85\text{ kJ} / \text{kg}$
	Entalpia Esp. de Vapor Saturado	$h_1^V = 2596,21\text{ kJ} / \text{kg}$
	Massa de líquido inicial	$m_1^L = V_1^L / v_1^L = 22794,79\text{ kg}$
	Massa de vapor inicial	$m_1^V = V_1^V / v_1^V = 3972,41\text{ kg}$
	Massa total inicial	$m_1 = 26767,20\text{ kg}$
	Energia total inicial	$(mh)_1 = 47465,34\text{ MJ}$
	Entalpia Esp. da mistura Liq-Vap.	$h_1 = 1773,26\text{ kJ}$
Qualidade do vapor	$x_1 = 0,1484$	

Tem-se então que o estado termodinâmico na condição inicial está completamente definido, sendo esta a condição de operação assumida como de estado estacionário do pressurizador.

#### 4.4.2. Sintonia dos controladores

Com as condições iniciais definidas propõe-se a simulação do sistema no intuito de realizar a sintonia do controlador do aquecedor. Algumas observações são necessárias sobre o comportamento do conjunto de controladores do caso específico do pressurizador do IRIS. (Barroso,2004) propõe a disposição de controladores de aquecedores, conforme indicado na tabela 3, consistindo de um aquecedor com controlador do tipo PI e dois aquecedores (backup 1 e 2) com controladores do tipo on-off.

Tabela 3: Características dos controladores dos aquecedores

Setpoints de Pressão		Valor (bar)
Pressão Normal		155
Backup #1	Pressão de acionamento ( $P_{on}$ )	153,5
	Pressão de desligamento ( $P_{off}$ )	155
Backup #2	Pressão de acionamento ( $P_{on}$ )	152,5
	Pressão de desligamento ( $P_{off}$ )	155
Aquecedor	Fracionamento de Potência	Parâmetros
PI	1000kW	$K_p, K_I$
Backup #1	300kW	$P_{on}, P_{off}$
Backup #2	300kW	$P_{on}, P_{off}$

Assim a composição total dos aquecedores será dada por

$$\dot{Q}_k^H = Pot_k^{PI} + Pot_k^{BU1} + Pot_k^{BU2} \quad (78)$$

Quanto ao controlador do tipo PI, tem-se a seguinte equação discretizada que descreve o seu comportamento:

$$Pot_k^{PI} = Pot_{k-1}^{PI} + K_p (e_k - e_{k-1}) + K_I (e_k + e_{k-1}) \frac{(t_k - t_{k-1})}{2} \quad (79)$$

Para os controladores do tipo on-off, tem-se a seguinte equação discretizada que descreve o seu comportamento:

$$Pot_k^{BU} = f(P_{on}, P_{off}) \cdot P^{BU} \quad (80)$$

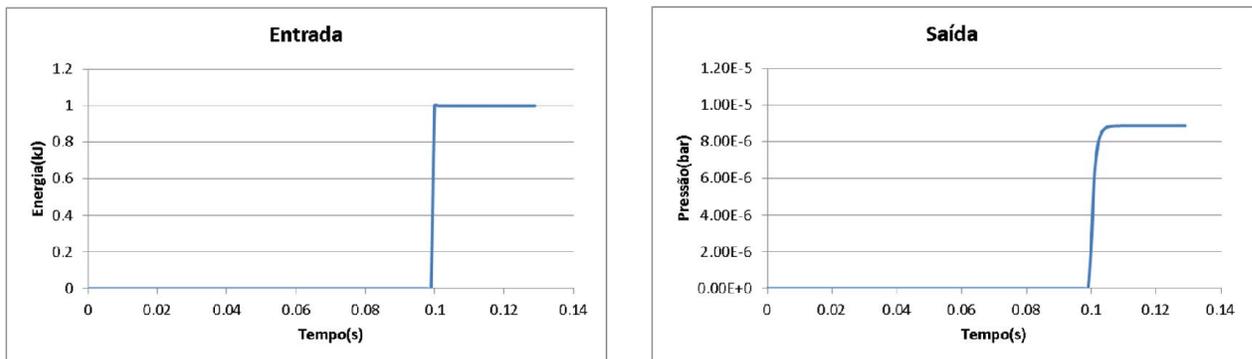
O termo  $f(P_{on}, P_{off})$  assumirá o valor de 0 ou 1 de acordo com a condição de pressão explicada na região superior da tabela 3.

Barroso(2004) considera uma perda de calor em estado estacionário de aproximadamente  $250kW$  sendo que este valor pode oscilar de acordo com a quantidade total de energia presente no sistema. Considera-se então que o aquecedor PI fornece este valor de potência já no estado estacionário, restando-lhe  $750kW$  de potência para atuar nos transientes de pressão. Assim assume-se a seguinte condição inicial:  $Pot_1^{PI} = 250kW$ .

O método utilizado para determinação dos coeficientes do controlador é o Método da Curva de Reação. Trata-se de um método de malha aberta, pois é realizado quando não se possui nenhum tipo de controle atuando no processo.

Inicialmente aplica-se um degrau na variável manipulada e em seguida observa-se a resposta da variável controlada. O comportamento destas duas variáveis é apresentado de forma gráfica na figura 12

**Figura 12.a) Degrau unitário aplicado na Energia do sistema e b) respectiva resposta da pressão**



Os dados observados na figura 12b foram obtidos a partir do estímulo fornecido na forma de degrau aplicado na figura 12a e fornecem as informações necessárias para a execução da sintonia. Os parâmetros do Método da Curva de Reação foram obtidos conforme indicado na figura 9 e seus valores dados por:

$$t_T = 0,000833s \text{ e } t_L = 0,000208s$$

Os resultados a seguir são calculados conforme instrução de sintonia de controladores apresentado pelas relações da tabela 1(p. 33). Estabelecidos estes coeficientes conclui-se a sintonia do controlador do aquecedor.

$$K_p = 0,9 \frac{t_T}{t_L} = 3,6043$$

$$\tau_I = \frac{t_L}{0,3} = 0,000693$$

$$K_I = \frac{K_p}{\tau_I} = 5198,04$$

Observa-se por fim que este controlador deverá atuar nos eventos em que houver surtos negativos no pressurizador. Surtos positivos serão acomodados pelo volume de vapor.

## 5. VALIDAÇÃO

Dado um perfil de surto em que se possa avaliar seu valor de vazão mássica  $\dot{m}_k^S$  a cada instante  $t_k$ , através da instrumentação apropriada, bem como sua condição de temperatura  $T_k^S$  pode-se contabilizar os seus efeitos nos balanços de massa e de energia conforme indicado nas equações 48 a 58. Barroso(2004) fornece curvas com perfis de surtos, obtidos através de simulações de operação do circuito primário realizadas com o software RELAP, que servirão de base para comparar a aproximação do modelo de duas regiões com os resultados obtidos pelas simulações efetuadas por Barroso(2004).

Na tabela a seguir observa-se a execução de procedimento de cálculos efetuados quando  $k = 2$

Tabela 4: Cálculos efetuados no passo iterativo para  $k = 2$

Índice	Ação
0	Carregamento de coeficientes de parâmetros da geometria.
1	Carregamento de informações para estado estacionário
2	Vazão mássica de surto em $k = 1$ $\dot{m}_1^S = 0 \text{ kg/s}$
3	Tempo em $k = 1$ $t_1 = 2 \text{ s}$
4	Vazão mássica de surto em $k = 2$ $\dot{m}_2^S = -0,004 \text{ kg / s}$
5	Tempo em $k = 2$ $t_2 = 4 \text{ s}$
6	Massa de surto acrescida: $m_2^S = (\dot{m}_2^S + \dot{m}_1^S) \left( \frac{t_2 - t_1}{2} \right)$ $= (-0,004 + 0) \cdot (4 - 2) / 2$ $= -0,004 \text{ kg}$
7	Massa Total do sistema $m_2 = m_1 + m_2^S = 26767,20 - 0,004$ $= 26767,196$
8	Avaliação de sinal de surto: $m_2^S < 0 \rightarrow h_2^S = h_2^L(P_{k-1})$
9	Energia específica do surto: $h_2^S = 1629,85 \text{ kJ / kg}$
10	Energia fornecida pelo surto: $(mh)_2^S = m_2^S \cdot h_2^S - m_1^S \cdot h_1^S$ $= -0,004 \cdot 1629,85 - 0 = -6,5194 \text{ kJ}$

Continuação da Tabela 4

11	Avaliação pressão anterior:	$P_1 = 155 \rightarrow erro_2 = P^{SET} - P_1 = 0, erro_1 = 0$
12	Potências fornecidas pelo aquecedor:	$Pot^{PI} = Pot_1 + K_p \cdot 0 + K_l \cdot 0 = Pot_1$ $Pot_2^{BU1} = Pot_2^{BU2} = 0$
13	(Perdas – Potência)	$Q_2 = (\dot{Q}_2^H - \dot{Q}_2^P)(t_2 - t_1) = (250 - 250)2 = 0$
14	Entalpia Específica corrigida	$h_k^* = \frac{(mh)_k^*}{m_k} = \frac{(mh)_{k-1} + (mh)_k^S + Q_k}{m_k}$ $= \frac{(47465,34 \cdot 10^3 - 6,835 + 0)}{26767,196}$ $= 1773,265 \text{ kJ/kg}$
15	Volume específico médio	$v_k = \frac{V_T}{m_2} = 0,002888 \text{ m}^3 / \text{kg}$
16	Energia Específica média	$h_2 = h_2^* - 100 \cdot v_2 \Delta P_2$ $= 1773,265 - 0,2888(P_2 - 155)$ $= 1728,501 - 0,2888P_2$
17	Qualidade de vapor (balanço de energia)	$x_k = \frac{h_2 - h_2^L}{h_2^V - h_2^L}$ $= \frac{1728,501 - 0,2888P_2 - h_2^L}{h_2^V - h_2^L}$
18	Qualidade de vapor (restrição no volume)	$x_2 = \frac{v_2 - v_2^L}{v_2^V - v_2^L}$ $= \frac{0,002888 - v_2^L}{v_2^V - v_2^L}$
19	Função-erro da pressão	$f(P_2) = \frac{h_2^* - h_2^L - v_2 \Delta P_2}{h_2^V - h_2^L} - \frac{v_2 - v_2^L}{v_2^V - v_2^L} = 0$ $= \frac{1728,501 - 0,2888P_2 - h_2^L}{h_2^V - h_2^L} - \frac{0,002888 - v_2^L}{v_2^V - v_2^L}$
20	Solução obtida por rotina Fzero	$P_2 = 154,9998 \text{ bar}$

Continuação da Tabela 4

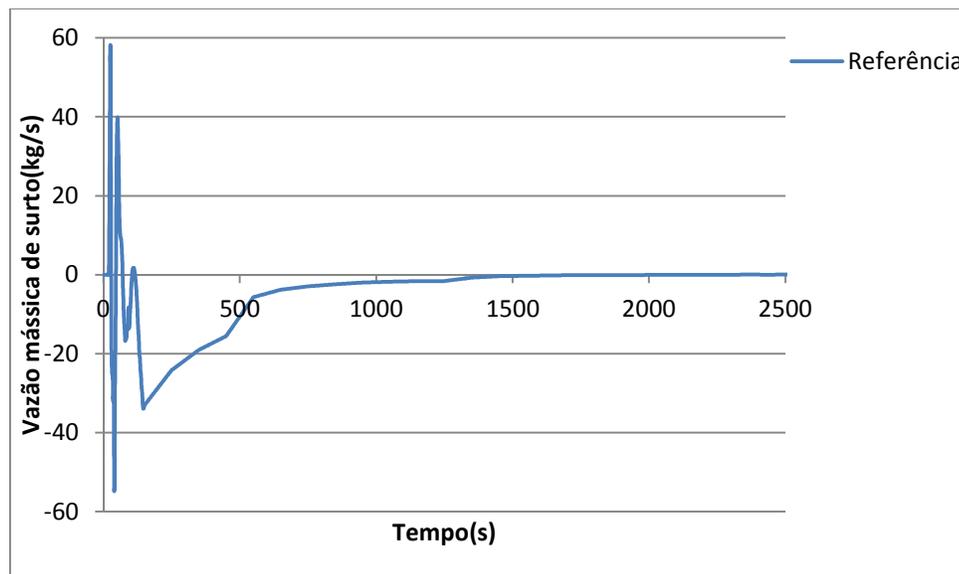
21	Definição do novo estado termodinâmico através de rotina XSteam: $T_2 = 344,78^\circ\text{C}$ $h_2 = 1773,274151 \text{ kJ / kg}$ $v_2 = 0,002888834 \text{ m}^3 / \text{kg}$ $h_2^L = 1629,857886 \text{ kJ / kg}$ $h_2^V = 2596,210951 \text{ kJ / kg}$ $v_2^L = 0,001682497 \text{ m}^3 / \text{kg}$ $v_2^V = 0,009810942 \text{ m}^3 / \text{kg}$
22	Qualidade do vapor $x_2 = \frac{h_2 - h_2^L}{h_2^V - h_2^L} = \frac{1773,274151 - 1629,857886}{2596,210951 - 1629,857886}$ $= 0,14840979957$
23	Massa de líquido $m_2^L = m_2(1 - x_2) = 26767,1436(0,851590)$ $= 22794,637240 \text{ kg}$
24	Massa de vapor $m_2^V = m_2 x_2 = 26767,1436(0,148409)$ $= 3972,506426 \text{ kg}$
25	Energia total final $(mh)_2 = m_2^L h_2^L + m_2^V h_2^V$ $= 47465483,9669$
26	Volume de líquido $V_2^L = m_2^L v_2^L = 26767,1436 \cdot 0,001682497$ $= 38,3519$
27	Volume de vapor $V_2^V = m_2^V v_2^V = 3972,506 \cdot 0,009810942$ $= 38,9740$
28	Associação entre volume e nível $V_2^L = \pi \left( Z_0 r_0^2 + (Z_1 - Z_0) R_0^2 + R_0^2 (z_2 - Z_1) - \frac{(z_2 - Z_1)^3}{3} \right)$
29	Definição da Função-erro do nível $f(z_2) = V_2^L - \pi \left( h_0 r_0^2 + (Z_1 - Z_0) R_0^2 + R_0^2 (z_2 - Z_1) - \frac{(z_2 - Z_1)^3}{3} \right) = 0$
30	Solução obtida por rotina Fzero $z_2 = 2,09999$
31	Conclusão do loop de $k = 2$ .
32	Início do novo loop com $k = k + 1 = 3$ .

Esta série de cálculos e atribuições consiste da execução de apenas um “loop” de cálculos, no caso específico de  $k = 2$ . Logo em seguida inicia-se a busca das novas propriedades para  $k = 3$  devido ao novo acréscimo ou retirada de massa de surto e assim por diante. A simulação teve uma duração 3702 segundos, com passo fixo de 2 segundos, totalizando uma quantidade de loops igual a 1852.

Os dados obtidos em cada um dos loops foram registrados e expostos na forma gráfica. Inicialmente avalia-se o perfil de surto aplicado ao sistema.

Algumas observações podem ser feitas sobre a simulação. No instante  $t = 0$ , o transiente é iniciado com o reator inicializado em 100% das condições de energia e já em estado estacionário, e as perdas térmicas fixadas em 250kW, com uma quantidade igual de energia fornecida pelo aquecedor PI.

Figura 13. Perfil de vazão mássica de surto proposto



O histórico de vazão de surto apresentado na figura 13 foi gerado por simulações no RELAP, prevê algumas oscilações com surtos positivos e negativos durante os primeiros 70 segundos, mas até então com um domínio dos surtos positivos. Portanto, a pressão inicialmente sobe como se pode observar na figura 14 que exhibe os resultados de pressão obtidos pela simulação realizada neste trabalho. Os resultados obtidos

indicada pela simulação deste trabalho foram indicados pela legenda “Simulado” e os resultados obtidos por Barroso(2004) foram indicados pela legenda “Referência”.

Figura 14. Perfil de Pressão e comparativo com referência

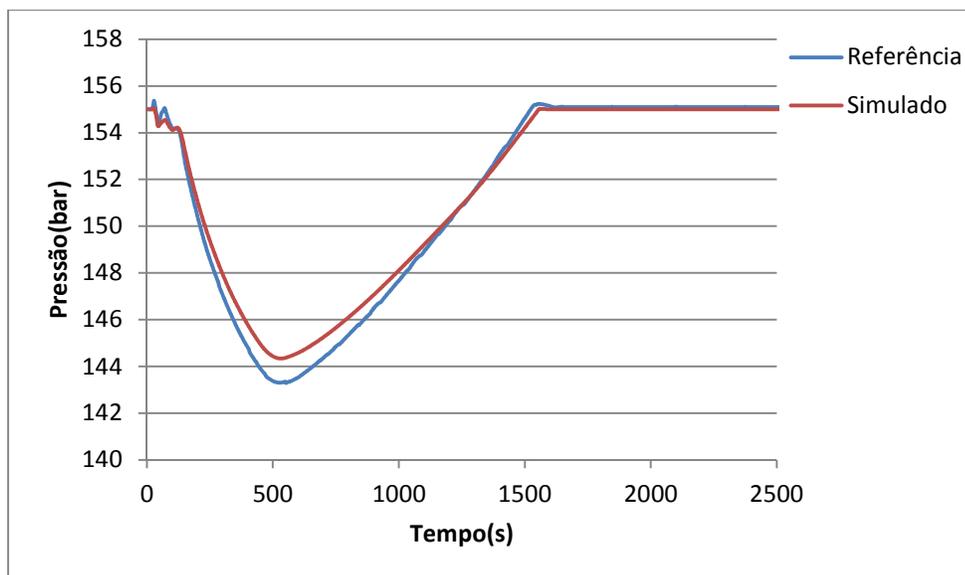


Figura 15. Erro Percentual da Pressão em relação à referência

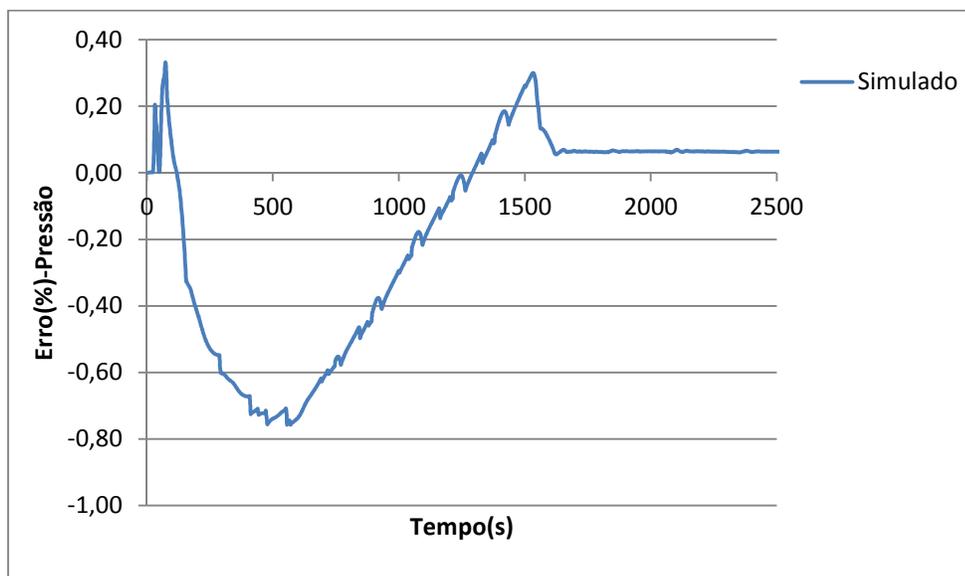


Figura 16. Comportamento do nível e comparativo com referência

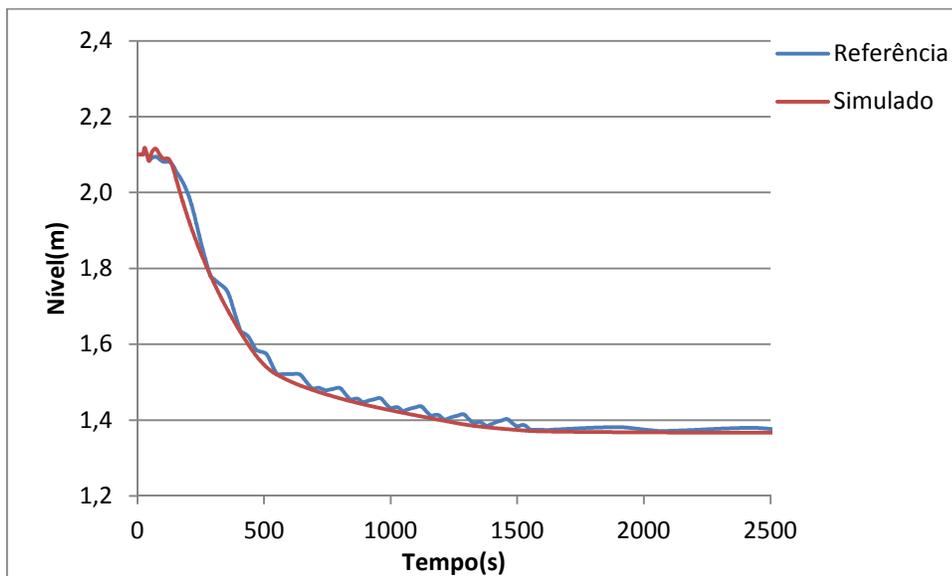
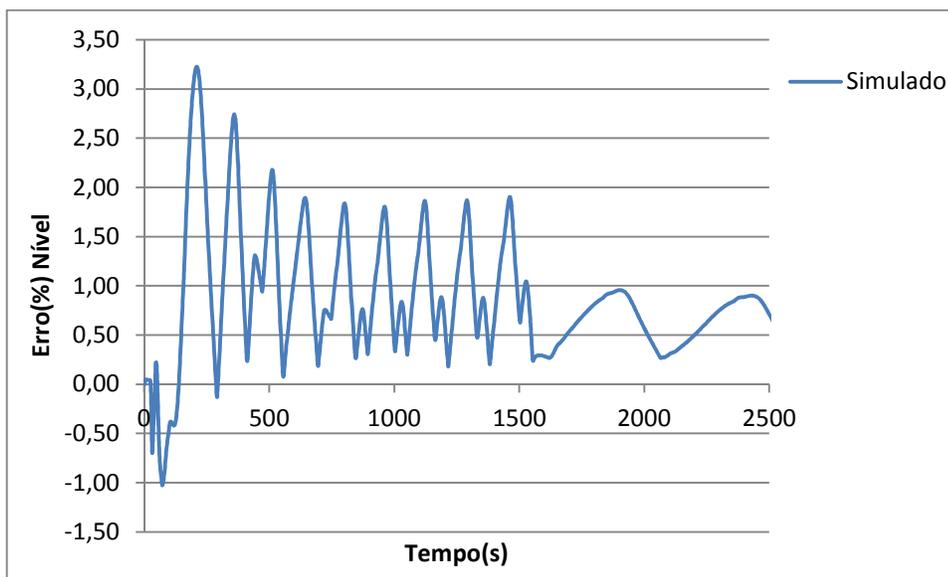
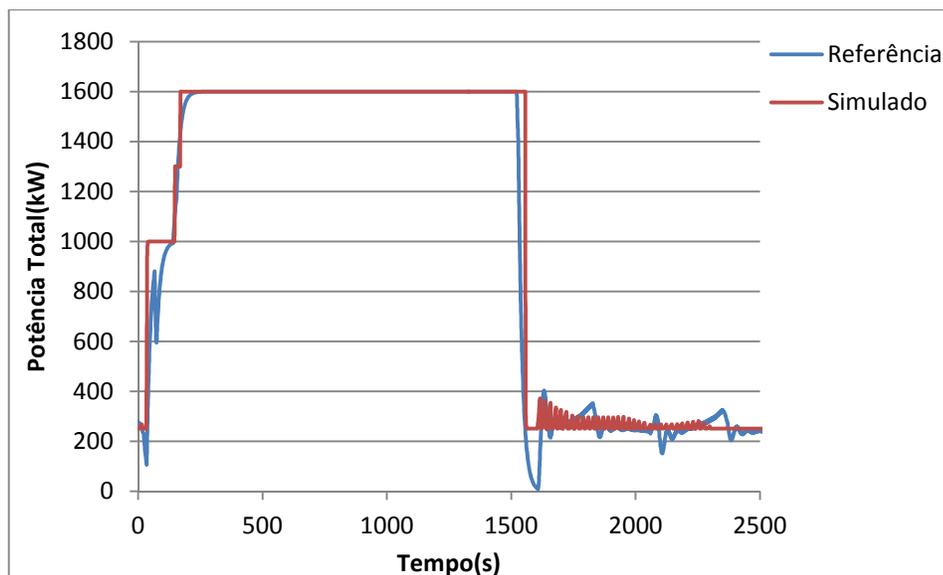


Figura 17. Erro Percentual do Nível em relação à referência



Os erros mais discrepantes foram observados no comportamento do aquecedor indicado na figura 18. É relevante enfatizar aqui que tais diferenças foram constatadas pois a estratégia de controle utilizada por Barroso(2006) é diferente da utilizada neste trabalho e que o mesmo contabiliza em seus cálculos as perdas térmicas que variam variando ao longo do tempo, enquanto que neste trabalho assumiu-se uma perda fixa.

Figura 18. Comportamento dos aquecedores e comparativo com referência



Uma vez que em alguns momentos o controlador não manifesta atuação tornando seu valor próximo de zero, o que faz com que o erro relativo torne-se muito alto.

Os resultados obtidos quando comparados com os valores obtidos pela simulação realizada por Barroso (2004) são considerados bastante satisfatórios e possibilitam e motivam a realização de estudos de caso específicos.

## 6. ESTUDOS DE CASO

Com o conjunto de resultados obtidos, pode-se realizar uma sucessão de estudos de caso para o mesmo perfil de surto apresentado na figura 13, definindo-se os seguintes eventos:

- A – Falha no acionamento do aquecedor do tipo PI.
- B – Falha no acionamento dos aquecedores do tipo on-off.
- C – Falha no desligamento dos aquecedores do tipo on-off.
- D – Falha total dos controladores.
- E – Avaliação do desempenho de um controlador do tipo P para o aquecedor.
- F – Avaliação do desempenho de um controlador do tipo PID para o aquecedor.

As observações que são realizadas em cada um destes casos visam principalmente analisar alterações no desempenho de estabilidade e no tempo de estabilização da pressão além de avaliar a possibilidade de riscos de operação para os elementos do circuito primário. Estes resultados são comparados com os resultados obtidos para o mesmo perfil de surto fornecido pelo RELAP, exibidos pelos resultados apresentados nas figuras 14, 16 e 18.

### 6.1. Evento A

Supondo-se uma pane no sistema de controle oriunda de problemas de instrumentação que inutilize o sistema automático de controle do aquecedor do tipo PI. Avalia-se então o desempenho do sistema.

As figuras 19, 20 e 21 exibem os perfis de pressão, o nível e de operação do conjunto de aquecedores no interior do pressurizador (legenda “EVENTO A”) comparados com os resultados obtidos para o mesmo perfil de surto fornecido pelo RELAP(legenda “NORMAL”).

Figura 19. Comportamento da pressão para o Evento A

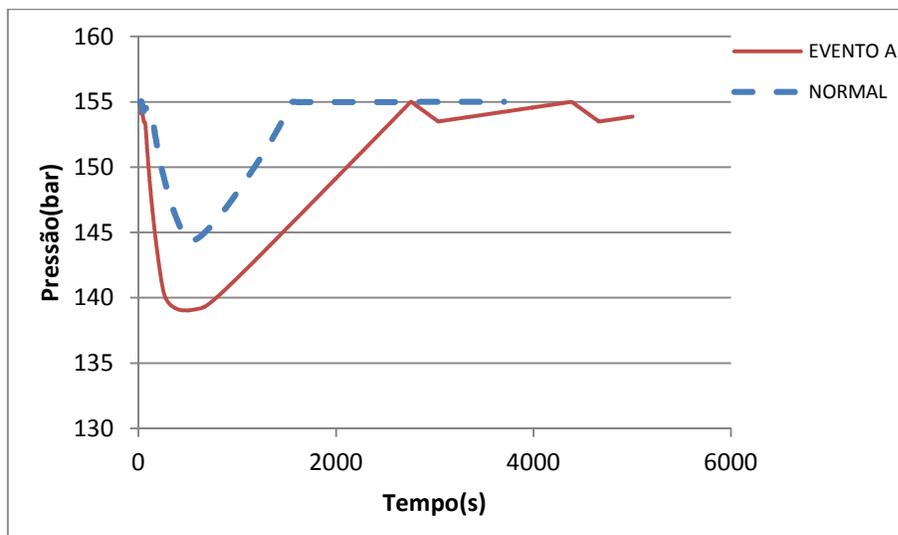


Figura 20. Comportamento do nível para o Evento A

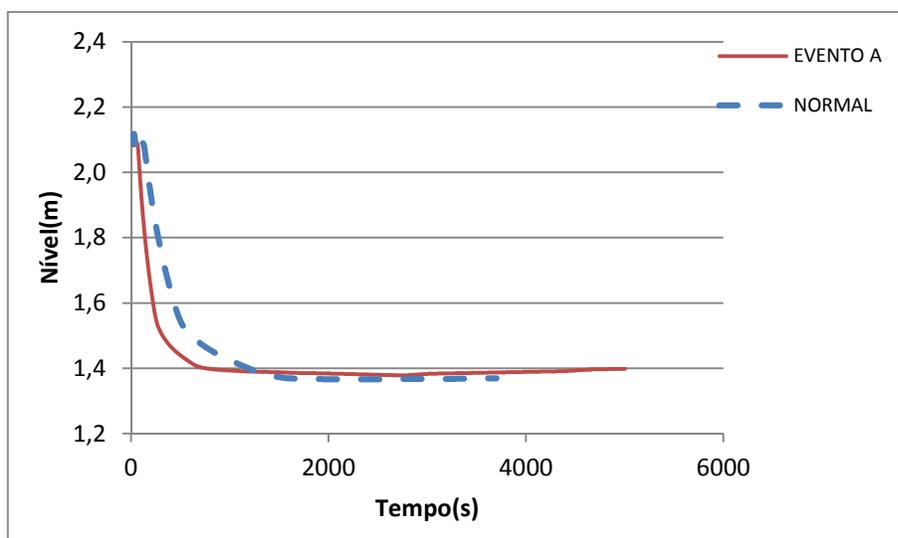
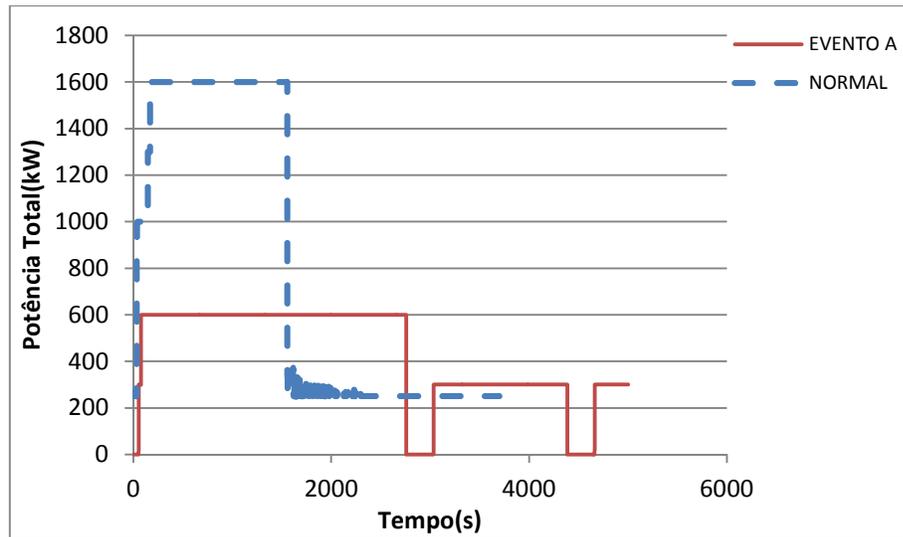


Figura 21. Comportamento do conjunto de aquecedores para o Evento A



Constata-se para esse evento que:

- Apenas o conjunto de aquecedores de backup não é suficiente para repor a pressão à sua condição inicial num tempo próximo ao tempo obtido para estabilização com uso do aquecedor de 1000kW e de 600kW combinados.
- Uma vez que era o aquecedor PI que compensava a perda térmica de energia, passa para os aquecedores on-off a necessidade de compensar este déficit, reduzindo sua participação efetiva na compensação dos surtos negativos de 600kW para 350 kW.
- O tempo necessário para se atingir a estabilização da pressão com os três aquecedores foi de 1500 segundos após o início do perfil de surto. Este tempo sem a presença do aquecedor PI sobe para 3000 segundos, o dobro do tempo necessário para estabilizar a pressão quando os aquecedores encontravam-se com carga total.
- A pressão tem uma queda superior a 15bar (10%), que comparado à queda de pressão das condições de operação normal (cerca de 10 bar, 6.45%), pode colocar em risco a operação da planta.
- Apesar de conseguir compensar a perda de massa, o conjunto de aquecedores não fornece ao sistema um comportamento estável devido às perdas térmicas estabelecidas, o que leva a uma série de acionamentos (por cerca de 1400 segundos) e desligamentos (por cerca de 500 segundos) que pode danificar o controlador destes aquecedores, além de deixar a pressão oscilando numa faixa de operação um pouco ampla (oscilação de cerca de  $\pm 1$  bar).

## 6.2. Evento B

Supondo-se uma pane no sistema de controle oriunda de problemas de instrumentação que inutilize o sistema automático de controle dos aquecedores do tipo on-off, avalia-se então o desempenho do sistema.

As figuras 22 e 23 exibem os perfis de pressão e da operação do conjunto de aquecedores no interior do pressurizador (legenda “EVENTO B”) os resultados obtidos para o mesmo perfil de surto fornecido pelo RELAP (legenda “NORMAL”).

Figura 22. Comportamento da pressão para o Evento B

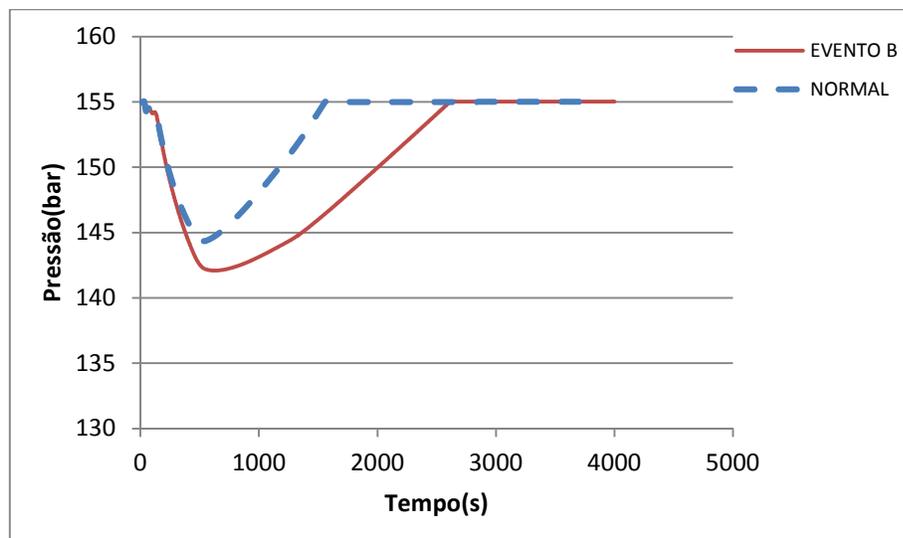
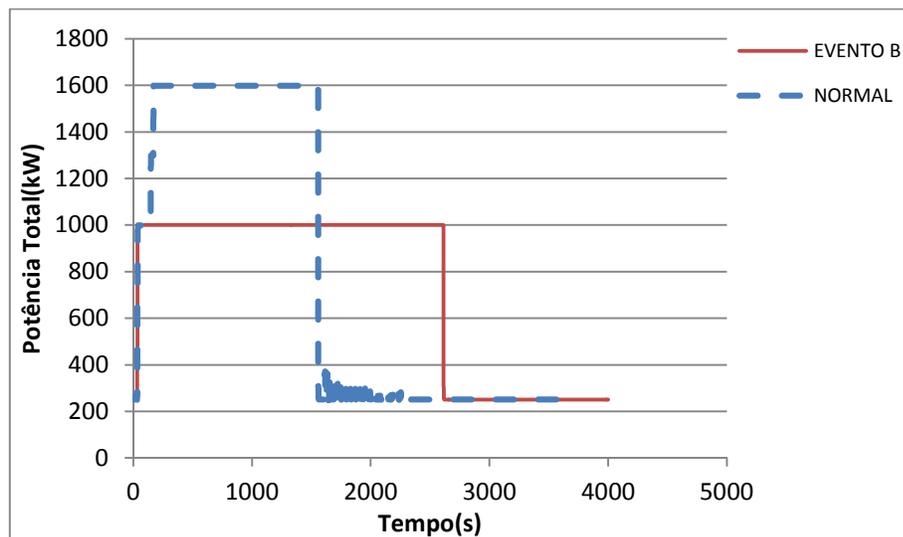


Figura 23. Comportamento do conjunto de aquecedores para o Evento B



Constata-se para esse evento que:

- Apenas o aquecedor PI operando também não poderia ser suficiente para repor a pressão à sua condição inicial num tempo muito próximo ao tempo obtido para estabilização com uso dos aquecedores de 1000kWe de 600kW juntos.
- O tempo necessário para se atingir a estabilização da pressão com os três aquecedores foi de 1500 segundos após o início do perfil de surto. Este tempo sem a presença dos aquecedores on-off sobe para cerca de 2500 segundos, quase o dobro do tempo necessário para estabilizar a pressão quando os aquecedores encontravam-se com carga total.
- A pressão tem uma queda superior a 13bar (8,5%), que comparada à da pressão das condições de operação normal (cerca de 10 bar, 6,45%), podendo comprometer a operação da planta.
- Após conseguir compensar a perda de massa, o aquecedor PI fornece ao sistema um comportamento estável devido mesmo com as perdas térmicas estabelecidas, a estabilização é típica do tipo de controle PI.
- Na figura 22 não se pode observar muito bem, porém há um erro estacionário permanente (chamado de offset) de cerca 0,2 bar na condição final de estabilização, este erro foi 0,1 bar maior do que o observado na simulação em operação normal.

### 6.3. Evento C

Supondo-se uma pane no sistema de controle oriunda de problemas de instrumentação que resulte no não desligamento do sistema automático de controle dos aquecedores do tipo on-off, avalia-se então o desempenho do sistema.

As figuras 24, 25 e 30 exibem os perfis de pressão, da operação do conjunto de aquecedores e da qualidade do vapor no interior do pressurizador (legenda “EVENTO C”) os resultados obtidos para o mesmo perfil de surto fornecido pelo RELAP (legenda “NORMAL”).

Figura 24. Comportamento da pressão para o Evento C

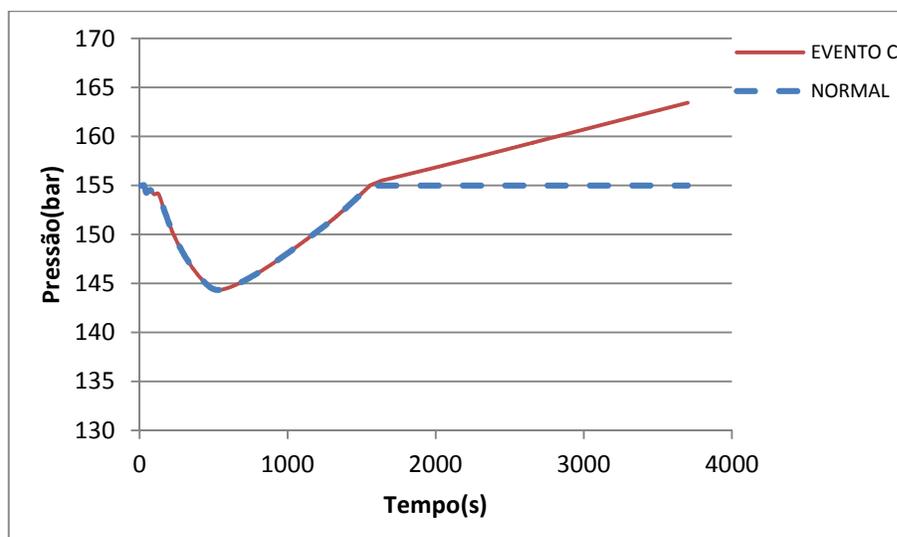


Figura 25. Comportamento do conjunto de aquecedores para o Evento C

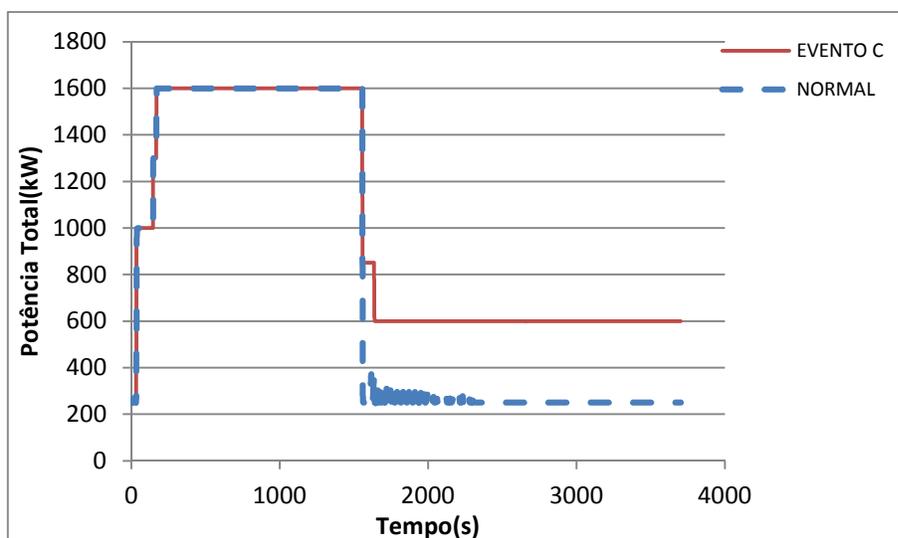
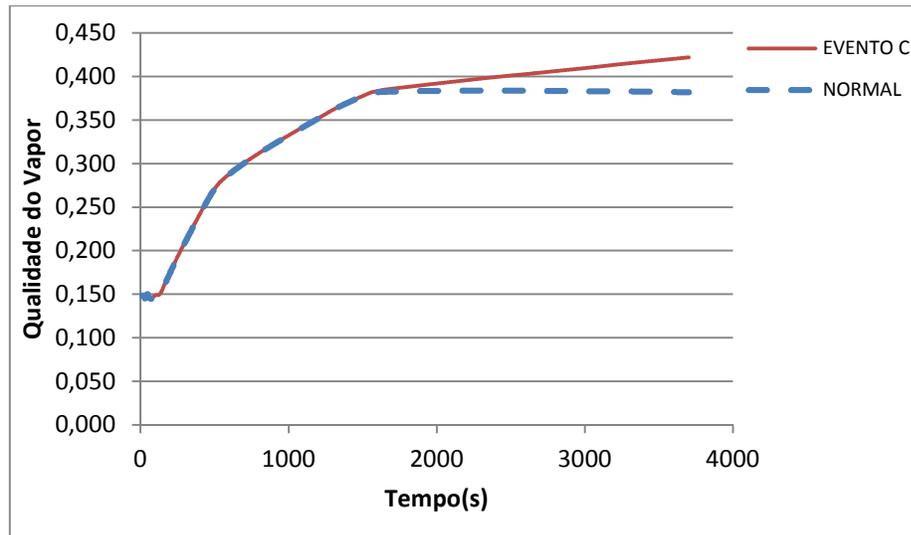


Figura 26. Comportamento da qualidade de vapor para o Evento C



Constata-se para esse evento que:

- o funcionamento normal do sistema de controle (Acionamento de aquecedores on-off e PI), com aparente estabilização da pressão no mesmo tempo observado na simulação em operações normais. Porém após o tempo de 1500 segundos, o fornecimento de energia dos aquecedores on-off não é desativado, resultando na redução imediata contribuição do aquecedor PI para 0.
- Observa-se um saldo de energia de cerca de 350kW. Neste caso é conveniente observar a composição de vapor no sistema ao longo do tempo. Portanto o processo não atingirá um estado estacionário, aumentando aparentemente a uma taxa fixa de cerca de 0.24bar/min, atingindo o patamar de 165 bar aos 4000 segundos de simulação , podendo ocasionar problemas no desempenho do circuito primário,
- A pressão tem um perfil de redução igual ao da pressão das condições de operação normal (cerca de 10 bar, 6,45%).
- A qualidade do vapor chega a comporta-se de modo igual à da simulação em operações normais, sendo que haveria sua estabilização em  $x = 0,389$  . Com o aumento da pressão neste caso específico esta composição aumenta para  $x = 0,421$  aos 3500 segundos.

#### 6.4. Evento D

Supondo-se uma pane no sistema de controle oriunda de problemas de instrumentação que resulte no desligamento do sistema automático de controle dos aquecedores, avalia-se então o desempenho do sistema.

As figuras 27 e 28 exibem os perfis de pressão e da qualidade do vapor no interior do pressurizador (legenda “EVENTO D”) os resultados obtidos para o mesmo perfil de surto fornecido pelo RELAP (legenda “NORMAL”).

Figura 27. Comportamento da pressão para o Evento D

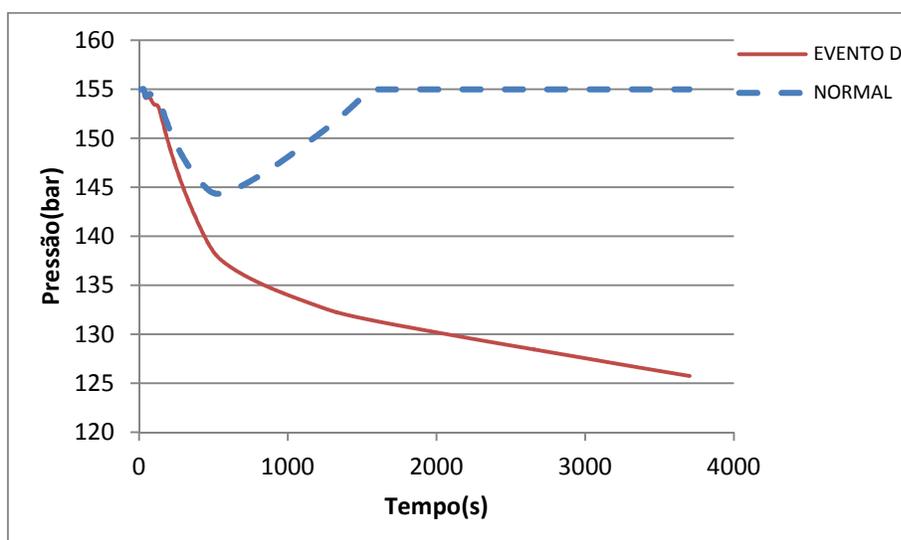
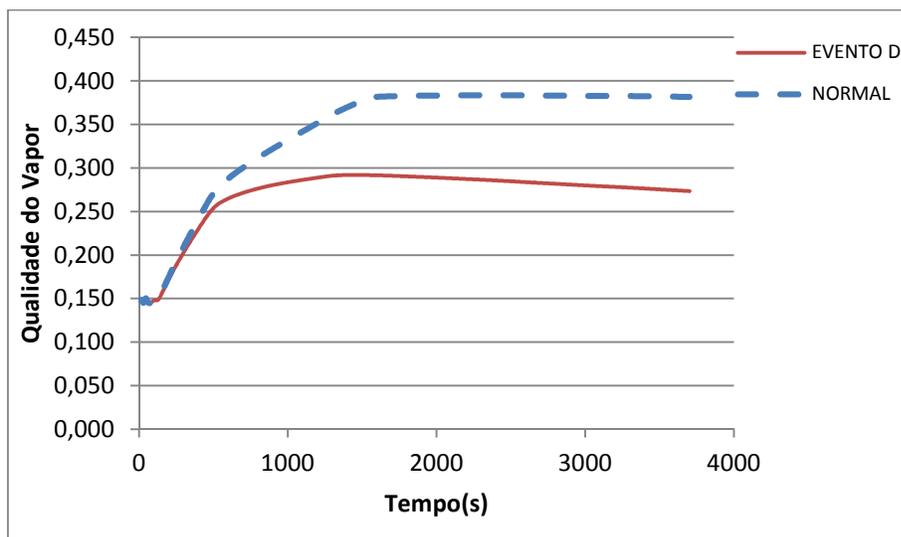


Figura 28. Comportamento da qualidade de vapor para o Evento D



Constata-se para esse evento que:

- Este é o evento que reproduz as condições de malha aberta, sem atuação de quaisquer elementos de controle, podendo-se constatar a importância da presença dos elementos de controle.
- A pressão por não ser compensada, decai de modo instável, e partir de cerca de 1500 segundos após iniciada a simulação há uma queda de pressão de aproximadamente 0,1 bar/min, chegando a 128 bar por volta dos 3700 segundos de simulação.
- A pressão tem uma queda superior à da pressão das condições de operação normal (cerca de 10 bar, 6,45%), o que indica a importância da atuação principalmente no início dos eventos para amenizar os seus efeitos.
- A qualidade do vapor diminui devido, o que contraria o raciocínio lógico de que com a redução da pressão haveria um aumento na qualidade do vapor. Isto pode ser explicado observando-se uma das relações que define a qualidade do vapor e os gráficos que fornecem os volumes específicos de líquido, de vapor e médio apresentados nas figuras 32, 33 e 34.

$$x_k = \frac{v_k - v_k^L}{v_k^V - v_k^L}$$

Lembrando-se que  $v_k = \frac{V_T}{m_k}$ .

Decorridos cerca de 1500 segundos de simulação, uma vez que a vazão mássica de surto neste instante é praticamente nula, o volume específico médio, dado pela razão entre a massa total e o volume total do sistema permanece aproximadamente constante, porém o volume específico de líquido diminui enquanto que o volume específico do vapor começa a aumentar, o que faz com que o denominador aumente a uma taxa maior do o numerador, justificando, portanto a redução da qualidade do vapor neste.

Figura 29. Comportamento do volume específico médio no Evento D

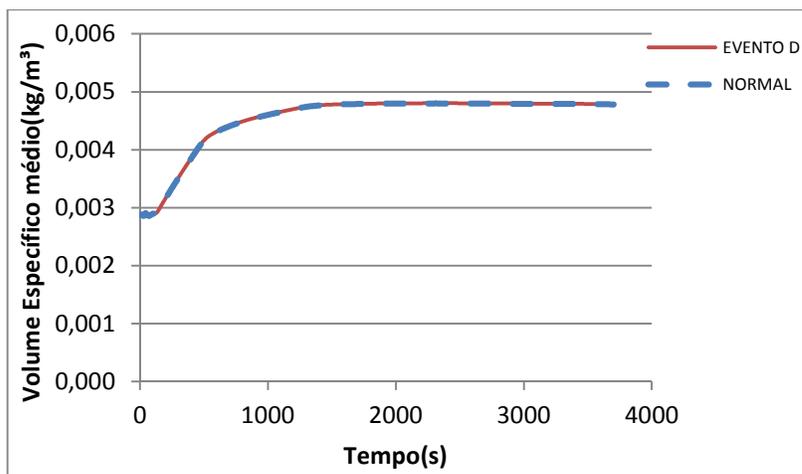


Figura 30. Comportamento do volume específico de líquido no Evento D

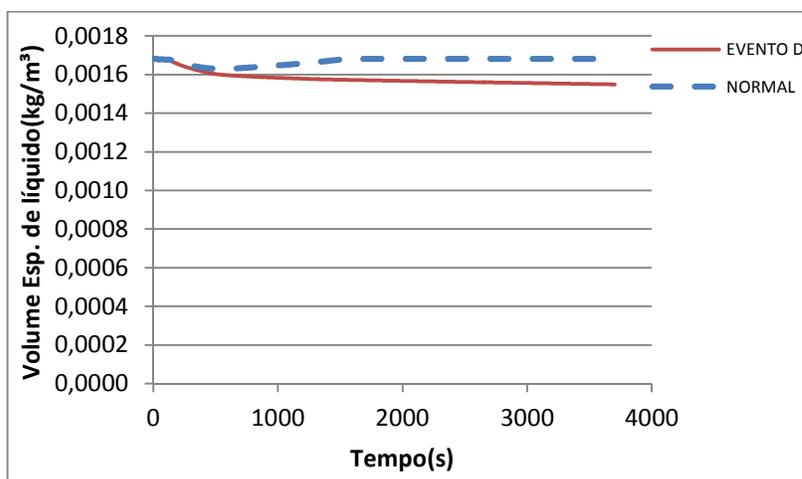
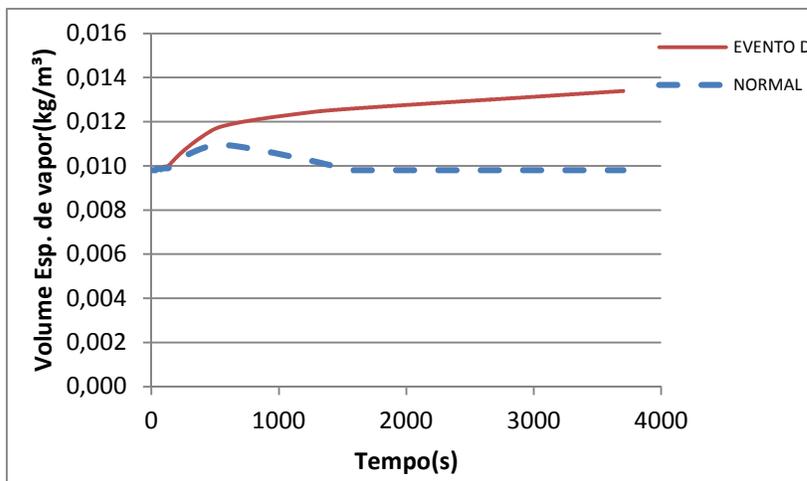


Figura 31. Comportamento do volume específico de vapor no Evento D



### 6.5. Evento E

Supondo-se a possibilidade e interesse de utilização de um sistema de controle do tipo Proporcional para o aquecedor de 1000kW, avalia-se então o desempenho do sistema.

A potência fornecida por este aquecedor possuiria seu comportamento descrito pela seguinte equação:

$$Pot_k = Pot_{k-1} + K_p (e_k - e_{k-1}) \quad (81)$$

Onde  $K_p$  é a constante derivativa e seu valor pode ser calculado com os dados obtidos no método da curva de reação e com as informações contidas na tabela 1.

$$K_p = \frac{t_r}{t_L} = 3,9904 \quad (82)$$

As figuras 32 e 33 exibem os perfis de pressão e de operação do conjunto de aquecedores no interior do pressurizador (legenda “EVENTO E”) os resultados obtidos para o mesmo perfil de surto fornecido pelo RELAP (legenda “NORMAL”).

Figura 32. Comportamento da Pressão obtido para o Evento E

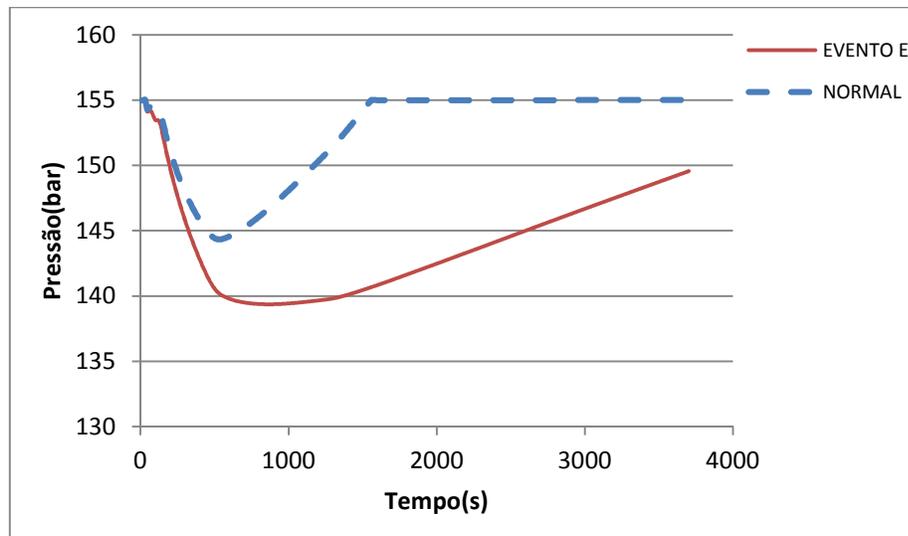
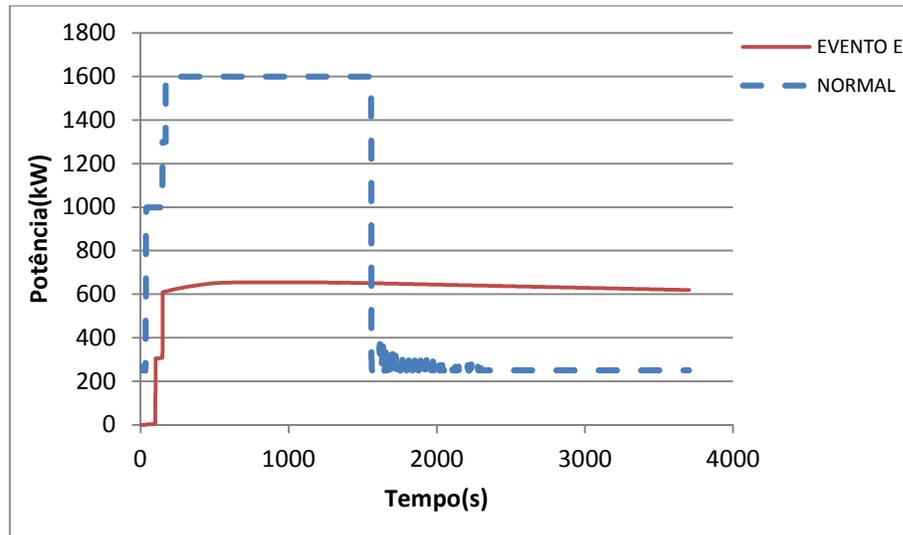


Figura 33. Comportamento do conjunto de aquecedores para o Evento E



Constata-se para esse evento que:

- o aquecedor não conseguiu estabilizar a pressão de operação no tempo normal de simulação (cerca de 3000 segundos), tendo sido observado a atuação dos controladores on-off até o fim da simulação. O uso desta proposta de controle foi considerado inapropriado.
- Aparentemente o valor de  $K_p$  demonstrou ser pouco eficiente para as condições de queda de pressão apresentadas havendo uma maior participação do conjunto de aquecedores com controlador do tipo on-off. Sugere-se um aumento em seu valor até a proximidade da saturação de 1000kW, correndo-se o risco de se obter um grande offset.

## 6.6. Evento F

Supondo-se a possibilidade e interesse de utilização de um sistema de controle PID para o aquecedor de  $1000kW$ , avalia-se então o desempenho do sistema.

A potência fornecida por este aquecedor possuiria seu comportamento descrito pela seguinte equação:

$$Pot_k = Pot_{k-1} + K_P(e_k - e_{k-1}) + K_I(e_k + e_{k-1})\frac{(t_k - t_{k-1})}{2} + K_D\left(\frac{e_k - e_{k-1}}{t_k - t_{k-1}}\right) \quad (83)$$

Onde  $K_C$ ,  $K_I$  e  $K_D$  são as constantes do controlador e seus valores podem ser calculados com os dados obtidos no método da curva de reação e com as informações contidas na tabela 1, de modo que:

$$K_P = 1,2 \frac{t_T}{t_L} = 4,805$$

$$K_I = \frac{K_C}{\tau_I} = \frac{1,2}{2t_L} \frac{t_T}{t_L} = 0,6 \frac{t_T}{t_L^2} = 11552,4$$

$$K_D = K_C \tau_D = 1,2t_L \cdot 0,5 \frac{t_T}{t_L} = 0,0005$$

As figuras 34 e 35 exibem os perfis de pressão e de operação do conjunto de aquecedores no interior do pressurizador (legenda “EVENTO F”) os resultados obtidos para o mesmo perfil de surto fornecido pelo RELAP (legenda “NORMAL”).

Figura 34. Comportamento da Pressão obtido para o Evento F

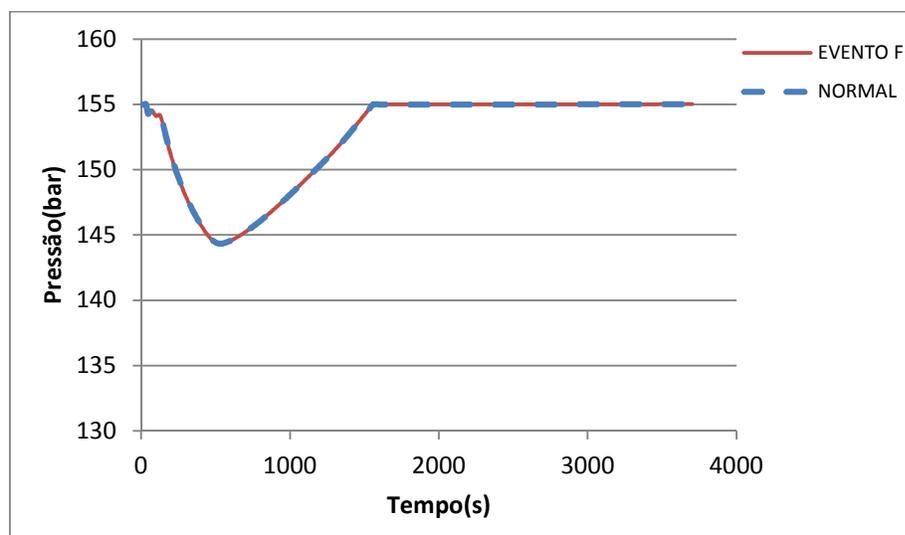
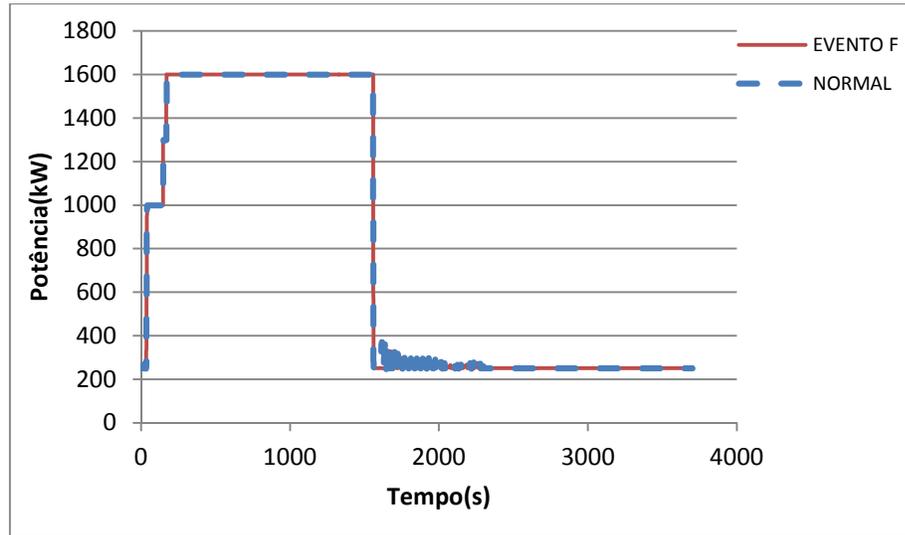


Figura 35. Comportamento do conjunto de aquecedores para o Evento F



Constata-se para esse evento que:

- Apesar de em tese, a adição do termo derivativo promover grandes melhorias na atuação de um controlador, os resultados observados foram praticamente os mesmos, havendo diferenças nos resultados em relação aos valores de referência da ordem de 0,01 pontos percentuais.
- Seguindo-se a ideia de que quanto mais simples a proposta de controle (que garanta um mesmo desempenho) menor o esforço e mais apropriada será esta proposta, conclui-se que para o caso específico do pressurizador do IRIS, a proposta de controle do tipo PI é a mais apropriada.

## 7. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Este trabalho possibilitou a análise do comportamento dinâmico do pressurizador do reator nuclear IRIS, segundo a abordagem de duas regiões, onde não se contabilizam os efeitos associados à movimentação de bolhas e gotas formadas de vapor condensado.

O transiente utilizado para validação teve grande importância porque possibilitou constatar:

- a capacidade do pressurizador para suportar uma vazão de surto inicial grande e abrupta no início do transiente, com apenas um pequeno aumento de pressão, como pode ser observado na figura 14.
- o nível é mantido confortavelmente acima do valor nominal mínimo (estabelecido na figura 16 como sendo 1,299 m)
- a capacidade do conjunto de aquecedores operarem de modo a compensar a perda de pressão devido ao surto negativo, como pôde ser observado na figura 18.

Mesmo com as simplificações da formulação de duas regiões o modelo representou de forma bastante satisfatória o comportamento dinâmico do pressurizador.

Uma vez que o propósito deste projeto era construir um modelo simplificado, várias considerações foram feitas na formulação do modelo, conforme foi mencionado no item 4.2. Se devidamente formuladas pode-se incluir na simulação do sistema equações referentes:

- à contribuição dos efeitos viscosos do escoamento no sistema,
- a variações de energia mecânica no sistema, o que deve influenciar de forma ínfima o resultado, uma vez que a ordem de grandeza dos termos associados às energias cinética e potencial é muito baixa quando comparada com os valores de energia na forma de energia interna.
- às perdas de energia na região de vapor e de líquido de modo distinto, com diferentes coeficientes de convecção.

A geometria do pressurizador do IRIS apesar de um pouco mais complexa que a de um reator PWR convencional, foi definida de modo preciso através da integração da região da calota esférica como função de seu nível.

O desempenho de outras propostas de controladores foi avaliada e o melhor desempenho observado em termos de custo-benefício foi o do controlador do tipo PI.

A utilização dos dados da tabela de vapor implementadas através do algoritmo interpolador da rotina XSteam no Matlab reduziu de modo significativo a quantidade de cálculos no problema e possibilitou o uso da entalpia ao invés de capacidades caloríficas constantes, uma vez que pode-se observar através dos próprios diagramas termodinâmicos que esta propriedade oscila bastante na faixa de operação do pressurizador.

Com este modelo é possível criar uma série de outros eventos associados à operação do pressurizador que podem fornecer informações bastante aproximadas do comportamento esperado. A interface do modelo deste trabalho, exposta no Anexo B, pode ter grandes melhorias com o uso do recurso GUI (Graphical User Interface) presente no Matlab que constrói uma interface gráfica no programa sendo possível construir janelas, botões de modo bastante similar ao dos indicadores de plantas industriais conforme explicado por Lent(2012) e implementado por Silva(2013), além de tornar o conjunto de eventos simulados mais diversificados ou específicos de acordo com o interesse que o usuário possua.

Por fim observa-se no Anexo C uma sugestão para trabalhos futuros feita a partir de uma avaliação de elevação ebulioscópica no intuito de se contabilizar alterações de temperatura e de pressão devido à presença do soluto. Aparentemente esta contribuição é tão relevante e não prejudica a operação do pressurizador, entretanto deve ser levada em consideração no cálculo de perdas térmicas e de fatores de correção na pressão e na temperatura aferidas pela instrumentação do pressurizador.

## 8. REFERÊNCIAS

ALONSO, G. Reunión Regional sobre el Desarrollo de Tecnologías para Reactores Nucleares de Pequeño y Medio Tamaño. **IRIS International Reactor Innovative and Secure**. 22 a 26 de agosto de 2011.

ATKINS, P.; LORETTA, J. **Princípios de Química: Questionando a vida moderna e o meio ambiente**. 2ed. Porto Alegre: Bookman, 2001. p. 150-156

BARROSO, A.C.O., BATISTA Fo.B.D. **Refining the design of the IRIS pressurizer**. Proceeding of the 5th International Conference on Nuclear Option in Countries with Small and Medium Electricity Grids. Dubrovnik, Croácia, 2004

BARROSO, A.C.O., BATISTA Fo.B.D., ARONE, I.D., MACEDO, L.A., DE SAMPAIO, P.A.B, MORAIS, M. Proceedings of ICAPP. **IRIS Pressurizer Design**, Córdoba, Espanha, Artigo 3227, 2003.

BOTELHO, David A. SAMPAIO, Paulo A.B., LAPA, Celso M.F., PEREIRA, Cláudio M.N.A, MOREIRA, Maria de L., BARROSO, A.C.O, **IRIS pressurizer: Simulation of the out-surge transientes optimization procedure to design scaled experiments**. Progress in Nuclear Energy n°50, pg 730-739, 2008

BOYCE, W. E. e DiPrima, R.C. **Elementary Differential Equations and Boundary Value Problems**, John Wiley, p.47-68 , 2000

CARELLI. M.D. **IRIS – International Reactor Innovative and Secure – Year TWO technical Progress Report**. Westinghouse Electric Company, LCC, internal report STD-ES-02-7, 2002

CHAPRA, Steven C. **Applied numerical methods with MATLAB for engineers and scientists** 3rd ed, p. 151-181, 2012.

COLLADO, J.M. **Design of the Reactor Pressure Vessel and Internals of the IRIS Integrated Nuclear System**. 2003

CRAIG ,S. Lent. **Learning to program with MATLAB: building GUI tools** . Department of Electrical Engineering, University of Notre Dame. 2012.

GÁBOR, A. HANGOS, K.M., SZEDERKÉNYI, G. **Modeling and Identification of the Pressurizer a VVER Nuclear Reactor for Controller Design Purposes**. Bolyai János Research Scholarship of the Hungarian, Academy of Sciences, 2010.

GOLDBERG, Stephen M., ROSNER, Robert. **Nuclear Reactors: Generation to Generation**, American Academy of Arts and Sciences, 2011.

JIN, Ma, AFANG, Chan, LIXIA, Lv. **Mathematical Modeling and Simulation of Pressurizer Pressure Control**. The 2<sup>nd</sup> International Conference on Computer Application and System Modeling, 2012.

LAMARSH, J.R. **Introduction to Nuclear Engineering**. Rio de Janeiro, Prentice-Hall do Brasil, Ltda, Rio de Janeiro, 2001.

LUYBEN, W.L. **Process modeling, simulation, and control for chemical engineers, 2nd Ed.**, Tokyo: McGraw-Hill, 1996. p. 20-54.

OGATA, K, **Modern Control Engineering**, 5<sup>th</sup> Edition, Prentice Hall, 2010. P. 567-571

POLING B.E. PRAUSNITZ J.M.E O'CONNELL J.P., **The properties of gases and liquids 5th Ed.**. McGraw-Hill, 2001

SHULTS J. K. e FAW R. E., **Fundamentals of Nuclear Science and Engineering**, 2nd Ed., Taylor & Francis Group, 2007

SILVA, J.N., Curso avançado de MATLAB: aplicações com GUIDE. Universidade Federal de Campina Grande, 2013.

SMITH, J. M., VAN NESS, H. C. e ABBOTT, M. M., **Introdução à Termodinâmica da Engenharia Química, 7a Ed.**, LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora, Rio de Janeiro, 2007. p. 16-184. p. 306-307

TODREAS N. E. e KAZIMI M. S., **Nuclear Systems: Vol. I, Thermal Hydraulic Fundamentals**, Hemisphere, NY 1990, 3rd printing, Taylor & Francis, 2001. p. 257-287.

USA, DOE. Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation IV International Forum. **A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems**, 2011.

ZARGHAMI, R. ,JALALI F., MOSTOUFI N., SOTUDEH R., SEPANLOO K., DASTJERDI F. e AHMARI N., Iranian Journal of Science & Technology. **The dynamic modeling of the pressurizer surge tank transients in light water reactor nuclear power plants**, Irã, Transaction B, Engineering, Volume 29, No. B5, 2005

## ANEXO A – INTERPOLAÇÃO DE DADOS DAS TABELAS DE VAPOR

As propriedades termodinâmicas utilizadas neste trabalho foram obtidas através do uso da rotina XSteam como algoritmo interpolador dos dados da tabela de vapor.

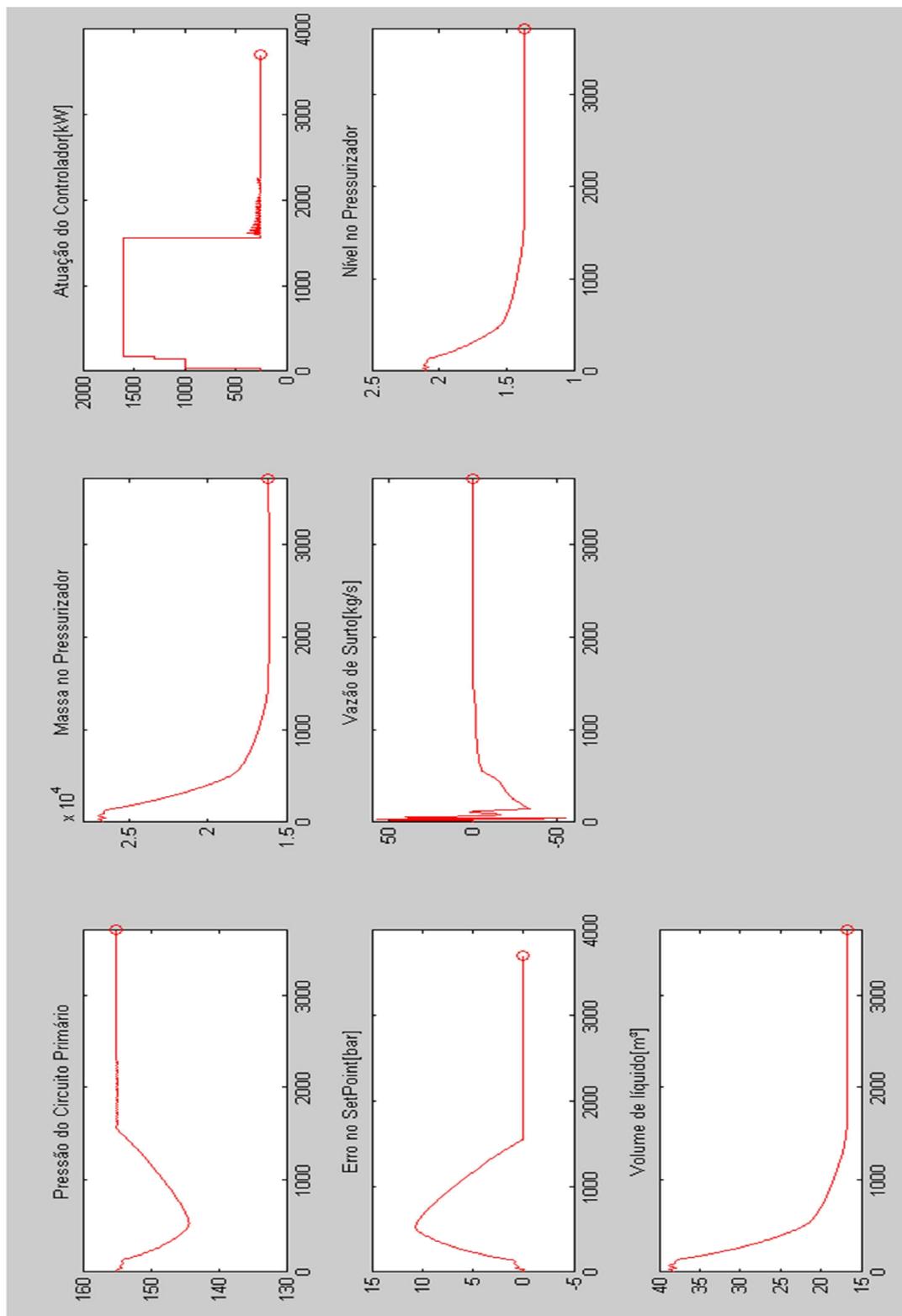
A rotina XSteam foi programada para o Matlab por Magnus Holmgren e consiste de uma implementação da formulação padrão da The International Association for the Properties of Water and Steam - IAPWS IF97. Ela fornece dados precisos de propriedades da água, de vapor e de misturas de água e vapor num intervalo de 0 a 1000 bar e de 0 a 2000°C. Esta rotina possui a seguinte sintaxe de chamada: XSteam('fun', In1, In2). Esta rotina recebe dois ou três argumentos. O primeiro argumento deve ser sempre a função que indica qual propriedade da tabela de vapor se deseja. Os outros argumentos são entradas para a função definida. Exemplo: XSteam('h\_pt',1,20) fornece a entalpia da água a 1 bar e 20 °C. A rotina X Steam permite o cálculo das seguintes propriedades:

Tabela 5: Propriedades calculadas com a rotina X Steam

Notação	Quantidade	Unidade
$T$	Temperatura	°C
$P$	Pressão	Bar
$h$	Entalpia específica	kJ/kg
$v$	Volume específico	m <sup>3</sup> /kg
$\rho$	Densidade	kg/m <sup>3</sup>
$s$	Entropia específica	kJ/kg.°C
$u$	Energia interna específica	kJ/kg
$C_p$	Capacidade calorífica Isobárica	kJ/kg
$C_v$	Capacidade calorífica isovolumétrica	kJ/kg
$w$	Velocidade de propagação do som	m/s
$\mu$	Viscosidade	Pa.s
$tc$	Condutividade térmica	W/m°C
$st$	Tensão superficial	N/m

Com esta função obtiveram-se os dados de Temperatura de Saturação, Pressão de Saturação, Volumes, Entalpias e Entropias específicas para líquidos e vapores saturados utilizados neste trabalho.

## ANEXO B – EXPOSIÇÃO DE INTERFACE GRÁFICA DO SIMULADOR



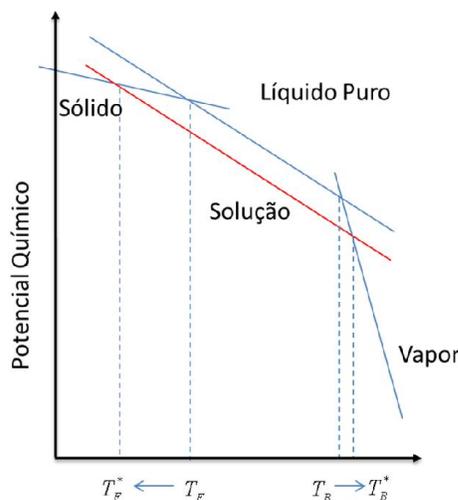
## ANEXO C – SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS: ANÁLISE DE FENÔMENO DE ELEVAÇÃO EBULIOSCÓPICA

Em soluções diluídas a elevação da temperatura de ebulição (elevação ebulioscópica) depende apenas do número de partículas de soluto presentes, sendo por esta razão chamadas de propriedades coligativas.

Assume-se que o soluto não é volátil então ele não contribui na fase vapor. Todas as propriedades coligativas resultam da redução do potencial químico do solvente líquido como resultado da presença de soluto.

Atkins e Loretta(2001) afirmam que para a uma solução idealmente diluída, há a redução do potencial químico do líquido devido ao acréscimo do soluto, ou seja o potencial do líquido puro inicial é reduzido de  $\mu_A^*$  para  $\mu_A^* + RT \ln x_A$ , com o acréscimo do soluto (como  $x_A < 1$ , tem-se que  $\ln x_A < 0$ ) Considera-se que não há influência direta do soluto no potencial químico do solvente vapor e o solvente sólido pois o soluto não aparece no vapor. Como pode ser observado na figura 36, há a redução no potencial químico quando o líquido é acrescido de soluto. Isto implica que o equilíbrio químico ocorre a uma temperatura mais alta (ou seja, há a elevação do ponto de ebulição)

Figura 36. Potencial químico de um solvente na presença do soluto. Adaptado de Atkins e Loretta(2001)

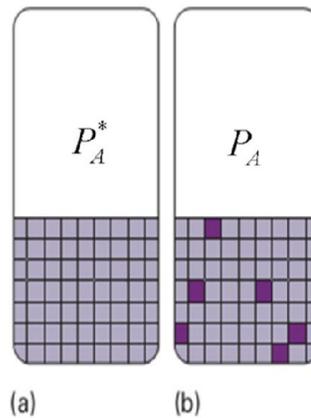


A estratégia para a discussão quantitativa da elevação do ponto de ebulição é observar a temperatura na qual, à determinada pressão, uma fase (o vapor do solvente puro) tem

o mesmo potencial químico que o solvente na solução. Este é a nova temperatura de equilíbrio para a transição de fase a esta temperatura, e assim corresponde ao novo ponto de ebulição do solvente.

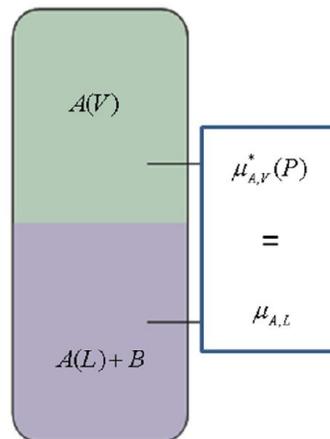
O equilíbrio heterogêneo de interesse quando se considera a ebulição fica entre o vapor do solvente e o solvente na solução na mesma condição de pressão.

Figura 37. Estado (a) antes e (b) depois do acréscimo de soluto não volátil



A pressão de vapor de um líquido puro representa um balanço entre o aumento na desordem crescente causada pelo vaporizador e a diminuição na desordem das redondezas. Na figura 37 observa-se que a estrutura do líquido é representada pela rede de quadrados mais claros.

Figura 38. Equilíbrio heterogêneo entre as fases A e B



Quando o soluto encontra-se presente a desordem da fase condensada é maior do que a do puro líquido e há uma tendência de adquirir a característica desordem do vapor.

Denota-se o solvente como A e o soluto como B, equilíbrio é estabelecido a uma temperatura na qual:

$$\mu_A^{*,V} = \mu_A^{*,L} + RT \ln x_A \quad (84)$$

A pressão estabelecida é a mesma em todo o recipiente e não será escrita explicitamente. Assim tem-se que:

$$\ln x_A = \frac{\mu_A^{*,V} - \mu_A^{*,L}}{RT} = \frac{\Delta G^{vap}}{RT} \quad (85)$$

Onde  $\Delta G^{vap}$  é a energia de Gibbs de vaporização do solvente puro A. Para se encontrar a relação entre a mudança na composição e a mudança resultante na temperatura de ebulição, diferencia-se ambos os lados da equação 85 com relação à temperatura e usa-se a equação de Gibbs-Helmholtz (SMITH, 2007) para expressar o termo à direita:

$$\left( \frac{\partial(G/T)}{\partial T} \right)_p = -\frac{H}{T^2} \quad (86)$$

Obtendo-se:

$$\frac{d \ln x_A}{dT} = \frac{1}{R} \frac{d(\Delta G^{vap}/T)}{dT} = -\frac{\Delta G^{vap}}{RT^2} \quad (87)$$

Multiplicando-se ambos os lados por  $dT$  e integra-se de  $x_A = 1$  (correspondente a  $\ln x_A = 0$  com ponto de ebulição  $T = T^*$ ) até  $x_A$  (quando o ponto de ebulição é  $T$ )

$$\int_0^{\ln x_A} d \ln x_A = -\frac{1}{R} \int_{T^*}^T \frac{\Delta H^{vap}}{T^2} dT \quad (88)$$

O lado esquerdo é integrado a  $\ln x_A$ , que é igual a  $\ln(1 - x_B)$  e que a quantidade de soluto é tão pequena que  $x_B \ll 1$ . Assim obtém-se:

$$\ln x_A = \ln(1 - x_B) = -\frac{1}{R} \int_{T^*}^T \frac{\Delta H^{vap}}{T^2} dT \quad (89)$$

Normalmente esta equação é integrada supondo-se que entalpia de vaporização é aproximadamente constante. Porém é possível trabalhar-se com a equação 90, desde que se conheça a forma como o termo  $\Delta H^{vap}$  varia com a temperatura. Observa-se então que a equação 90 não faz nenhuma referência à identidade do soluto, apenas à sua fração molar, conclui-se que a elevação ebulioscópica é uma propriedade coligativa. O valor da variação de temperatura  $T - T^*$  não depende do valor das propriedades do solvente e normalmente observam-se maiores elevações de temperatura de ebulição em solventes com altos pontos de ebulição.

A simulação do pressurizador pode ser acrescida da consideração da presença e efeito de boro, na forma de ácido bórico. Sabe-se que a sua presença pode deslocar a temperatura de ebulição do sistema devido ao efeito das propriedades coligativas do sistema. Considerando-se que há inicialmente uma concentração de  $c_0$  gramas de boro por gramas água no sistema no estado estacionário e que a corrente de surto quando positiva possui uma concentração  $c_1$  gramas de boro por gramas de água.

Através de um balanço de massa realizado na massa de Boro, tem-se a seguinte equação diferencial, que possui certa semelhança com os problemas de sal em solução descritos por Boyce e Diprima(2000):

$$\frac{dm^B}{dt} = \dot{m}^S c^B \quad (90)$$

Onde  $\frac{dm^B}{dt}$  é o termo de acúmulo de boro,  $\dot{m}^S$  é a vazão mássica do surto e  $c^B$  é a concentração de Boro na solução.

No entanto, de modo análogo às propriedades termodinâmicas de surto da água, o valor da concentração oscilará dependendo do sinal de surto, de modo que se o surto for positivo,  $c^B$  será dado por  $c_1$  (concentração constante de boro na corrente de surto) e se o surto for negativo  $c^B$  será dado pela concentração de boro no pressurizador.

Para encontrar a taxa na qual o boro deixa o tanque, é necessário multiplicar a concentração do boro no tanque  $c^B(t)$  pela taxa de saída,  $\dot{m}^S(t)$  kg/seg, sendo que esta

concentração é dada pela razão entre a massa total de boro  $m^B(t)$  e a massa total de água  $m(t)$  presentes naquele instante. Uma vez que a taxa de vazão mássica surto varia, a massa de água no tanque não permanece constante, podendo ser calculado através do balanço de massa discretizado:

$$m_k = m_{k-1} + m_k^S$$

$$m_k^S = \int_{t_{k-1}}^{t_k} \dot{m}^S(t_k) dt \approx (\dot{m}_{k-1}^S + \dot{m}_k^S) \left( \frac{t_{k-1} - t_k}{2} \right)$$

Considerando-se que ocorre razoável distribuição da solução de Boro no pressurizador, a concentração ao longo do tanque é a mesma, com o valor de:

$$c^B(t) = \frac{m^B(t_k)}{m(t_k)} = \frac{m^B(t_k)}{m(t_{k-1}) + m^S(t_k)} \quad (91)$$

ou em termos discretizados:

$$c_k^B = \frac{m_k^B}{m_k} = \frac{m_k^B}{m_{k-1} + m_k^S} \quad (92)$$

Assim a equação diferencial governante do processo é dada por:

$$\frac{dm^B}{dt} = \dot{m}^S c^B, \quad c^B = \begin{cases} c_1 & \text{se } \dot{m}^S > 0 \\ \frac{m^B(t_k)}{m(t_k)} & \text{se } \dot{m}^S < 0 \end{cases} \quad (93)$$

A forma discretizada desta equação pode ser escrita como:

$$m_k^B - m_{k-1}^B = (mc)_k^B \quad (94)$$

Com

$$(mc)_k^B = (\dot{m}_k^S c_k^B + \dot{m}_{k-1}^S c_{k-1}^B) \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right) \quad (95)$$

Sendo que se  $\dot{m}_k^S > 0$   $c_k^B = c_1$  e a equação anterior é resolvida como:

$$(mc)_k^B = \left( \dot{m}_k^S c_1 + \dot{m}_{k-1}^S c_{k-1}^B \right) \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right) \quad (96)$$

$$m_k^B = m_{k-1}^B + \left( \dot{m}_k^S c_1 + \dot{m}_{k-1}^S c_{k-1}^B \right) \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right) \quad (97)$$

E se  $\dot{m}_k^S < 0$   $c_k^B = \frac{m_k^B}{m_k}$  e a equação 95 é resolvida como:

$$(mc)_k^B = \left( \dot{m}_k^S \frac{m_k^B}{m_k} + \dot{m}_{k-1}^S c_{k-1}^B \right) \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right) \quad (98)$$

$$m_k^B = m_{k-1}^B + \left( \dot{m}_k^S \frac{m_k^B}{m_k} + \dot{m}_{k-1}^S c_{k-1}^B \right) \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right) \quad (99)$$

Isolando-se  $m_k^B$

$$m_k^B \left( 1 - \frac{\dot{m}_k^S}{m_k} \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right) \right) = m_{k-1}^B + \dot{m}_{k-1}^S c_{k-1}^B \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right)$$

$$m_k^B = \frac{m_{k-1}^B + \dot{m}_{k-1}^S c_{k-1}^B \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right)}{\left( 1 - \frac{\dot{m}_k^S}{m_k} \left( \frac{t_k - t_{k-1}}{2} \right) \right)} \quad (100)$$

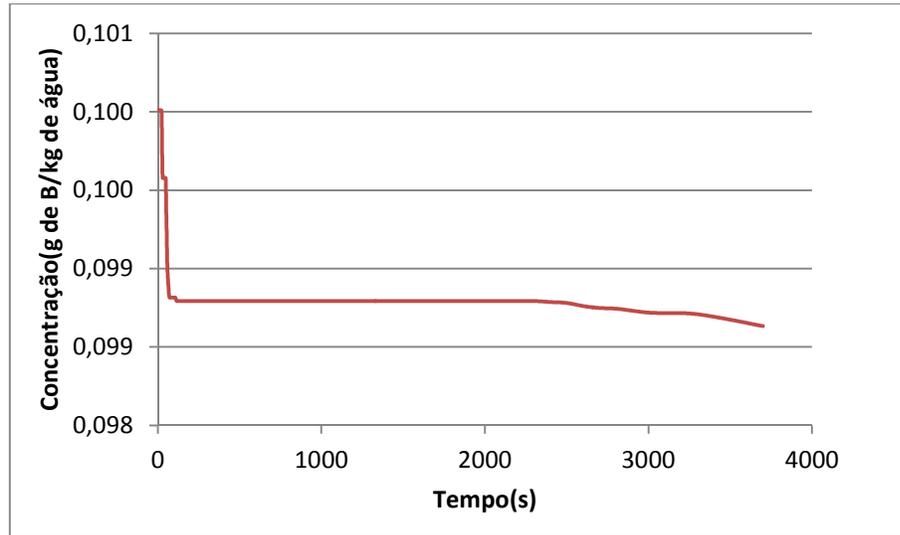
Assume-se uma concentração inicial de 100ppm e que a corrente de surto apresenta uma concentração de 10ppm.

A concentração em ppm é convertida para concentração de g de boro por grama de água através da seguinte relação:

$$c(g/g) = \frac{c(ppm)}{1000000 - c(ppm)} \quad (101)$$

O perfil de concentração obtido é apresentado na figura 40.

Figura 39. Perfil de concentração de Boro no interior do pressurizador



Uma vez que o que se deseja analisar é o perfil de concentração do soluto no sistema, deve-se converter a concentração de ppm para em fração molar através dos seguintes cálculos:

$$c_k [ppm] = \frac{c_k}{1000000} \quad (102)$$

Com esta informação calcula-se a quantidade de mols de boro e de água

$$n_B = \frac{m_B}{MM_B} = \frac{c_k}{10.8} = 0,09259c_k \quad (103)$$

$$n_{H_2O} = \frac{m_{H_2O}}{MM_{H_2O}} = \frac{1000000 - c_k}{18} = 55555,5555 - 0,0555555555c_k \quad (104)$$

Logo a fração molar de boro é dada por

$$x_B = \frac{n_B}{n_B + n_{H_2O}} = \frac{\frac{m_B}{MM_B}}{\frac{m_B}{MM_B} + \frac{m_{H_2O}}{MM_{H_2O}}} = \frac{0,09259c_k}{55555,5555 - 0,037037037c_k} \quad (105)$$

Considera-se que na condição inicial de estado estacionário, o sistema já possui a concentração de boro de 100 ppm, ou seja  $c_1=0,0001$ .

O equilíbrio heterogêneo de interesse quando considera-se a ebulição encontra-se entre o vapor do solvente e o solvente(água) na solução e o soluto (boro). No equilíbrio obtido em determinada temperatura, observa-se que:

$$\ln(1-x_B) = -\frac{1}{R} \int_{T^*}^T \frac{\Delta H^{vap}}{T^2} dT \quad (106)$$

Pode-se então definir uma função erro de modo análogo às das equações 69 e 71 para se determinar qual a nova temperatura do sistema devido à concentração molar  $x_B$  do soluto:

$$f(T) = \ln(1-x_B) + \frac{1}{R} \int_{T^*}^T \frac{\Delta H^{vap}}{T^2} dT = 0 \quad (107)$$

Os valores de elevação de temperatura e de pressão em relação às condições normais de um perfil de surto encontram-se presentes nas figuras 41 e 42 e o perfil da concentração de boro está exposto na figura 43.

Figura 40. Comportamento da elevação da pressão

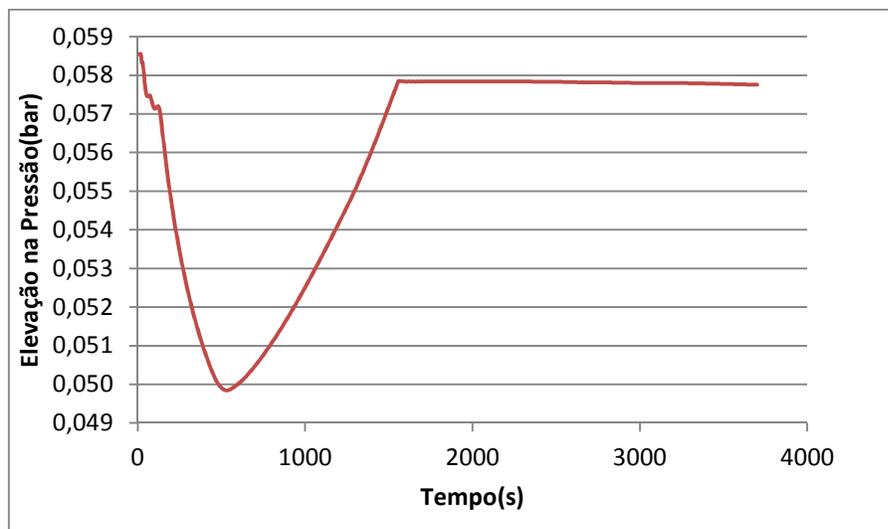
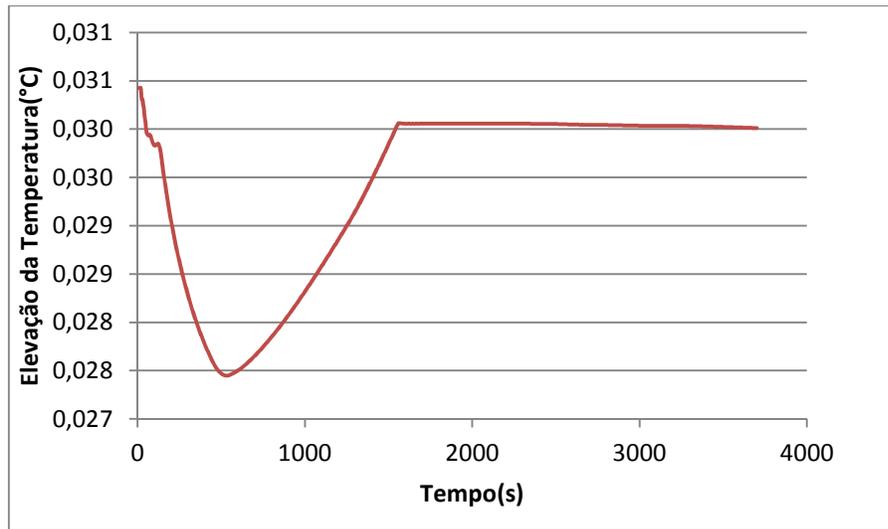


Figura 41. Comportamento da elevação ebullioscópica



Com estas informações, pode-se então considerar a contribuição do deslocamento ebullioscópico como pouco relevante em termos percentuais. Porém este valor poderia influenciar os cálculos de perda de calor do sistema e poderia servir como fator de correção quando na aferição de pressão e temperatura, podendo então alterar o desempenho dos controladores de modo sensível. Observa-se ainda que para esta faixa de operação a elevação ebullioscópica desloca a pressão do sistema na proporção de tal modo que a cada 0,01°C deslocado para cima, há uma elevação da pressão correspondente de cerca de 0,02 bar

- seguindo-se o caminho inverso de cálculo, constata-se que a concentração mínima para causar uma mudança sensível no sistema (1°C) em relação à condição de temperatura inicial é dada por 0,5417 g de boro por quilograma de solução, ou seja uma concentração de cerca de 5338 ppm de boro.