

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA QUÍMICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA

**SIMULAÇÃO DE SISTEMA DE GERAÇÃO
DE VAPOR: AVALIAÇÃO DE
OCORRÊNCIA DE FAC**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Paula Souto Linck

Porto Alegre

2019

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA QUÍMICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA

**SIMULAÇÃO DE SISTEMA DE GERAÇÃO
DE VAPOR: AVALIAÇÃO DE
OCORRÊNCIA DE FAC**

Paula Souto Linck

Dissertação de Mestrado apresentada como
requisito parcial para obtenção do título de Mestre
em Engenharia

Área de concentração: Simulação de Processos

Orientador:
Prof. Dr. Rafael de Pelegrini Soares

Porto Alegre

2019

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA QUÍMICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA

A Comissão Examinadora, abaixo assinada, aprova a Dissertação *Simulação de Sistema de Geração de Vapor: Avaliação de Ocorrência de FAC*, elaborada por Paula Souto Linck, como requisito parcial para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia.

Comissão Examinadora:

Prof. Dr. Edson Cordeiro do Valle

Prof. Dr. Pedro Juarez Melo

Dr. Emerentino Brazil Quadro

Agradecimentos

Ao professor Rafael, meu orientador, pela confiança, persistência e disponibilidade para apoiar o desenvolvimento desse trabalho.

Aos demais professores da UFRGS pelos ensinamentos ao longo desses anos de vida acadêmica.

Aos meus colegas da Braskem pelo apoio, incentivo, troca de experiências e suporte técnico para fazer o mestrado.

Aos meus pais, Renato e Soraia, aos demais familiares e amigos pela amizade, compreensão e momentos de descontração, muito essenciais ao longo dessa caminhada.

Ao Rodrigo, parceiro de todas as horas, pelo amor e companheirismo constantes.

Resumo

Corrosão acelerada pelo fluxo (FAC) é um mecanismo de perda de espessura em tubulações de aço carbono, expostas a fluxos de água. A taxa de perda de material depende da interação de vários fatores como temperatura e condição química da água (pH e concentração de oxigênio), composição do material da tubulação e hidrodinâmica (geometria, velocidade e regime de escoamento). O sistema de geração de vapor estudado é típico em plantas petroquímicas de craqueamento térmico de nafta para produção de eteno. Há relatos de ocorrência de FAC em sistemas equivalentes, resultando em colapso da parede da tubulação e vazamento de água e vapor a elevada temperatura. Tratando-se de FAC, nesse sistema opera-se em faixas inadequadas de temperatura e pH. O objetivo do presente trabalho é determinar os regimes de escoamento estabelecidos nas tubulações com escoamento bifásico desse sistema de geração de vapor, visto que este é um dos parâmetros determinantes para ocorrência de FAC. Primeiramente simulou-se, individualmente, os trocadores de calor que geram vapor e em seguida a rede de trocadores e suas tubulações com comprimentos e acidentes, a fim de determinar as condições de processo em cada trecho (temperatura, pressão, vazão e fração vaporizada). Então, determinou-se as velocidades e os regimes de escoamento nas tubulações a partir das condições de processo previamente simuladas e validadas. Nas linhas de entrada dos geradores de vapor de diluição, onde o fluxo é monofásico, foi possível concluir que as velocidades não ultrapassaram o valor de referência de 6 m/s, a partir do qual considera-se que o escoamento está contribuindo para o evento de FAC. Nas linhas de saída, o fluxo é bifásico e os regimes de escoamento estabelecidos são dos tipos estratificado e anular e nesse caso não são parâmetros que agravam a possibilidade de corrosão acelerada pelo fluxo.

Palavras-chave: 1. FAC. 2. Corrosão acelerada pelo fluxo. 3. Geração de vapor. 4. Regime de escoamento.

Abstract

Flow-accelerated corrosion (FAC) is a mechanism of loss of thickness of carbon steel pipes, exposed to water flows. The rate of material loss depends on the interaction of various factors such as temperature and chemical condition (pH and oxygen concentration) of the water, composition of the pipe material and hydrodynamics (geometry, velocity and flow regime). The studied steam generation system is typical in naphtha thermal cracking of petrochemical plants for the production of ethylene. There are reports of FAC occurrence in equivalent systems, resulting in pipe wall collapse and high temperature water and steam leakage. Among the parameters that influence the occurrence of FAC and are known in the system under evaluation, it operates in inadequate ranges of temperature, pH and oxygen concentration. The objective of the present study is to determine the flow regimes established in the pipelines with two-phase flow of this steam generation system, since this is one of the determining parameters for FAC occurrence. Initially, the heat exchangers that generate steam were simulated individually, and then the network of heat exchangers and their pipes with lengths and accidents were simulated in order to determine the process conditions at each pipe section (temperature, pressure, flow and vaporized fraction). Then, the velocities and flow rates in the pipes were determined from the previously simulated and validated process conditions. In the inlet lines of the dilution steam generators, where the flow is single-phase, the velocities did not exceed the reference value from which the flow is considered to be contributing to the FAC event. In the outlet lines the flow is biphasic and the flow regimes established are stratified and annular types, and in this case they aren't parameters that aggravate the possibility of flow-accelerated corrosion.

Keywords: 1. FAC. 2. Flow-accelerated corrosion. 3. Steam generation. 4. Flow regime.

Sumário

Índice de Ilustrações	viii
Lista de Tabelas	xi
Introdução	1
1.1 Motivação.....	1
1.2 Objetivos	5
1.3 Estrutura da Dissertação.....	6
Revisão Bibliográfica	8
2.1 Corrosão Acelerada pelo Fluxo (FAC)	8
2.1.1 Condições Químicas da Água	10
2.1.2 Temperatura	14
2.1.3 Material da Tubulação.....	15
2.1.4 Velocidade de Escoamento	16
2.1.5 Regime de Escoamento	17
2.2 Escoamento Bifásico	18
2.2.1 Regimes de Escoamento em Tubos Verticais: líquido e vapor escoando em co-corrente, fluxo ascendente.....	19
2.2.2 Regime de Escoamento em Tubos Horizontais: líquido e vapor escoando em co-corrente.....	22
2.2.3 Regimes de Escoamentos Bifásicos em Tubos Inclinados	25
2.3 Plano de Controle de FAC	27
Processo Industrial e Simulação	29
3.1 Descrição do Processo.....	29
3.2 Simulação do Processo.....	36
3.2.1 Simulação rigorosa da geometria dos trocadores de calor	36
3.2.2 Simulação do sistema de geração de vapor de diluição – torre, tubulações e trocadores de calor	40
3.2.3 Simulação das linhas de saída dos permutadores no software FNESS para determinação dos regimes de escoamento.	50

Resultados e Discussões.....	58
Conclusões e Sugestões.....	72
5.1 Conclusões	72
5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros.....	75
Referências Bibliográficas.....	76

Índice de Ilustrações

Lista de Quadros

Quadro 1: Exemplos de plantas de geração de energia nuclear e fóssil onde ocorreram eventos de ruptura de linhas ou equipamentos devido ao FAC.....	2
---	---

Lista de Figuras

Figura 1: Fluxograma do circuito fechado de água/vapor de diluição (Fonte: elaborada pela autora).	4
Figura 2: Esquema do mecanismo de FAC (Fonte: DOOLEY, 2008).	11
Figura 3: Diagrama de Pourbaix (Fonte: GENTIL, 1982).	12
Figura 4: Efeito do pH no mecanismo de FAC (Fonte: STEPHEN e BERNARD, 2003).	13
Figura 5: Efeito da concentração de oxigênio no mecanismo de FAC (Fonte: STEPHEN e BERNARD, 2003).	14
Figura 6: Efeito da temperatura no mecanismo de FAC (Fonte: STEPHEN e BERNARD, 2003).	15
Figura 7: Efeito da velocidade do fluido no mecanismo de FAC (Fonte: STEPHEN e BERNARD, 2003).	17
Figura 8: Regimes de escoamento em tubulação vertical (Fonte: HOLLAND e BRAGG, 1995).	21
Figura 9: Mapa de fluxo de Hewitt e Roberts para escoamento em tubulações vertical com fluxo ascendente (Fonte: HEWITT e ROBERTS, 1969).	22
Figura 10: Regimes de escoamento em tubulação horizontal (Fonte: HOLLAND e BRAGG, 1995).	24
Figura 11: Mapa de fluxo de Baker para escoamento em tubulações horizontais (Fonte: BAKER, 1954).	24

Figura 12: Desenho esquemático da geradora de vapor de diluição (Fonte: elaborada pela autora).....	31
Figura 16: Desenho esquemático das tubulações de entrada de água e saída de mistura bifásica dos geradores de vapor de diluição com vapor de média pressão (Fonte: elaborada pela autora).....	33
Figura 13: Desenho esquemático de um refeedor vertical termossifão (Fonte: adaptado pela autora de ARNETH e STICHLMAIR, 2001).	33
Figura 14: Diagrama de blocos com as etapas de simulação e seus objetivos (Fonte: elaborada pela autora).	36
Figura 15: Trocador de calor do tipo BHU (Fonte: COKER, 2015).....	38
Figura 17: Diagrama do processo construído no Aspen (Fonte: software Aspen Plus, 2019).	42
Figura 18: Desenho esquemático da geradora de VD e seus permutadores apontando as variáveis medidas na planta (Fonte: elaborada pela autora).....	43
Figura 19: Diagrama da rede das linhas de saída dos geradores de vapor de diluição com três trocadores operando (Fonte: software FNESS, 2019).....	52
Figura 20: Diagrama da rede das linhas de saída dos geradores de vapor de diluição com dois trocadores operando (Fonte: software FNESS, 2019).....	53
Figura 21: Desenho esquemático das tubulações de entrada de água dos geradores de vapor de diluição com vapor de média pressão (Fonte: elaborada pela autora).	60
Figura 22: Desenho esquemático das tubulações de saída da mistura bifásica dos geradores de vapor de diluição com vapor de média pressão (Fonte: elaborada pela autora).....	63
Figura 23: Mapas de fluxo de duas linhas da rede simulada, 16" junto ao bocal e 24" junto a torre geradora de vapor de diluição (Fonte: software FNESS, 2019).66	
Figura 24: Regime de escoamento nas linhas de saída dos permutadores P-42 no cenário de operação com três trocadores em paralelo, nas condições de projeto (Fonte: software FNESS, 2019).....	67
Figura 25: Regime de escoamento nas linhas de saída dos permutadores P-42 no cenário com operação de três trocadores em paralelo, nas condições de dados 1 (Fonte: software FNESS, 2019).....	69

Figura 26: Regime de escoamento nas linhas de saída dos permutadores P-42 no cenário com operação de três trocadores em paralelo, nas condições de dados 2 (Fonte: software FNESS, 2019).....	69
Figura 27: Regime de escoamento nas linhas de saída dos permutadores P-42 no cenário com operação de dois trocadores em paralelo nas condições de dados 1 (Fonte: software FNESS, 2019).....	70
Figura 28: Regime de escoamento nas linhas de saída dos permutadores P-42 no cenário com operação de dois trocadores em paralelo nas condições de dados 2 (Fonte: software FNESS, 2019).....	71

Lista de Tabelas

Tabela 1: Dados da geometria do trocador de calor.....	39
Tabela 2: Comparação de parâmetros entre os valores da folha de dados de processo dos trocadores e da simulação.....	40
Tabela 3: Entradas da simulação para comparação com os valores previstos de geração de vapor de diluição nos P-42 no projeto da unidade.....	44
Tabela 4: Entradas das simulações com três e dois trocadores operando em paralelo para validação da simulação – dados 1.....	47
Tabela 5: Entradas das simulações com três e dois trocadores operando em paralelo para validação da simulação – dados 2.....	48
Tabela 6: Comparação entre a geração de vapor de diluição nos P-42 real e simulada.....	48
Tabela 7: Comparação das pressões medidas em campo e obtidas pela simulação...	49
Tabela 8: Dados de entrada para determinação dos regimes de fluxo – Cenário 1: três permutadores operando - dados 1.....	54
Tabela 9: Dados de entrada para determinação dos regimes de fluxo – Cenário 2: dois permutadores operando - dados 1.....	54
Tabela 10: Dados de entrada para determinação dos regimes de fluxo – Cenário 1: três permutadores operando - dados 2.....	55
Tabela 11: Dados de entrada para determinação dos regimes de fluxo – Cenário 2: dois permutadores operando - dados 2.....	56
Tabela 12: Comparação das pressões na saída dos permutadores medidas em campo e obtidas pelo Aspen plus com as pressões resultantes da simulação no FNESS.....	57
Tabela 13: Velocidades de escoamento da água nas linhas de entrada dos P-42 para o cenário de operação de três trocadores em paralelo.....	61
Tabela 14: Velocidades de escoamento da água nas linhas de entrada dos P-42 para o cenário de operação de dois trocadores em paralelo.....	61

Tabela 15: Velocidades e regimes de escoamento da mistura bifásica nas linhas de saída dos P-42, para o cenário de operação de três trocadores em paralelo... 64

Tabela 16: Velocidades e regimes de escoamento da mistura bifásica nas linhas de saída dos P-42, para o cenário de operação de dois trocadores em paralelo.. 64

Capítulo 1

Introdução

1.1 Motivação

O fenômeno de corrosão acelerada pelo fluxo (*flow-accelareted corrosion*, FAC) vem sendo estudado desde a década de 1960 e é um problema conhecido em usinas termoeletricas e nucleares. O FAC caracteriza-se pela dissolução da camada de magnetita, que se forma na parede de tubulações de aço carbono quando em contato com água, e consequente perda de espessura do metal. Se não for devidamente identificado e contornado, o fenômeno de FAC pode levar à ruptura da tubulação com riscos graves para a segurança das pessoas e das instalações.

Embora tenha-se anos de desenvolvimento de pesquisa na área, acidentes relacionados a FAC seguem acontecendo em sistemas cujas condições de operação são propícias à ocorrência desse fenômeno. Os fatores que influenciam estão relacionados às condições de operação e à geometria do sistema. São agentes importantes o pH, o teor de oxigênio, a temperatura, a metalurgia, a velocidade e o regime de escoamento.

Apesar de o regime de escoamento ser importante, FAC não está relacionado com um processo erosivo, mas sim associado com condições químicas e de processo que promovem a dissolução da camada de magnetita e são potencializadas por

mecanismos de transferência de massa, por exemplo, regimes de escoamento inadequados.

Tratando-se de um fenômeno amplamente estudado no ramo de geração de energia elétrica, o FAC vem sendo tema de discussões conduzidas pelo Instituto de Pesquisa em Energia Elétrica (EPRI - *Electric Power Research Institute*). O EPRI é uma organização americana sem fins lucrativos que realiza pesquisas e desenvolvimento relacionados à geração, fornecimento e uso de eletricidade com foco em confiabilidade, eficiência, acessibilidade, saúde, segurança e meio ambiente.

Segundo o relatório técnico emitido pelo EPRI em 2017 (CARAVAGGIO, 2017), mais de 60% das 588 usinas termoeletricas participantes da pesquisa já tinham identificado corrosão acelerada pelo fluxo em suas plantas. O estudo apresenta eventos recentes de falha em equipamentos e tubulações causados por FAC, o Quadro 1 traz alguns exemplos de ocorrências.

Quadro 1: Exemplos de plantas de geração de energia nuclear e fóssil onde ocorreram eventos de ruptura de linhas ou equipamentos devido ao FAC.

Planta	Data	Local do vazamento
S.M. de Garona (Espanha)	dez/89	água de alimentação
Loviisa - Unidade 1 (Finlândia)	mai/90	água de alimentação
Millstone - Unidade 3 (EUA)	dez/90	dreno do aquecedor
Millstone - Unidade 2 (EUA)	nov/91	dreno do superaquecedor
Almaz - Unidade 1 (Espanha)	dez/91	vapor do extrator
Loviisa - Unidade 2 (Finlândia)	fev/93	água de alimentação
Sequoyah - Unidade 2 (EUA)	mar/93	vapor do extrator
Pleasant Prairie - Unidade 1 (EUA)	fev/95	água de alimentação
Millstone - Unidade 2 (EUA)	ago/95	dreno do aquecedor
Fort Calhoun (EUA)	abr/97	vapor do extrator
Callaway (EUA)	ago/99	dreno do superaquecedor
Fossil Planta 1 (EUA)	jul/02	dreno do aquecedor
Fossil Planta 2 (EUA)	mar/05	água de alimentação
Mihama - Unidade 3 (Japão)	ago/04	condensado
Iatan - Unidade 1 (EUA)	mai/07	água de alimentação
Fossil Planta 3 (EUA)	fev/09	casco do aquecedor

Fonte: adaptado pela autora de CARAVAGGIO, 2017.

Um acidente amplamente divulgado cuja causa raiz foi corrosão acelerada pelo fluxo e que demonstra o potencial de dano desse fenômeno foi o acidente ocorrido na usina nuclear de Mihama – Unidade 3 no Japão em 2004. A ruptura de uma tubulação de água de 22 polegadas que alimentava o reator causou vazamento de grande quantidade de água e vapor a elevada temperatura. No momento da ocorrência centenas de operadores estavam trabalhando no local na preparação da área para uma inspeção de rotina. O acidente resultou em cinco mortes e seis pessoas feridas. A abertura na tubulação mediu 51,5 cm (20,3 polegadas) na direção axial e 93 cm (36,6 polegadas) na direção circunferencial do tubo de aço carbono. Durante a investigação do acidente verificou-se que não houve nenhuma alteração significativa nas condições de operação nem na qualidade da água. A inspeção microscópica da tubulação indicou que a causa da ruptura foi corrosão acelerada pelo fluxo (NRC, 2006).

O fato de que acidentes decorrentes de vazamentos provocados por corrosão acelerada pelo fluxo podem ter consequências graves, como o exemplo citado, evidencia a importância de estabelecer, manter e aprimorar planos de controle de FAC.

Ainda que a grande maioria das referências na literatura quando o assunto é FAC, trate de sistemas de usinas nuclear e fóssil, outros processos cuja finalidade não seja a geração de energia, mas envolvem vaporização de água, podem estar predispostos a eventos de FAC. O sistema de geração de vapor estudado é típico em plantas petroquímicas de craqueamento térmico de nafta para produção de eteno.

Em plantas petroquímicas a unidade de olefinas tem como objetivo obter compostos olefínicos, sendo os produtos principais eteno e propeno em grau polímero, através de reações de craqueamento pirolítico e posterior separação e purificação. No processo de pirólise de nafta em fornos de craqueamento térmico, utiliza-se a injeção de vapor de água como agente de controle do craqueamento da matéria-prima a fim de obter o perfil de produtos desejado e minimizar a formação de coque. O vapor utilizado é chamado vapor de diluição (VD) e é produzido na própria planta de olefinas em circuito fechado, onde a água utilizada é vaporizada e enviada aos fornos de pirólise. Após o craqueamento, o vapor de água é condensado e retorna para o sistema de

geração de VD. A Figura 1 mostra um fluxograma representativo do circuito de água/vapor de diluição.

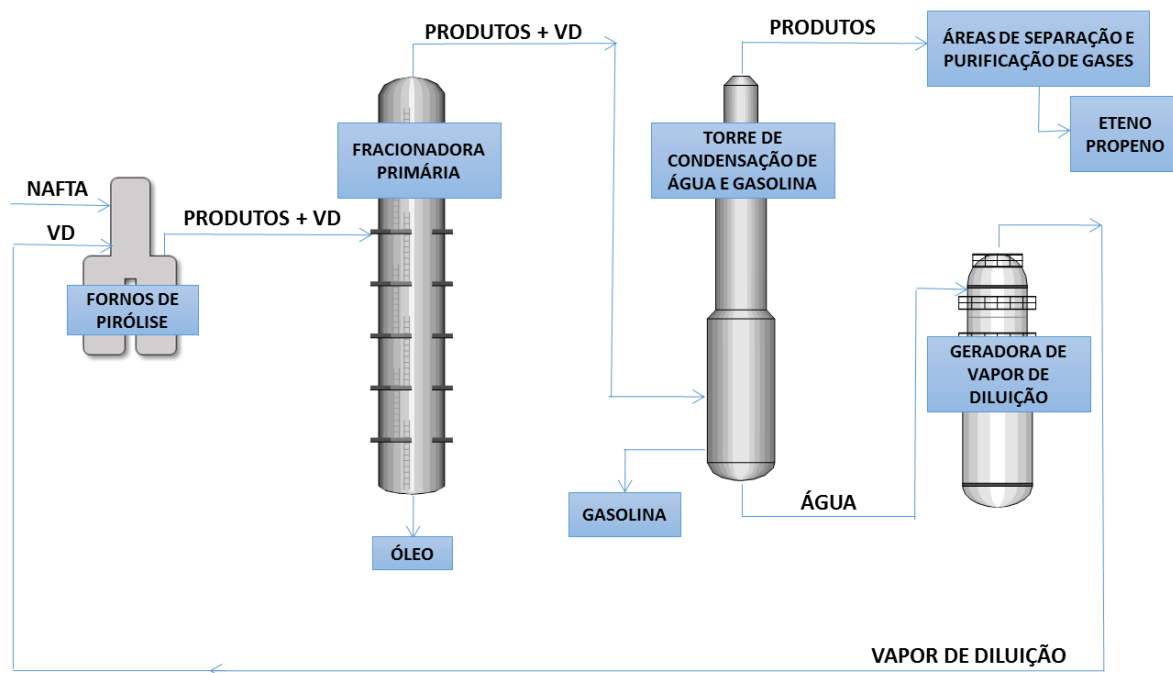


Figura 1: Fluxograma do circuito fechado de água/vapor de diluição (Fonte: elaborada pela autora).

O sistema que produz VD opera em condições de pH e temperatura que pode induzir a ocorrência de FAC e o local mais provável é a geradora de vapor de diluição. A vaporização da água se dá em dois conjuntos de permutadores e as linhas de entrada e saída desses trocadores de calor são tubulações com potencial para ocorrência de eventos de corrosão acelerada pelo fluxo e por isso foram escolhidas para esse trabalho de pesquisa. Há relatos de ocorrência de corrosão acelerada pelo fluxo em sistemas equivalentes, resultando em ruptura da parede da tubulação e vazamento de água e vapor a elevada temperatura.

Os geradores de vapor de diluição são trocadores de calor que operam em termossifão e não possuem instrumentação instalada para medição de algumas

variáveis. A vazão circulante, a velocidade e os regimes de escoamento são desconhecidos. Assim, é necessária uma simulação do sistema para determinação desses parâmetros.

Além da identificação de sistemas suscetíveis a ocorrência de FAC, um pilar importante da estratégia para a prevenção desse fenômeno é a inspeção. Mesmo em plantas que já tenham sido projetadas com foco em minimização de FAC, é imprescindível um plano de inspeção robusto e com foco neste mecanismo.

A identificação de sistemas e tubulações suscetíveis à ocorrência de FAC, via simulações de processo, pode auxiliar na elaboração de uma rotina de inspeção a fim de evitar falhas súbitas e catastróficas devido à FAC e, conseqüentemente, elevar o nível de segurança e disponibilidade da planta.

1.2 Objetivos

Os objetivos principais do presente trabalho foram verificar se as linhas de saída de um dos conjuntos de permutadores geradores de vapor de diluição operam em regimes de escoamento propícios para ocorrência de FAC, avaliar as velocidades de escoamento nas linhas de entrada desses trocadores de calor e verificar se as condições de operação do sistema são suficientes para a ocorrência do fenômeno de corrosão acelerada pelo fluxo.

Os objetivos específicos foram:

1. Obtenção da troca térmica dos trocadores de calor geradores de vapor através da simulação rigorosa da geometria destes no software *Aspen Exchanger Design & Rating* (EDR).

2. Determinação das condições de processo em cada trecho de tubulação (temperatura, pressão, vazão e fração vaporizada) simulando a rede de trocadores de calor e suas tubulações incluindo comprimentos e acidentes.
3. Determinação dos regimes de escoamento utilizando o software FNESS, a partir das condições de processo previamente simuladas e validadas.
4. Análise das condições de operação e dos resultados das simulações.

1.3 Estrutura da Dissertação

O Capítulo 1 introduz a motivação e o problema a ser avaliado nesse trabalho de mestrado.

O Capítulo 2 apresenta uma revisão da literatura existente referente a corrosão acelerada pelo fluxo, incluindo os regimes de escoamento para fluxo bifásico em tubulações verticais e horizontais.

No Capítulo 3 o processo industrial estudado é descrito. A simulação rigorosa dos trocadores de calor no Aspen EDR é relatada, abordando a obtenção dos dados de entrada para a simulação e a validação da mesma a partir dos dados de projeto dos permutadores. Em seguida, é apresentada a simulação do conjunto dos três geradores de vapor de diluição com suas linhas de entrada e saída e a torre geradora de vapor acoplada à simulação rigorosa da troca térmica. Estão descritas as considerações utilizadas e a validação do modelo com dados reais da planta. O capítulo é concluído com a simulação das linhas de saída dos permutadores no software comercial FNESS.

No Capítulo 4 os resultados são apresentados e discutidos. Primeiramente faz-se uma avaliação do sistema quanto à possibilidade de ocorrência de FAC tratando-se dos parâmetros pH, temperatura de operação e material das tubulações. Então, uma avaliação das velocidades das linhas de entrada é feita nos dois possíveis cenários de

operação. Finalmente, os regimes de escoamento obtidos via simulação são avaliados para cada trecho das tubulações de saída dos permutadores operando nos mesmos cenários citados.

O Capítulo 5 apresenta as conclusões e faz sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Corrosão Acelerada pelo Fluxo (FAC)

Os materiais metálicos, quando utilizados para transporte de fluidos de processo, em geral são protegidos da corrosão por uma camada de óxido metálico. Se essa camada protetora for dissolvida ou danificada, o metal base fica exposto e um novo filme de óxido se forma, consumindo o metal base. Esse processo de dano da camada protetora pode ser causado por ataque químico, abrasão, cavitação, desgaste mecânico e velocidade do fluido ou turbulência. A velocidade, a turbulência e o impacto podem aumentar as taxas de polarização das reações de oxidação e redução na interface eletrólito-metal, o que pode enfraquecer ou dissolver os filmes de óxido de metal (LIPTÁK, 2006).

Corrosão acelerada pelo fluxo (FAC) é uma forma de corrosão localizada tendo como resultado uma perda de espessura de tubulações de aço carbono ou aço baixa liga, expostas à fluxos de água. A taxa de perda de material depende da interação de vários fatores como temperatura e condição química da água (pH e concentração de oxigênio), composição do material da tubulação e hidrodinâmica (geometria do sistema e velocidade de escoamento) (CHEXAL, 1999).

O fenômeno FAC se caracteriza pela dificuldade de passivação do metal através da formação da camada uniforme protetora de magnetita e consequente formação de hematita ou outros óxidos férricos menos aderentes, que podem ser facilmente removidos mesmo por níveis de turbulências localizadas moderadas (ao contrário da magnetita). A camada protetora pode ser dissolvida, ou impedida de se formar, pela turbulência/velocidade do escoamento da água, permitindo a corrosão do metal base. A corrosão acelerada pelo fluxo ocorre em duas etapas: oxidação do metal e transferência de massa do óxido metálico para o meio (DOOLEY e CHEXAL, 2000).

As perdas de espessura em tubulações relacionadas à FAC são observadas em condições de fluxo monofásico e bifásico. Como a presença de água em estado líquido é necessária para a formação e remoção da camada de óxido, FAC não ocorre em linhas que transportam vapor seco ou superaquecido.

Em escoamentos monofásicos, FAC ocorre em tubulações de aço carbono que operam em temperaturas superiores a 95°C, já quando o fluxo é bifásico a ocorrência de FAC também depende da fração vaporizada (AHMED *et. al.*, 2014). Para a FAC estar presente, a fração vaporizada deve ser baixa, o que é observado, por exemplo, em trocadores de calor que operam em termossifão. Tipicamente esse tipo de equipamento tem fração vaporizada em torno de 10%.

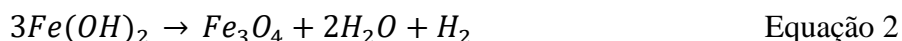
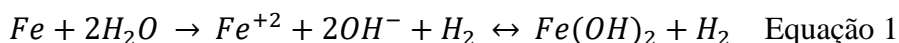
A avaliação da possibilidade de ocorrência de FAC em sistemas líquido-vapor é mais complexa que em escoamentos líquidos, devido à distribuição das fases e a interação entre líquido e gás que é determinante no mecanismo de transferência de massa. Segundo JEPSON (1989), escoamento bifásico do tipo *slug* ou *churn* em altas velocidades causam elevada turbulência e forças de cisalhamento junto a parede da tubulação aumentando a taxa de degradação da camada protetora. Sistemas bifásicos são mais críticos, pois pode ocorrer mudança significativa no regime de fluxo após os acidentes das tubulações com agravamento da corrosão acelerada pelo fluxo. A determinação do regime de escoamento, quando se trata de fluxo bifásico, é importante na verificação de FAC.

Vale ressaltar que, enquanto nas plantas de geração de energia a prevenção da corrosão acelerada pelo fluxo está mais enraizada e muitas vezes está contemplada no projeto da planta industrial, nas plantas petroquímicas o cenário não é o mesmo. Como a geração de vapor não é a principal atividade das plantas petroquímicas, muitas vezes este tipo de avaliação é superficial.

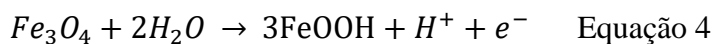
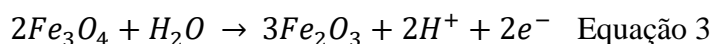
Nas seções que seguem uma descrição dos principais parâmetros que influenciam na ocorrência de corrosão acelerada pelo fluxo é apresentada. Para ocorrência de FAC não é necessário que todos os parâmetros citados estejam fora dos limites aceitáveis, o fenômeno pode ocorrer com a combinação de algum deles.

2.1.1 Condições Químicas da Água

Quando o aço carbono é exposto ao oxigênio presente na molécula da água, ocorrem duas reações em sequência: formação de hidróxido ferroso que depois se converte em magnetita.



A formação da magnetita (Fe_3O_4) é desejável, pois a camada formada atua como barreira protetora contra a oxidação do metal. O crescimento da camada de magnetita, submetida a um fluxo laminar, é regulada pela formação de hidrogênio catódico e pela dissolução anódica dos íons ferrosos, conforme as reações abaixo:



O fenômeno de FAC é uma aceleração desse processo causada pela turbulência do fluxo de água, com uma maior taxa de transferência de íons de ferro para o fluido e maior transferência de massa (DOOLEY, 2008).

DOOLEY (2008) elaborou a Figura 2 para representar o mecanismo de remoção da camada de magnetita devido à turbulência provocada por acidentes no sistema (válvulas, joelhos, reduções de diâmetro), as setas representam vetores de fluxo na direção da camada de magnetita.

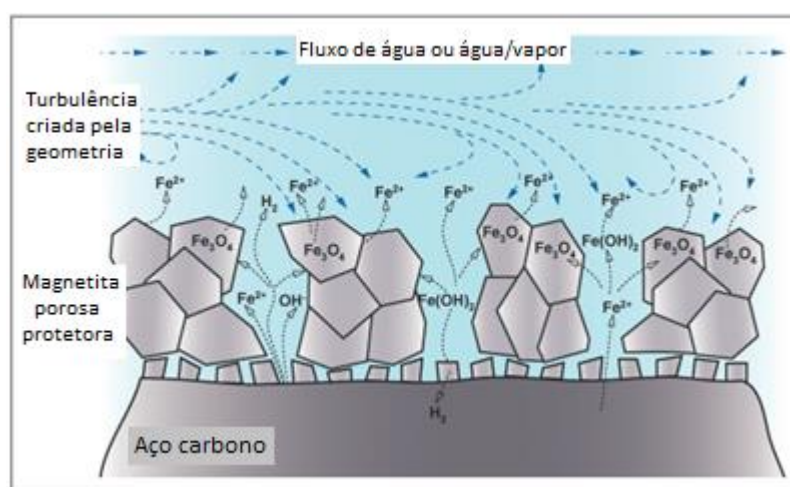


Figura 2: Esquema do mecanismo de FAC (Fonte: DOOLEY, 2008).

Além do efeito negativo causado pela turbulência, a formação e manutenção da camada de magnetita também dependem das condições do meio: faixa de pH e concentração de oxigênio. A magnetita pode apresentar solubilidade em água desmineralizada com pH entre 7 e 9,2 e com baixa concentração de oxigênio dissolvido (< 20 ppb) (OSHA, 1996).

A passivação do metal causada pela formação de um filme de óxido na superfície metálica é influenciada pelo pH. O diagrama de Pourbaix relaciona potencial de eletrodo e pH e prevê as condições sob as quais pode-se ter corrosão, imunidade ou passividade (GENTIL, 1982).

A Figura 3 apresenta o diagrama de Pourbaix para o ferro em presença de soluções aquosas diluídas, a 25°C. A zona de imunidade corresponde a região onde o metal mantém-se na sua forma metálica. Na zona de corrosão, a forma estável é Fe^{+2} ou Fe^{+3} , dependendo do potencial. Já a zona de passividade é caracterizada pela formação de óxidos estáveis para uma determinada faixa de pH.

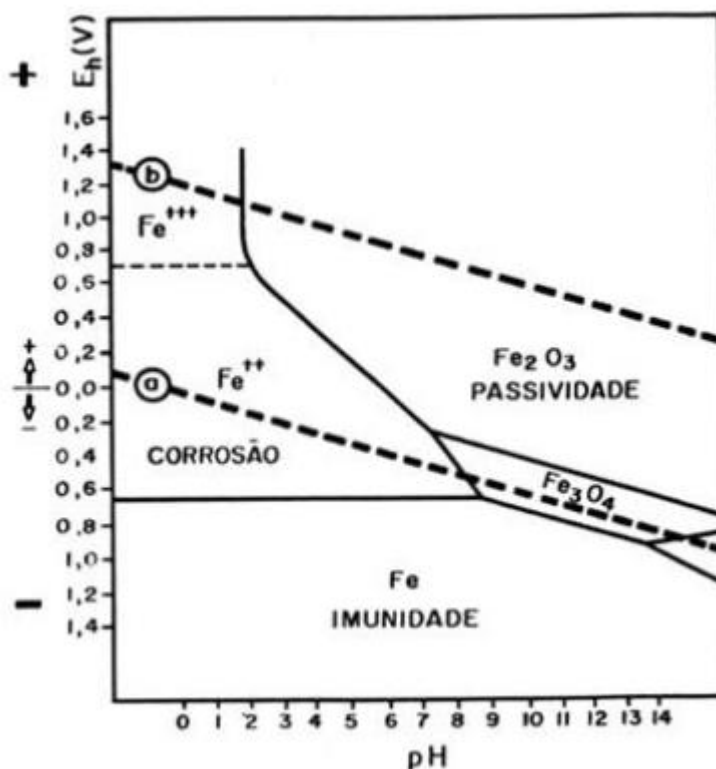


Figura 3: Diagrama de Pourbaix (Fonte: GENTIL, 1982).

O ferro em soluções com baixas concentrações de oxigênio tende a apresentar baixo potencial de eletrodo. No diagrama de Pourbaix verifica-se que para baixos potenciais, na região de pH entre 7 e 9,2, pode-se ter a formação de Fe^{+2} e por isso nessa região a camada de magnetita não é estável ou não é formada.

O gráfico da Figura 4, apresenta a relação entre o pH e a taxa perda de material da tubulação. Para diferentes materiais e condições de processo, a taxa diminui com o aumento do pH e cai drasticamente acima de 9, o que também pode ser verificado na Figura 3, onde o material fica na região de imunidade ou passividade.

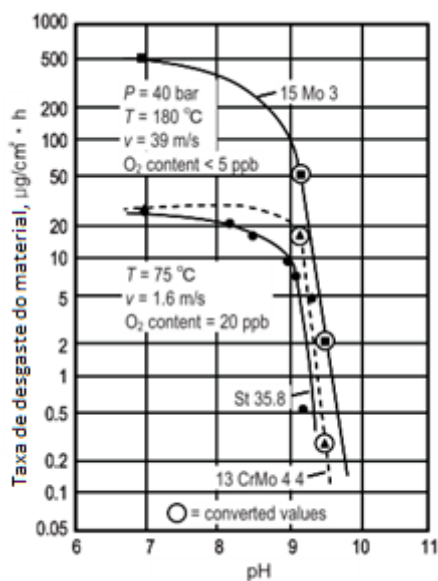


Figura 4: Efeito do pH no mecanismo de FAC (Fonte: STEPHEN e BERNARD, 2003).

Já a concentração de oxigênio tem um efeito contrário. Quanto menor a concentração de oxigênio maior a taxa de corrosão. A Figura 5 apresenta essa relação para pH neutro e pode-se verificar que para teores de oxigênio menor que 200 ppb a taxa de perda de material sobre bruscamente. Esse comportamento também pode ser verificado no diagrama de Pourbaix (Figura 3). Em pH 7, dependendo do potencial, pode-se ter imunidade, corrosão ou passivação pela formação de Fe_2O_3 e a formação desse óxido depende da presença de oxigênio.

A presença de oxigênio acima de determinado valor pode ajudar a prevenir FAC, mas pode ser não recomendável para prevenir outros mecanismos, como corrosão por *pitting*. Por isso, não há um consenso na literatura sobre a faixa recomendável para prevenção de diferentes tipos de corrosão.

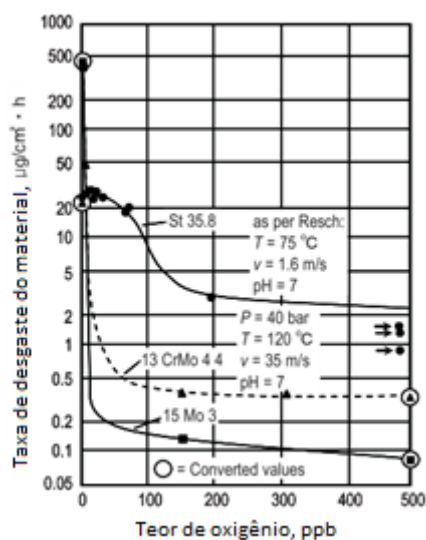


Figura 5: Efeito da concentração de oxigênio no mecanismo de FAC (Fonte: STEPHEN e BERNARD, 2003).

2.1.2 Temperatura

Na década de 1970, KELLER (1974) conduziu experimentos que mostraram uma forte dependência da taxa de corrosão por FAC com a temperatura e essa relação foi confirmada em estudos posteriores (DOOLEY, 2008). A reação de formação da magnetita, é fortemente dependente da temperatura. Com o aumento da temperatura a solubilidade dos íons ferrosos no meio aquoso diminui, já em baixas temperaturas a capacidade da água de remover íons é alta. Entretanto, em baixas temperaturas tem-se menor difusividade do íon ferroso, reduzindo a transferência de massa na camada limite. Esses dois efeitos contraditórios fazem com que a curva que relaciona temperatura e taxa de corrosão tenha o formato de um sino (NIPPON, 2008), como pode ser visto na Figura 6.

Assim, a faixa de temperatura propícia para ocorrência de FAC é de 100°C a 250°C . Segundo PORT (1998), em escoamentos monofásicos a temperatura na qual a

taxa de perda de material é maior é entre 129-149°C e em escoamentos bifásicos entre 149-199°C.

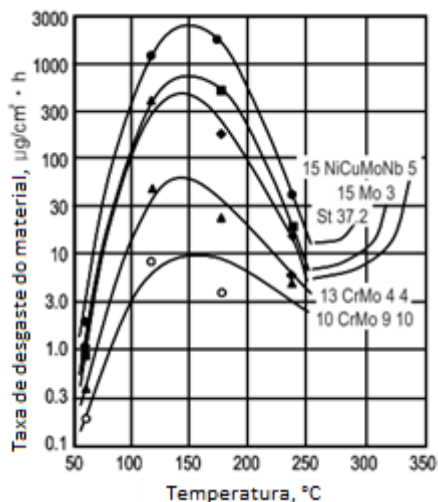


Figura 6: Efeito da temperatura no mecanismo de FAC (Fonte: STEPHEN e BERNARD, 2003).

2.1.3 Material da Tubulação

O aço é a liga metálica mais importante fabricada atualmente e tem uma ampla aplicação, a maioria das tubulações em plantas industriais são de aço carbono (KIM e KIM, 2016). O aço carbono é uma liga de ferro e carbono que contém até 2% de carbono e quantidades limitadas de silício, manganês, cobre, fósforo e enxofre (CHIAVERINI, 1986).

Segundo ROBINSON e DREWS (1999) o fenômeno de FAC ocorre principalmente em aço carbono e aço baixa liga. Observando as Figura 4, 5 e 6 verifica-se que os efeitos de pH, concentração de oxigênio e temperatura na taxa de desgaste do material são amenizados quando o metal base é a liga cromo e molibdênio. Nesses casos a camada de óxido formada passa de Fe_3O_4 para $FeCr_2O_4$ e as taxas de perda de

material caem a um décimo das taxas de FAC em tubulações de aço carbono se a concentração de cromo é aumentada de 0,03% para 0,5% (KAIN, 2014).

2.1.4 Velocidade de Escoamento

A velocidade de escoamento do fluido tem um papel importante no fenômeno de FAC, pois promove uma renovação mais rápida da solução em contato com a superfície do metal e esta solução fresca pode solubilizar os íons ferrosos. Essa constante migração de íons desgasta a estrutura do metal e a taxa de perda de espessura aumenta.

Quando a água escoar em altas velocidades, a camada de magnetita não se forma e o metal segue sendo oxidado, velocidades acima de 20 ft/s ou 6 m/s são consideradas inadequadas. STEPHEN e BERNARD (2003) também verificaram que a taxa de corrosão provocada pelo mecanismo de FAC aumenta com o aumento da velocidade do fluxo, como mostra a Figura 7.

A geometria do sistema, assim como o diâmetro da tubulação, é um parâmetro importante que impacta na corrosão acelerada pelo fluxo, pois altera a velocidade de escoamento e conseqüentemente a taxa de transferência de massa. Acessórios na tubulação, como válvulas, joelhos, tês, podem causar aumento de velocidade e provocam turbulência no escoamento.

A turbulência também contribui, pois o fluxo turbulento reduz a disponibilidade de íon ferrosos na superfície da parede da tubulação para formação da camada de magnetita, além de acelerar a dissolução da camada de óxido caso ela tenha sido formada.

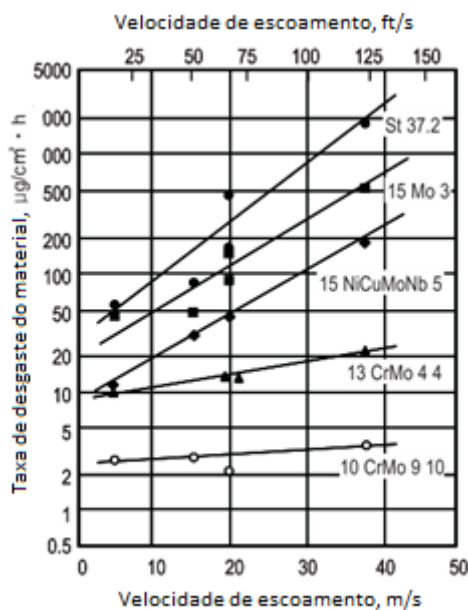


Figura 7: Efeito da velocidade do fluido no mecanismo de FAC (Fonte: STEPHEN e BERNARD, 2003).

Um aspecto importante do FAC é o fato de ele ser um fenômeno localizado. As tensões de cisalhamento podem variar muito de um ponto para o outro da tubulação, de forma que a taxa de FAC pode ser muito diferente entre pontos separados por poucos centímetros, tornando a inspeção das tubulações um grande desafio e, por isso, o plano de inspeção deve ser elaborado com muito critério.

2.1.5 Regime de Escoamento

Como a corrosão acelerada pelo fluxo é causada também pela remoção física da camada protetora da parede da tubulação, o regime de escoamento tem influência direta. Geralmente, esse tipo de corrosão ocorre devido a regimes de escoamento inadequados ou a uma taxa de fluxo acima do projetado.

Para escoamentos monofásicos, o regime que contribui para ocorrência de FAC é o turbulento. Em escoamentos bifásicos deve-se evitar os regimes de escoamento dos tipos *slug* ou *churn/froth* que são instáveis e contribuem para tornar o sistema suscetível à FAC (NIPPON, 2008). Quando há presença de bolhas, elas têm impacto significativo na energia cinética turbulenta próxima à parede da tubulação e forte influência na taxa de transferência de massa (AHMED *et. al.*, 2014).

2.2 Escoamento Bifásico

O escoamento do fluido tem um impacto significativo na taxa de transferência de massa da parede da tubulação para o meio e a taxa de corrosão é diretamente proporcional à energia cinética turbulenta do fluido que escoar (JACKMAN e SMITH, 1999). Sendo assim, determinar o regime de escoamento do fluido é importante para avaliar a ocorrência de FAC.

Segundo MONNI *et al.* (2014), “a complexidade dos escoamentos bifásicos deve-se à existência de interfaces múltiplas, deformáveis e móveis e às discontinuidades significativas das propriedades do fluido ao longo da interface, que levam a diferentes escalas espaciais e temporais da estrutura e do estado do fluxo”.

Quando líquido e vapor escoam juntos, há interação entre as fases e o fluxo adquire uma estrutura particular. Esses padrões de fluxo são resultantes do equilíbrio dinâmico mecânico e térmico entre as fases e dependem de vários fatores como: propriedades do fluido (densidade, viscosidade, tensão superficial), velocidade superficial das fases, condições de fluxo (pressão e temperatura), geometria da tubulação e direção do fluxo (ascendente, descendente, co-corrente, contracorrente).

A distribuição entre líquido e vapor no escoamento bifásico assume um perfil de escoamento reconhecível e com características definidas. Os regimes de

escoamento estabelecidos variam conforme o sentido do fluxo e são descritos nas próximas seções.

2.2.1 Regimes de Escoamento em Tubos Verticais: líquido e vapor escoando em co-corrente, fluxo ascendente

Os regimes de escoamento em tubos verticais podem ser classificados e descritos (HOLLAND e BRAGG, 1995) conforme segue.

Bubbly flow: nesse regime de escoamento a vazão de vapor é pequena frente a vazão de líquido. As bolhas formadas pelo vapor estão bem distribuídas na fase líquida e, em geral, tem formato próximo de esférico. O tamanho das bolhas pode variar, mas são muito menores que o diâmetro da tubulação.

Slug flow: aumentando a fração vaporizada, as bolhas crescem e colidem formando bolhas maiores que se aproximam em tamanho do diâmetro da tubulação. As bolhas têm formato de um projétil, com a ponta arredondada. Elas estão cercadas por finos filmes de líquido que podem conter pequenas bolhas. Esse filme de líquido separa as bolhas grandes das paredes da tubulação e pode fluir no sentido contrário do fluxo.

Churn/Froth flow: esse padrão é alcançado aumentando a velocidade do escoamento. O fluxo se torna caótico com o fluido subindo e descendo na tubulação de maneira oscilatória, mas com um fluxo de líquido ascendente. A instabilidade se dá devido à concorrência entre a gravidade e as forças de cisalhamento que atuam em sentidos contrários sobre o filme de líquido formado. Esse regime de escoamento intermediário entre o *slug* e o *annular* pode não se desenvolver em tubulações de pequenos diâmetros, mas é de grande preocupação para diâmetros maiores de 4". Deve ser evitada em linhas de retorno de refeedores de colunas de destilação e circuitos refrigerantes, pois esse comportamento oscilatório pode causar danos nas tubulações.

Annular flow: a elevação da fração vaporizada provoca uma separação das fases e o líquido passa a escoar junto às paredes da tubulação e o vapor no centro, nesse ponto a força da gravidade foi vencida. O filme líquido forma um anel e o vapor uma fase contínua escoando dentro do anel, a interface é caracterizada por ondas na superfície. Gotículas do líquido podem entrar na região de escoamento do vapor. Esse padrão de escoamento é estável e desejado para escoamentos bifásicos em tubulações.

Wispy annular flow: quando ocorre aumento do fluxo as gotículas de líquido que passam para o vapor são suficientes para formar gotas e também há presença de bolhas de vapor no filme líquido. Nesse tipo de escoamento podem se formar nuvens de líquido no vapor.

Mist flow: é o inverso do *bubbly*. A fração de vapor é muito grande frente a fração de líquido. Ocorre quando há muito vapor na mistura e o filme de líquido da parede da tubulação é destruído e as gotículas ficam dispersas no fluxo gasoso.

A Figura 8 representa a distribuição do líquido e do gás nos diferentes regimes de escoamento descritos para tubulações verticais.

Para determinação do tipo de regime de escoamento em avaliação são usados mapas de padrão de escoamento. Esses diagramas apresentam as fronteiras de transição entre os diferentes padrões e, em geral, são graficados em escalas logarítmicas usando parâmetros que representam as velocidades de escoamento do líquido e do vapor. Esses limites de transição entre os tipos de regimes de escoamento são análogos à zona de transição entre escoamento laminar e turbulento em escoamentos monofásicos.

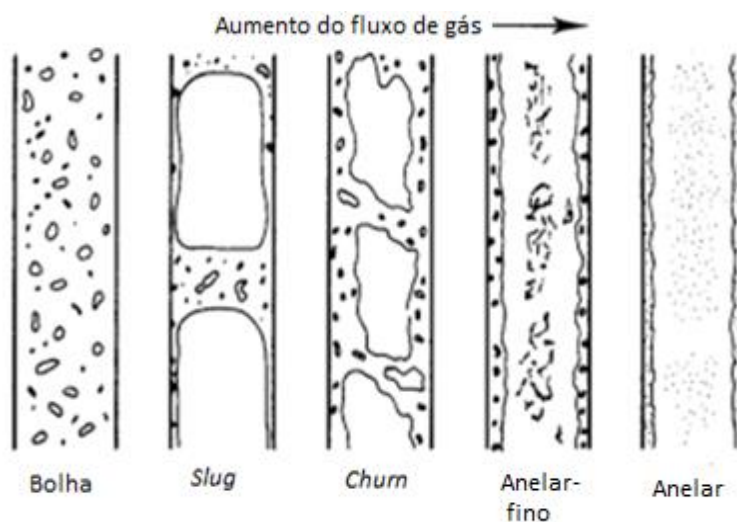


Figura 8: Regimes de escoamento em tubulação vertical (Fonte: HOLLAND e BRAGG, 1995).

A partir da década de 1960 foram desenvolvidos mapas de padrão de escoamento baseados em modelos fenomenológicos, em mecanismos físicos que regem as transições de tipo de fluxo em escoamentos bifásicos. Alguns exemplos são Hewitt e Roberts, Taitel e Dukler, Fair e Baker.

A Figura 9 mostra o mapa de fluxo de Hewitt e Roberts para escoamento em tubulações vertical com fluxo ascendente.

O eixo das abscissas corresponde ao fluxo de momento superficial do líquido e o eixo das ordenadas ao fluxo de momento superficial do gás, que são dados por $\left(\frac{G_l^2}{\rho_l}\right)$ e $\left(\frac{G_g^2}{\rho_g}\right)$. Em que

$$G_l = \text{fluxo mássico de líquido} = \frac{\text{taxa de fluxo de mássico de líquido}}{\text{área da seção transversal da tubulação}} \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^2\text{s}} \right]$$

$$\rho_l = \text{massa específica do líquido} \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$$

$$G_g = \text{fluxo mássico de gás} = \frac{\text{taxa de fluxo de mássico de gás}}{\text{área da seção transversal da tubulação}} \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^2 \text{s}} \right]$$

$$\rho_g = \text{massa específica do gás} \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$$

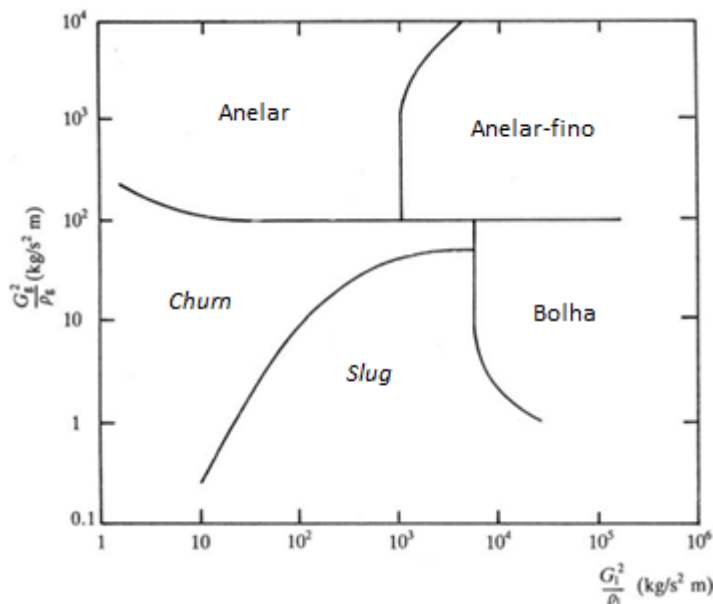


Figura 9: Mapa de fluxo de Hewitt e Roberts para escoamento em tubulações vertical com fluxo ascendente (Fonte: HEWITT e ROBERTS, 1969).

2.2.2 Regime de Escoamento em Tubos Horizontais: líquido e vapor escoando em co-corrente

Para escoamentos bifásicos em tubos horizontais os regimes de escoamento são semelhantes aos dos tubos verticais, a diferença é que nesse caso o efeito da força da gravidade contribui para a distribuição assimétrica do escoamento na direção vertical. Há uma estratificação, o líquido se concentra na parte inferior da tubulação e o vapor no topo. Segue uma breve descrição dos diferentes padrões de escoamentos horizontais.

Bubbly flow: nesse regime de escoamento as bolhas de vapor ficam concentradas na parte superior da tubulação. Tipicamente ele ocorre em altas vazões de escoamento.

Plug flow: elevando a proporção de vapor, as pequenas bolhas vão se juntando e formam bolhas maiores e alongadas que seguem concentradas na metade superior da tubulação. O diâmetro das bolhas é menor que o da tubulação e o escoamento do líquido segue concentrado na metade inferior.

Stratified flow: com um fluxo de gás maior, as bolhas alongadas se unem formando uma fase gasosa contínua na parte superior da tubulação. O líquido ocupa a metade inferior e a interface horizontal é estável e bem definida. Devido a menor densidade e viscosidade, a velocidade de escoamento do gás é maior que a do líquido.

Wave flow: seguindo a elevação da vazão de gás, a tensão de cisalhamento interfacial é suficiente para gerar ondas na superfície do líquido. A amplitude das ondas depende da velocidade relativa entre as duas fases.

Slug flow: aumentando a proporção de gás, as ondas crescem atingindo a parte superior da tubulação. Nesse regime de fluxo, as ondas têm alta amplitude.

Annular flow: quando a fração vaporizada é aumentada ainda mais, assim como nos escoamentos verticais, o líquido forma um fino filme junto à parede da tubulação. Uma fase contínua de vapor se forma no centro e a interface entre líquido e gás é perturbada por ondas de pequena amplitude. Nesse caso pode haver gotículas de líquido dispersas no gás.

Mist/spray flow: quando há muito mais gás que líquido, o filme líquido pode descolar da parede da tubulação e as gotículas formadas ficam dispersas na fase gasosa.

A Figura 10 representa a distribuição do líquido e do gás nos diferentes regimes de escoamento descritos para tubulações horizontais.

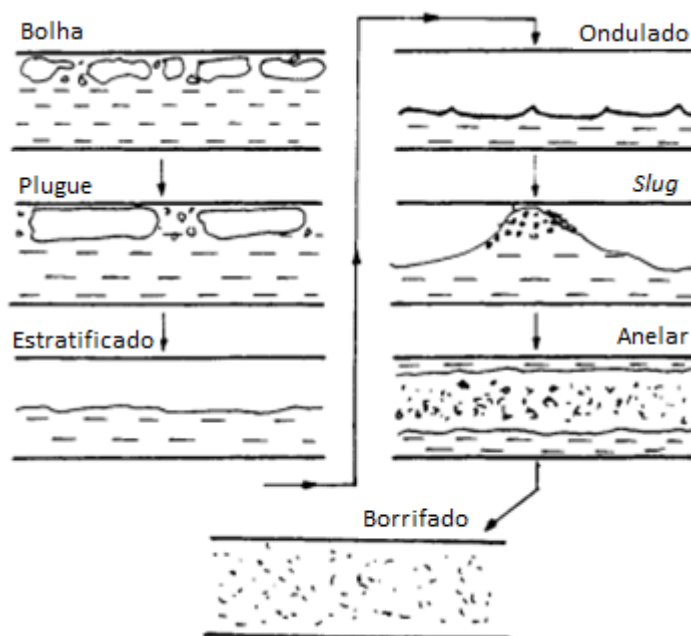


Figura 10: Regimes de escoamento em tubulação horizontal (Fonte: HOLLAND e BRAGG, 1995).

Para escoamentos horizontais, um mapa de padrão de fluxo bem conhecido é o de Baker, reproduzido na Figura 11.

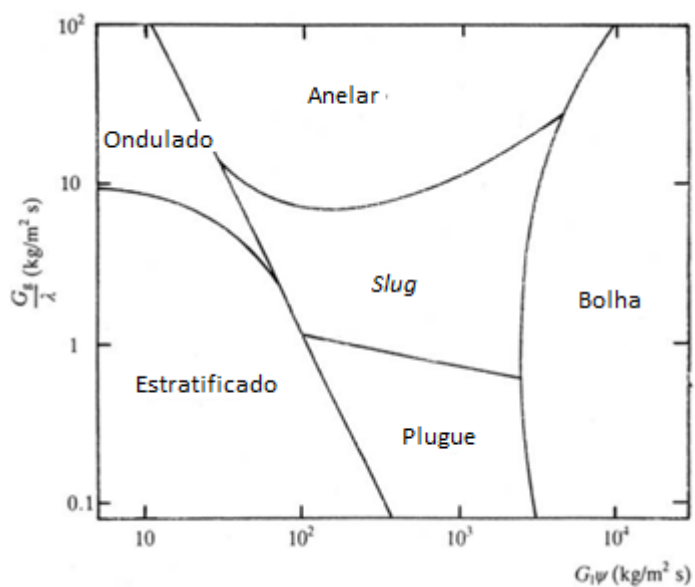


Figura 11: Mapa de fluxo de Baker para escoamento em tubulações horizontais (Fonte: BAKER, 1954).

Os eixos relacionam as velocidades mássicas superficiais do líquido e do gás G_l e G_g , utilizando dois fatores ψ e λ que são dados por

$$\psi = \left(\frac{\sigma_w}{\sigma_l} \right) \left[\left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right) \left(\frac{\rho_w}{\rho_l} \right)^2 \right]^{1/3}$$

$$\lambda = \left[\left(\frac{\rho_g}{\rho_{air}} \right) \left(\frac{\rho_l}{\rho_w} \right) \right]^{1/2}$$

Em que

ρ_l = massa específica do líquido, kg/m³

ρ_g = massa específica do gás, kg/m³

ρ_w = massa específica da água (1.000 kg/m³)

ρ_{air} = massa específica do ar (1,23 kg/m³)

μ_l = viscosidade do líquido, Ns/m²

μ_w = viscosidade da água (10⁻³ Ns/m²)

σ_w = tensão superficial ar-água (0,072 N/m)

σ_l = tensão superficial do líquido, N/m

2.2.3 Regimes de Escoamentos Bifásicos em Tubos Inclinados

Na literatura existem muitos modelos para determinação de regimes de escoamento em tubulações, mas boa parte deles, como os citados anteriormente, se aplicam apenas a determinadas inclinações de tubos. Essa limitação se dá devido à

dificuldade de modelar determinadas situações em laboratório e para esses casos correlações empíricas confiáveis não estão disponíveis.

A fim de cobrir essa lacuna, PETALAS e AZIZ (1997) publicaram no final da década de 1990, um modelo mecanístico para escoamento multifásico em tubulações, resultado de um amplo estudo realizado na Universidade de Standford.

O modelo proposto foi comparado com dados extraídos de um banco de dados de fluxo multifásico desenvolvido na mesma universidade e apresentou bons resultados. O modelo pode ser usado para todas as geometrias de tubos e propriedades de fluidos e geralmente apresenta transições suaves entre os padrões de fluxo.

Os mesmos dados foram usados na avaliação da predição do novo modelo em relação a alguns modelos de fluxo multifásico existentes: Xiao, Shoham and Brill (1990), Beggs and Brill (1973, revisado em 1977), Mukherjee and Brill (1985), Dukler, Wicks, and Cleveland (1964), e Modelo Homogêneo. O modelo de Petalas e Aziz forneceu previsões mais confiáveis do que os métodos citados.

Devido à sua boa predição, esse modelo de determinação de regimes de escoamento bifásico tem sido usado no desenvolvimento de alguns softwares como o FNESS que será utilizado nesse estudo.

Como pode ser visto nos exemplos de mapas apresentados, a utilização de mapas de padrão de fluxo requer um conhecimento aprofundado das condições de operação e da geometria do sistema para obtenção da taxa de fluxo mássico do líquido e do gás. Além disso, o regime de escoamento pode ser alterado quando a mistura bifásica passa pelos acidentes e curvas das tubulações, assim o ideal é avaliar cada trecho de tubulação quando deseja-se determinar qual o padrão de fluxo se estabelece no escoamento.

2.3 Plano de Controle de FAC

Estabelecer um programa de controle de FAC envolvendo uma equipe multidisciplinar é um método preventivo de reduzir a corrosão e, conseqüentemente, a ocorrência de acidentes pessoais e de processo, a interrupção de produção e os custos de manutenção de sistemas sujeitos a FAC.

O fenômeno de FAC é largamente conhecido e estudado em plantas de geração de energia elétrica. O Instituto de Pesquisa em Energia Elétrica (EPRI) publicou uma diretriz (CHEXAL, 1999) com recomendações para elaboração de um programa efetivo de controle de FAC. De maneira simplificada e resumida a estratégia de controle – inspeção, avaliação e mitigação – pode ser apresentada pelos seguintes tópicos:

- a. Identificação de equipamentos suscetíveis ao fenômeno de FAC.
- b. Desenvolvimento de modelos computacionais para linhas suscetíveis à FAC.
- c. Seleção dos pontos de inspeção.
- d. Plano de inspeções periódicas (preparo das tubulações e realização da inspeção).
- e. Avaliação dos resultados da inspeção.
- f. Reparo ou substituição de trechos de tubulação com baixa espessura.
- g. Estabelecer os pontos de monitoramento contínuo.
- h. Avaliar a possibilidade de alterações nos parâmetros que são conhecidamente contribuintes para a ocorrência de FAC (condições químicas da água, variáveis de processo).

A identificação dos sistemas suscetíveis a ocorrência de corrosão acelerada pelo fluxo é uma etapa crucial no programa de controle de FAC. Uma abordagem

simplificada na identificação pode acarretar em muitos pontos de inspeção, tornando o programa inviável. Em tubulações onde apenas a geometria e as condições finais de processo são conhecidas, essa avaliação dos sistemas consiste em calcular o fluxo e as condições termodinâmicas do escoamento.

Capítulo 3

Processo Industrial e Simulação

3.1 Descrição do Processo

A nafta é uma fração do petróleo utilizada como matéria-prima em centrais petroquímicas para a produção, através do craqueamento térmico, de produtos petroquímicos básicos como eteno e propeno, além de gasolina e compostos aromáticos. A produção dessas correntes em fornos de pirólise é realizada desde o início do século 20 (LEE, 2004).

As unidades petroquímicas produtoras de insumos básicos são compostas, em geral, pelas unidades de utilidades, aromáticos e olefinas. O craqueamento térmico da nafta e do etano é a primeira etapa do processamento das matérias-primas e ocorre na unidade de olefinas. Essa unidade é dividida em três grandes áreas: área quente, onde ocorre o craqueamento térmico e a separação dos componentes mais pesados (óleo e gasolina pesada); área de compressão, na qual o gás proveniente da área quente é tratado (remoção de contaminantes), comprimido e alguns componentes são separados (gasolina média e GLP); e área fria, onde o gás comprimido é resfriado à baixíssimas temperaturas, para separar os componentes leves (hidrogênio, metano, eteno, propeno e corte C4).

A área de fornos cumpre a finalidade de produzir eteno, propeno, gasolina e aromáticos, a partir da pirólise da nafta, bem como gerar parte do vapor de super alta pressão, utilizado na própria unidade para acionar turbinas. Embora a pirólise seja um processo complexo, ela consiste basicamente na des-hidrogenação e ruptura da ligação carbono-carbono, formando radicais orgânicos. Estas duas reações básicas são endotérmicas, ou seja, consomem energia para manter a reação.

Vapor de diluição e nafta são as principais correntes para alimentação dos fornos de pirólise. A adição de vapor de diluição à carga de hidrocarbonetos tem a função de diminuir a severidade da reação, pois reduz a pressão parcial dos hidrocarbonetos, e com isso minimiza o sobre-craqueamento e a formação de coque (produto indesejado), através da diminuição do tempo de residência dos gases dentro da fornalha. Quanto menor a pressão parcial dos hidrocarbonetos, maior será a seletividade dos produtos desejáveis (eteno e propeno) e menor a formação de coque. A quantidade ótima de vapor de diluição é dependente das propriedades da carga. Em geral, cargas mais leves requerem menor quantidade de vapor de diluição. Por outro lado, vapor de diluição em excesso aumenta o consumo de utilidades.

O sistema de água da área quente opera em circuito fechado e o vapor produzido na unidade produtora de vapor de diluição passa pelo forno de pirólise e após é condensado na torre de água de quench e novamente retorna para a geradora de vapor de diluição. Há uma purga contínua no sistema para desconcentração de sais e, conseqüentemente, há uma reposição proporcional de água para manter o balanço de massa.

O sistema em avaliação nesse trabalho é um dos conjuntos de trocadores de calor que geram o vapor de diluição (P-42). Cerca de 40% do vapor necessário para controle da pirólise é gerado via integração energética em um conjunto de permutadores (P-41). A água troca calor com uma corrente intermediária chamada óleo de quench (OQ), reaproveitando a energia que foi fornecida nos fornos de pirólise para o craqueamento. Os outros 60% são gerados nos P-42 através da condensação de vapor de média pressão (VM) proveniente das caldeiras. A Figura 12 apresenta um desenho esquemático do sistema de geração de vapor de diluição.

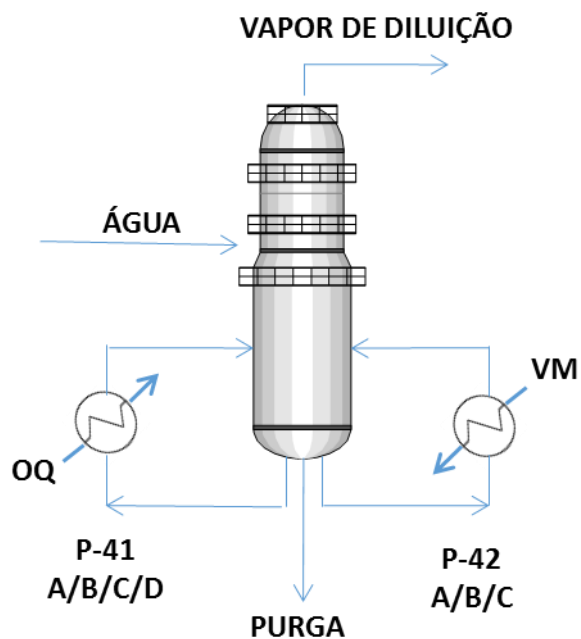


Figura 12: Desenho esquemático da geradora de vapor de diluição (Fonte: elaborada pela autora).

A vazão e a pressão de fornecimento do vapor de diluição para os fornos de pirólise são cruciais para a manutenção do perfil de produtos desejados no craqueamento térmico. Como o gerador de vapor P-41 faz um aproveitamento energético, a geração de vapor de diluição nestes trocadores de calor é controlada pelas condições do fluido de troca térmica (OQ) que pode variar com outros parâmetros da planta. Então o controle de pressão do suprimento de vapor de diluição é feito pelos P-42, utilizando vapor de média pressão gerado nas caldeiras. O controle de pressão do vapor de diluição utiliza um controlador de pressão de faixa dividida que atua primeiramente sobre a vazão de vapor de média pressão para troca térmica nos P-42 e depois injeta vapor de média pressão diretamente no coletor de vapor de diluição. Em geral, essa injeção direta de VM é necessária quando os trocadores de calor que geram vapor de diluição estão sujos e a troca térmica é comprometida. Essa injeção direta tem impacto negativo, pois gera uma maior vazão de efluente a ser tratado. Esse

recurso também é utilizado para manter a pressão do coletor quando um dos trocadores é retirado para manutenção ou limpeza, visto que não há trocador reserva.

Os geradores de vapor de diluição com vapor de média pressão (P-42) são trocadores de calor horizontais que operam em termossifão. O conjunto é composto por três permutadores idênticos que operam em paralelo.

Nesse sistema existem duas configurações possíveis de operação. Na maior parte do tempo opera-se com três trocadores P-42 em paralelo para suprir a demanda de vapor de diluição. Mas, quando os trocadores de calor perdem eficiência, retira-se um deles para limpeza e a configuração passa a ser dois trocadores operando em paralelo.

A tubulação que sai da torre de vapor de diluição e alimenta os permutadores P-42 é um coletor de 12 polegadas de diâmetro que distribui a vazão total de alimentação entre os trocadores. A alimentação de cada permutador é feita com uma tubulação de 8 polegadas que, na base do trocador, se bifurca em duas linhas de 6 polegadas. A linha de retorno dos permutadores para a torre é de 16 polegadas na saída de cada um deles e elas se unem em um coletor de 24 polegadas que retorna a mistura bifásica para a torre geradora de vapor de diluição. A Figura 13 mostra um desenho esquemático da configuração desse sistema, incluindo disposição dos trocadores e geometria das linhas de entrada (amarelas) e saída (verdes).

Nos refervedores que operam em termossifão, a circulação ocorre em função da diferença de densidade entre a coluna de líquido no fundo da torre e a corrente bifásica ao longo do trocador e das tubulações de retorno. Segundo ARNETH e STICHLMAIR (2001) para facilitar o entendimento, um termossifão pode ser dividido em duas zonas: uma zona de aquecimento na qual o líquido é aquecido até seu ponto de ebulição e, acima disso, uma zona de evaporação onde o líquido é parcialmente evaporado por aquecimento adicional assim como por queda de pressão (*flash*). Essas zonas estão demonstradas na Figura 14.

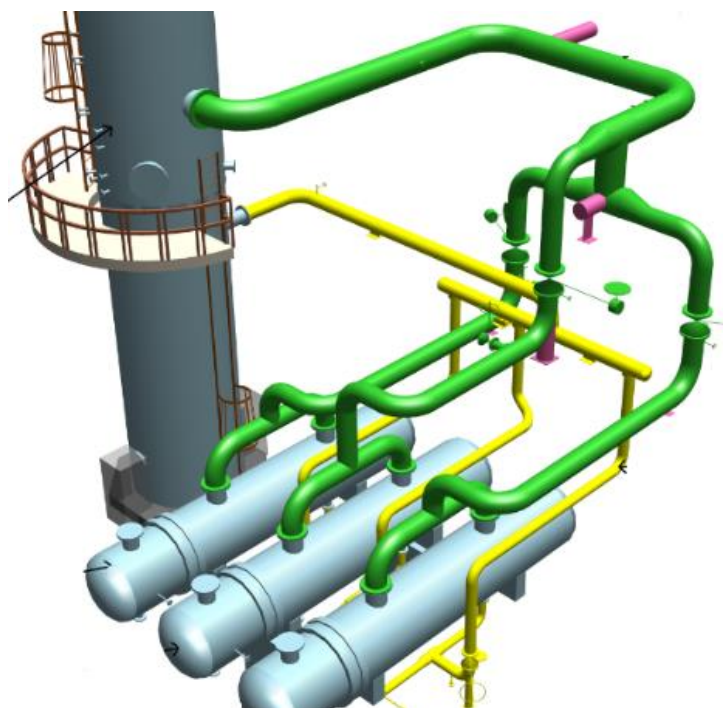


Figura 13: Desenho esquemático das tubulações de entrada de água e saída de mistura bifásica dos geradores de vapor de diluição com vapor de média pressão (Fonte: elaborada pela autora).



Figura 14: Desenho esquemático de um refervedor vertical termossifão (Fonte: adaptado pela autora de ARNETH e STICHLMAIR, 2001).

Um termosifão horizontal apresenta as mesmas zonas e, em geral, a corrente em ebulição esco transversalmente ao feixe de tubos, cujo interior esco o fluido de aquecimento através de um ou mais passes. Os permutadores em questão, apresentam essa configuração típica com a água que gera vapor de diluição escoando no casco e o vapor de média pressão, fluido quente, escoando nos tubos.

Como a vazão que esco da coluna para os trocadores é função da troca térmica, ou seja, da vaporização da água, não há controle nem medição de vazão de alimentação dos referedores. Pressão e temperatura ao longo do sistema não são medidas continuamente, há apenas instrumentos de campo para verificação dessas variáveis.

Considerando os parâmetros que influenciam para a ocorrência de FAC e são conhecidos nesse sistema (temperatura, pH e material da tubulação), pode-se dizer que a geração de vapor de diluição opera em condições favoráveis para a ocorrência de FAC, pois está fora das faixas recomendadas para os parâmetros citados. Segundo o EPRI (2017), a adequação do tratamento químico da água (pH e concentração de oxigênio) pode eliminar o FAC em sistemas monofásicos. Já para sistemas bifásicos, a adequação do tratamento minimiza a possibilidade de FAC, mas apenas a substituição do material é capaz de eliminar a corrosão.

Conforme verificado na literatura, a estabilidade da magnetita é fortemente afetada pela alcalinidade (pH) e pela temperatura do meio. Mas outro fator importante na formação da morfologia da camada é o caráter de oxidação-redução da água, que acaba por ser uma consequência da pureza desta. A grande maioria dos estudos disponíveis na literatura, senão todos, tratam FAC em água pura ou ultrapura (baixa condutividade). Entretanto, o sistema de geração de vapor de diluição lida com água de pureza industrial, pois os gases craqueados a partir da matéria-prima têm cloretos e sulfatos como contaminantes. Além disso, a água utilizada na geração de VD pode conter alguma quantidade de hidrocarbonetos devido à ineficiência da separação da água e da gasolina. Desta forma, a concentração de ânions fica acima de $0,2 \mu\text{S}/\text{cm}$, condutividade considerada elevada para água pura. Mesmo não se tratando de água pura, o fenômeno de FAC pode ocorrer desde que os parâmetros reconhecidamente influenciadores estejam presentes.

Com o objetivo de controlar corrosão nos equipamentos se faz um controle de pH pela adição de soda cáustica e amina neutralizante para garantir a neutralização dos compostos ácidos presentes. A faixa de controle deste parâmetro para atender esse objetivo é $8,5 \leq \text{pH} \leq 9,5$. Assim, a probabilidade de operar com o pH menor que o valor mínimo de referência para evitar FAC (9,2) é elevada.

Quanto ao teor de oxigênio, não existe monitoramento desse parâmetro no sistema. Além da amina neutralizante e da soda, também é dosado um sequestrante de oxigênio na geradora de VD com objetivo de reduzir polimerização e corrosão puntiforme. A reposição de água, quando necessária, é feita com água de caldeira que é desmineralizada e passa por um desaerador que garante concentração de oxigênio na reposição menor que 5 ppb. Assim, acredita-se que a concentração de oxigênio dissolvido na água de processo seja baixa podendo estar dentro da faixa não recomendada quando trata-se de FAC.

O projeto da torre geradora de vapor de diluição determina operar com 177°C e $10,2 \text{ kgf/cm}^2\text{g}$. Os trocadores que geram o vapor de diluição trabalham nessa mesma temperatura, ou seja, dentro da faixa de temperatura propícia para ocorrência de FAC que é entre 100°C e 250°C .

Todo o material do sistema, casco e internos da torre, trocadores de calor, linhas e flanges é de aço carbono. Tratando-se de corrosão acelerada pelo fluxo, os efeitos de pH, concentração de oxigênio e temperatura são potencializados quando o material é aço carbono.

Como já foi mencionado anteriormente, não há medidor de vazão nos trocadores de calor, conseqüentemente, as velocidades e os regimes de escoamento ao longo das tubulações não são conhecidos.

Assim, dos seis parâmetros que influenciam a ocorrência de FAC, três estão em faixas inadequadas e três são desconhecidos. Entretanto, as vazões e conseqüentemente as velocidades podem ser obtidas por simulação do sistema e com os resultados dessa simulação é possível determinar os regimes de escoamento.

3.2 Simulação do Processo

Para determinar a velocidade nas linhas onde o escoamento é monofásico e os regimes de escoamento estabelecidos nas tubulações com escoamento bifásico foram necessárias três simulações diferentes. Os resultados de uma simulação foram utilizados como dados de entrada da outra conforme o diagrama da Figura 15.

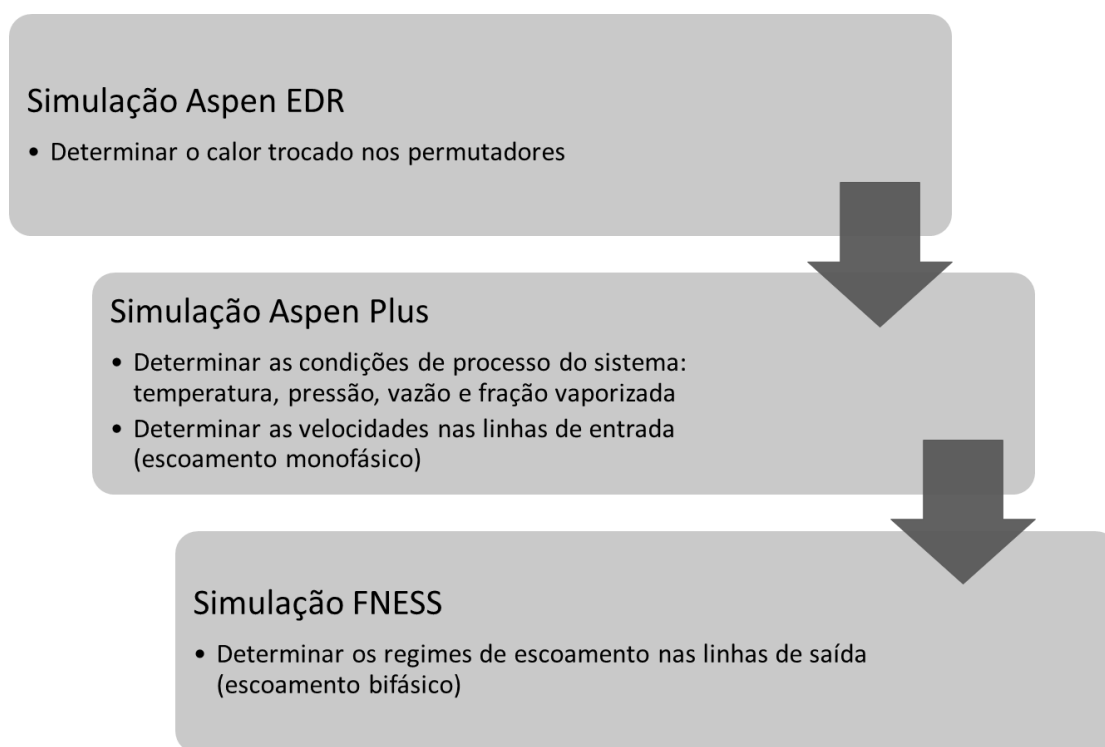


Figura 15: Diagrama de blocos com as etapas de simulação e seus objetivos (Fonte: elaborada pela autora).

3.2.1 Simulação rigorosa da geometria dos trocadores de calor

A primeira etapa realizada para obtenção das condições de processo foi fazer uma simulação rigorosa dos trocadores de calor. O simulador utilizado foi o *Aspen Exchanger Design & Rating* (EDR) que inclui várias funcionalidades para projeto

térmico, projeto mecânico, estimativa de custos e desenhos de trocadores de calor e vasos de pressão. O programa possibilita o dimensionamento de novos trocadores de calor bem como a simulação da troca térmica de equipamentos já instalados.

Utilizando o EDR é possível simular uma ampla gama de trocadores (todos os tipos de cabeçote e casco TEMA) como condensadores de refluxo, trocadores *kettle*, refervedores termossifão, conjunto de trocadores operando em série ou em paralelo. Os fluidos de troca térmica podem ser monofásicos, vapores de ebulição ou condensação, componente único ou qualquer mistura com ou sem gases incondensáveis em qualquer condição (incluindo vapor superaquecido, vapor saturado ou líquido sub-resfriado).

O EDR possui três principais bancos de dados: *Aspen Properties*®, um padrão do setor químico; *Aspen HYSYS Thermodynamics Interface*, o pacote para processamento de petróleo e gás; e o pacote de propriedades padrão *Aspen B-JAC*. Esta coleção combinada contém mais de 15.000 propriedades de componentes e mais de 30 métodos e regras de mistura de equilíbrio líquido-vapor.

No estudo em questão utilizou a versão 8.8 do *Aspen Exchanger Design & Rating* no modo de cálculo *Simulation*. Esse modo foi utilizado, pois trata-se da simulação de um trocador existente, assim o *software* calcula as condições de saída dos fluidos a partir da geometria e das condições de entrada fornecidas. Os fluidos envolvidos na troca térmica são água e vapor de água, sendo que as propriedades utilizadas na simulação foram obtidas no próprio banco de dados da Aspen disponível no software (*Aspen Properties*).

O pacote termodinâmico utilizado na simulação foi o IAPWS-95 que é disponibilizado pela Associação Internacional para as Propriedades de Água e Vapor. A utilização desse método é recomendada para propriedades da água e vapor e, por isso, se aplica para a simulação do sistema em questão. A geração de vapor de diluição está no intervalo de temperatura e pressão em que o método se aplica (WAGNER e PRUSS, 2002).

Os trocadores de calor P-42 são horizontais e a geração de vapor ocorre no casco enquanto que o vapor de média pressão condensa nos tubos. São permutadores do tipo BHU, identificação TEMA (*Tubular Exchanger Manufacturers Association*), onde as letras identificam o tipo do cabeçote dianteiro (B – tampo boleado), casco (H – fluxo duplamente dividido) e cabeçote traseiro (U – espelho com tubo em U). A Figura 16 ilustra a configuração desse tipo de trocador de calor.

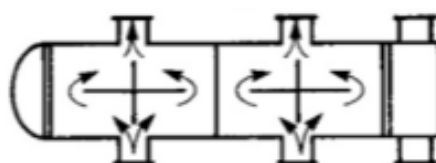


Figura 16: Trocador de calor do tipo BHU (Fonte: COKER, 2015).

O casco do tipo H apresenta as seguintes características de construção: o fluxo é dividido em dois, há duas chicanas longitudinais e placas de sustentação sob os bocais e no centro do casco. São dois bocais de alimentação e dois de saída, sendo os de saída maiores devido à vaporização parcial da água. O feixe de tubos em U tem comprimento de 6 m, dois passes e 1105 tubos de diâmetro externo de $\frac{3}{4}$ de polegada. Os tubos estão arranjados em passo quadrado com ângulo de 90° entre eles. As distâncias e espessuras das chicanas/placas/tubos e os dados dos bocais, suportes, flanges e cabeçotes foram obtidos nos desenhos do trocador de calor e foram dados de entrada para a simulação. A Tabela 1 apresenta um resumo desses dados de entrada.

Além da geometria do trocador também foram informadas as condições de entrada dos fluidos. Do lado dos tubos, onde circula o fluido quente, tem-se medição de pressão, temperatura e vazão. Também foram dados de entrada algumas condições de processo como temperatura, pressão e as vazões circulantes previstas em projeto, visto que não há medição dessas variáveis na entrada do trocador de calor. Na simulação foi utilizado o coeficiente de incrustação da folha de dados.

Tabela 1: Dados da geometria do trocador de calor.

Tubos	diâmetro interno	19,05	mm
	comprimento	6095,90	mm
	quantidade	2210	
	arranjo	quadrado (90°)	
	pitch	25,4	mm
Casco	diâmetro interno	1448	mm
	número de passes	2	
Chicanas	quantidade	2	
	tipo	longitudinal	
Bocais	2 entradas tubos	12	in
	2 saídas tubos	4	in
	2 entradas casco	6	in
	2 saídas casco	16	in

Fonte: elaborada pela autora.

A fim de verificar a representatividade da simulação feita, comparou-se os parâmetros apontados na Tabela 2, obtidos na simulação, com os valores da folha de dados dos trocadores. Como a fração vaporizada e o calor trocado calculados via simulação foram bem próximos aos previstos no projeto do trocador de calor para as mesmas condições de entrada, considerou-se que a simulação foi representativa.

A simulação no software Aspen EDR foi feita considerando o vaporizador com circulação forçada e o efeito do termossifão foi estabelecido na simulação realizada no Aspen Plus que será descrita a seguir.

Tabela 2: Comparação de parâmetros entre os valores da folha de dados de processo dos trocadores e da simulação.

Saída casco			
vazões (kg/h)	FD	Simulação	Erro
vapor	33.625,7	33.634,0	0,02%
líquido	78.460,3	78.452,0	-0,01%
Saída tubos			
vazões (kg/h)	FD	Simulação	Erro
vapor	0,0	0,0	0,00%
líquido	35.857,0	35.857,0	0,00%
Geral			
	FD	Simulação	Erro
fração vaporizada	0,3	0,3	0,02%
calor trocado (kcal/h)	16.265.448,7	16.265.690,0	0,00%

Fonte: elaborada pela autora.

3.2.2 Simulação do sistema de geração de vapor de diluição – torre, tubulações e trocadores de calor

A segunda etapa consistiu em simular o sistema do termossifão para obtenção das condições de processo (temperatura, pressão, vazão e fração vaporizada) em cada trecho de linha. Essas informações foram utilizadas posteriormente na simulação realizada no FNESS. Acoplou-se a essa nova simulação no Aspen Plus, a simulação rigorosa da geometria dos trocadores realizada previamente de forma que o resultado da simulação dos trocadores impactasse no cálculo do termossifão, e vice-versa.

Os dados de entrada para a simulação foram os valores das variáveis reais medidas na planta:

- Pressão, temperatura e vazão da carga da torre geradora de vapor de diluição;
- Pressão, nível e temperatura da torre geradora de vapor de diluição;
- Pressão, temperatura e vazão de entrada do vapor de média pressão condensado nos permutadores.

Além disso, foi incluída a geometria das linhas com suas elevações, acidentes, diâmetros e bifurcações para que a perda de carga no sistema fosse determinada. Para representar o efeito do termossifão utilizou-se o recurso do *design specification* do Aspen Plus que consiste em pré-definir o valor de uma variável calculada pela simulação e esta será atingida pela manipulação de uma variável de entrada. No estudo de caso definiu-se a pressão de retorno dos trocadores para a coluna através da manipulação da vazão de água de alimentação dos permutadores. A Figura 17 é o diagrama de processo construído no Aspen. O ponto A é o fundo da coluna e vazão nesse ponto é manipulada para atingir a pressão de retorno definida da mistura bifásica para a coluna, representada pelo ponto B. O valor alvo de pressão de retorno foi a pressão de operação da coluna. Vale ressaltar que embora a torre geradora de vapor de diluição receba o nome de torre, ela consiste em um vaso oco que serve de pulmão para alimentação dos permutadores.

Uma vez realizada a simulação do sistema no software Aspen Plus, com a geometria rigorosa dos trocadores e com todos os acidentes e comprimentos de tubulação, para obtenção das condições de processo em cada trecho (temperatura, pressão, vazão e fração vaporizada), buscou-se a validação da simulação comparando os resultados obtidos com os dados medidos na planta.

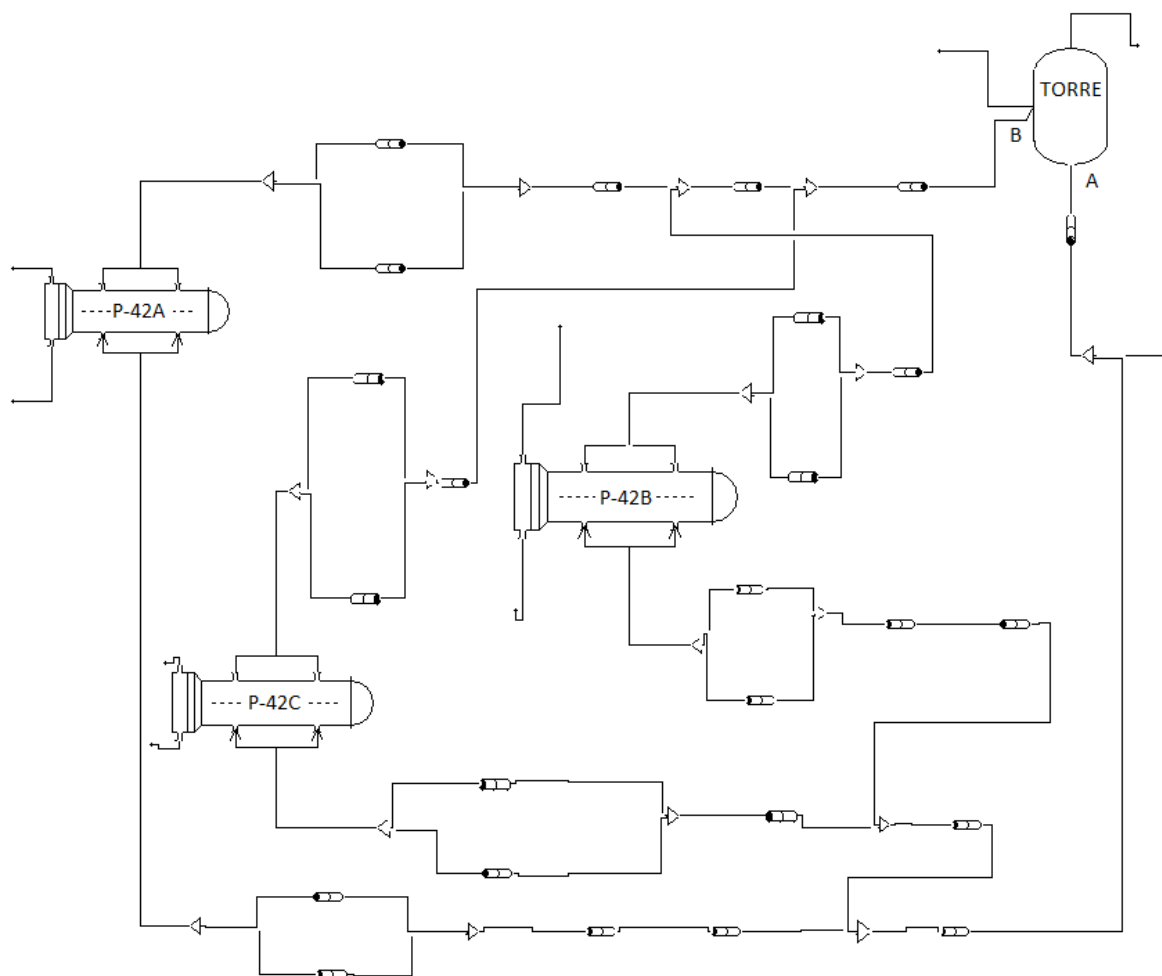


Figura 17: Diagrama do processo construído no Aspen (Fonte: software Aspen Plus, 2019).

Como pode-se verificar na Figura 18, não há medição local de nenhuma variável nas linhas de entrada e saída dos geradores de vapor de diluição do lado do processo (casco). No sistema em questão, tem-se poucas medições de campo que podem ser utilizadas como variáveis para validar a simulação. Os permutadores em avaliação operam em termosifão, vaporizando parcialmente a água que os alimenta. O sistema opera em equilíbrio e a temperatura se mantém constante em todo o circuito, desde o fundo da coluna até a linha de retorno dos permutadores. Dessa forma, a temperatura de retorno, que é uma medição tipicamente utilizada para validar simulações de trocadores, que operam em termosifão, não pode ser utilizada para validação.

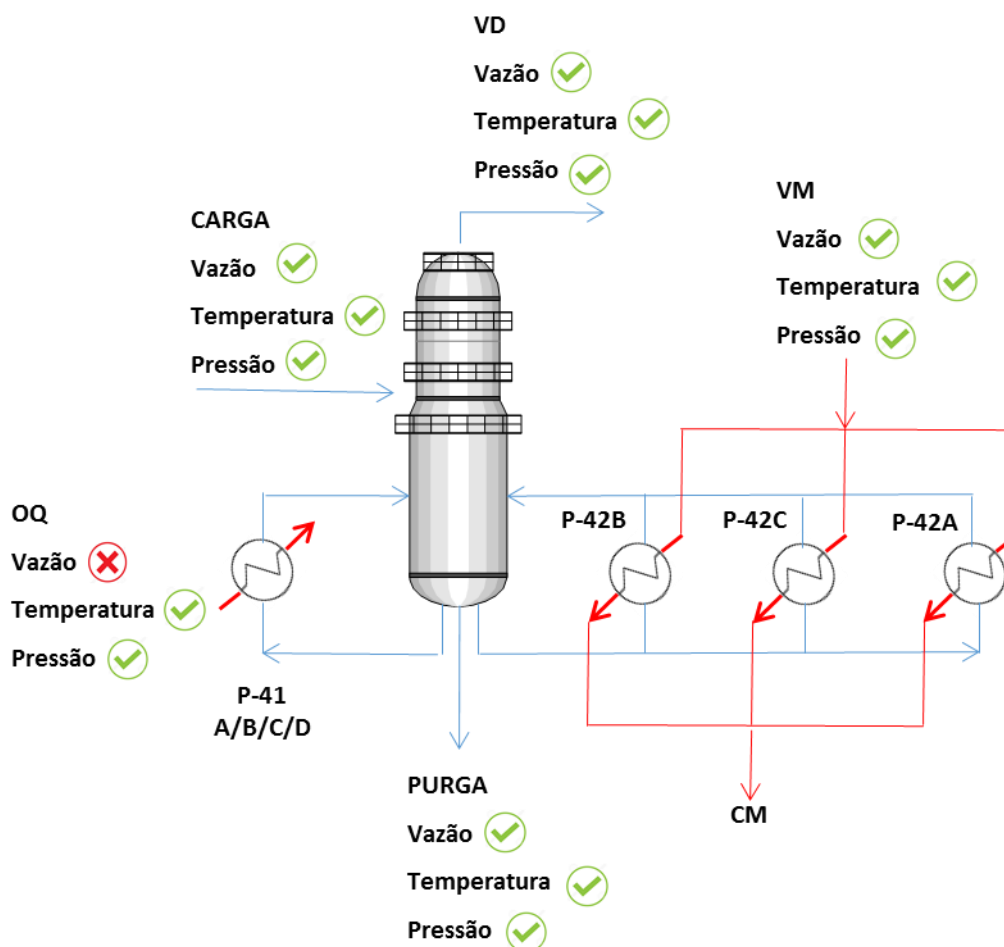


Figura 18: Desenho esquemático da geradora de VD e seus permutadores apontando as variáveis medidas na planta (Fonte: elaborada pela autora).

Assim o principal resultado da simulação que pode ser utilizado para validação é fração vaporizada nos trocadores, ou seja, a vazão de vapor de diluição gerado. A primeira etapa da validação foi a comparação com os dados de operação previstos no projeto desse sistema. A Tabela 3 mostra os dados de projeto que foram dados de entrada da simulação para comparação.

Tabela 3: Entradas da simulação para comparação com os valores previstos de geração de vapor de diluição nos P-42 no projeto da unidade.

VM para cada P-42		
Pressão =	18,7	kgf/cm ² g
Temp =	210,5	°C
Vazão =	35.857	kg/h
Carga da geradora de VD		
Pressão =	8,57	kgf/cm ² g
Temp =	173,2	°C
Vazão =	151	t/h
Geradora de VD		
Pressão =	8,57	kgf/cm ² g
Nível =	50	%
Design spec - retorno		
Pressão =	8,57	kgf/cm ² g

Fonte: elaborada pela autora.

A geração de vapor de diluição pelos P-42A/B/C prevista em projeto é de 100,9 t/h. A simulação executada com os dados de entrada da Tabela 3 obteve geração de vapor de 105,7 t/h, resultando em um erro de 4,72%. O resultado é considerado satisfatório visto que algumas alterações de layout das linhas podem ter sido realizadas na montagem da planta, após a emissão do balanço de massa e energia utilizados como referência. Além disso, as folhas de dados de permutadores de calor também são geradas a partir de simulações do processo.

Como pode ser verificado na Figura 12, o total de vapor de diluição necessário é produzido por dois conjuntos de permutadores, sendo que a avaliação da ocorrência de FAC e simulação do sistema está sendo realizada em um deles (P-42). A medição de vapor de diluição disponível é o total produzido. Então, para verificar se o resultado da simulação estava coerente com a geração real da planta, fez-se um balanço de massa do sistema e considerou-se constante a geração de vapor no outro conjunto de

permutadores (P-41) que estava fora do circuito simulado.

Nos P-41 não há medições no lado do processo e no lado do fluido quente (OQ) não há medição de vazão, impossibilitando o cálculo do calor trocado. Para validação da simulação com as condições reais de operação, utilizando a medição total de vapor de diluição, procedeu-se conforme descrito a seguir.

O calor total necessário para atender a demanda de vapor de diluição nas condições de operação da geradora de vapor é o somatório do calor necessário para elevar a temperatura da carga da coluna até a temperatura de equilíbrio do sistema e do calor necessário para vaporizar parcialmente a água.

$$Q_{total} = (m_{carga} \times Cp_{VD} \times \Delta T_{VD}) + (m_{VD} \times \Delta h_{vap\ VD}) \quad \text{Equação 5}$$

Como as variáveis vazão de carga, temperatura de entrada e temperatura e vazão do VD gerado são medidas em linha foi possível calcular o calor total fornecido pelos trocadores de calor. A variação de entalpia de vaporização do VD foi calculada utilizando a tabela de vapor, na temperatura de saturação do VD, determinada pela pressão de operação da geradora de vapor de diluição. Assim, determinou-se o calor total do sistema (Q_{total}).

Nos P-42 foi possível calcular a troca térmica com os dados medidos do lado do fluido quente (VM). Como o vapor de média pressão chega superaquecido nos permutadores, há troca de calor sensível e latente.

$$Q_{s\ P42} = m_{VM} \times Cp_{VM} \times \Delta T_{VM} \quad \text{Equação 6}$$

$$Q_{l\ P42} = m_{VM} \times \Delta h_{vap\ VM} \quad \text{Equação 7}$$

Conhecido o calor total e o fornecido pelos P-42 determinou-se o calor fornecido pelos P-41.

$$Q_{P41} = Q_{total} - Q_{P42} \quad \text{Equação 8}$$

Para determinar a massa de vapor de diluição gerada nos P-42, considerou-se que todo o calor fornecido por esses permutadores seria para vaporização da água, visto que a água de processo chega nos P-42 já na condição de equilíbrio, e utilizou-se a entalpia de vaporização do VD nas condições de temperatura e pressão de operação.

$$m_{VD\ P42} = \frac{Q_{P42}}{\Delta h_{vap\ VD}} \quad \text{Equação 9}$$

Esse VD gerado calculado com os dados de planta foi comparado com o valor obtido via simulação. A fim de testar a robustez da simulação, também foram comparados os dados de planta com a simulação quando um dos três trocadores gerados de vapor está fora de operação. Assim, buscou-se no histórico dois momentos (dados 1 e dados 2) em que um permutador foi retirado de operação e simulou-se as condições operacionais antes da retirada e em seguida a essa para que a premissa de troca de calor constante nos P-41 fosse válida.

Assim, para o cenário de operação de três trocadores, a determinação da geração de vapor de diluição seguiu o procedimento descrito anteriormente. Para o cenário de operação com dois trocadores considerou-se que a troca térmica nos P-41 se manteve constante e com esse dado e o calor total, determinou-se o calor trocado e a geração nos P-42 para comparação com a simulação.

$$Q_{P42} = Q_{total} - Q_{P41} \quad \text{Equação 10}$$

$$m_{VD\ P42} = \frac{Q_{P42}}{\Delta h_{vap\ VD}} \quad \text{Equação 11}$$

Os dados de entrada de cada simulação são mostrados nas Tabela 4 e Tabela 5.

Tabela 4: Entradas das simulações com três e dois trocadores operando em paralelo para validação da simulação – dados 1.

Dados 1 - 3 permutadores			Dados 1 - 2 permutadores		
VM para cada P-42			VM para cada P-42		
Pressão =	17,5	kgf/cm ² g	Pressão =	17,5	kgf/cm ² g
Temp =	248,23	°C	Temp =	243,87	°C
Vazão =	25,3	kg/h	Vazão =	28,3	kg/h
Carga da geradora de VD			Carga da geradora de VD		
Pressão =	8,95	kgf/cm ² g	Pressão =	8,87	kgf/cm ² g
Temp =	117,65	°C	Temp =	117,29	°C
Vazão =	140,7	t/h	Vazão =	133,5	t/h
Geradora de VD			Geradora de VD		
Pressão =	8,95	kgf/cm ² g	Pressão =	8,87	kgf/cm ² g
Nível =	50	%	Nível =	50	%
Design spec - retorno			Design spec - retorno		
Pressão =	8,95	kgf/cm ² g	Pressão =	8,87	kgf/cm ² g

Fonte: elaborada pela autora.

A Tabela 6 apresenta um comparativo entre as gerações de vapor via P-42 reais e simuladas nos diferentes cenários.

A medição do vapor total gerado é proveniente do somatório de vários instrumentos de medição de vapor do tipo placa de orifício, medidores de todos os fornos de pirólise e de duas colunas que usam o VD como vapor de estripagem. Instrumentos com esse princípio de medição podem apresentar variabilidade entre 0,5% e 4% ao longo de sua faixa de medição, definida no seu projeto.

Tabela 5: Entradas das simulações com três e dois trocadores operando em paralelo para validação da simulação – dados 2.

Dados 2 - 3 permutadores			Dados 2 - 2 permutadores		
VM para cada P-42			VM para cada P-42		
Pressão =	17,5	kgf/cm ² g	Pressão =	17,5	kgf/cm ² g
Temp =	252,5	°C	Temp =	250,28	°C
Vazão =	31,5	kg/h	Vazão =	36,5	kg/h
Carga da geradora de VD			Carga da geradora de VD		
Pressão =	9,04	kgf/cm ² g	Pressão =	8,92	kgf/cm ² g
Temp =	118,9	°C	Temp =	117,34	°C
Vazão =	146,5	t/h	Vazão =	149,8	t/h
Geradora de VD			Geradora de VD		
Pressão =	9,04	kgf/cm ² g	Pressão =	8,92	kgf/cm ² g
Nível =	50	%	Nível =	50	%
Design spec - retorno			Design spec - retorno		
Pressão =	9,04	kgf/cm ² g	Pressão =	8,92	kgf/cm ² g

Fonte: elaborada pela autora.

Tabela 6: Comparação entre a geração de vapor de diluição nos P-42 real e simulada.

Permutadores operando	Dados	Geração via P42 (t/h)		
		real	simulado	erro
3	Projeto	100,9	105,6	-5%
3	1	78,3	77,5	1%
2	1	61,0	62,4	-2%
3	2	98,2	99,5	-1%
2	2	73,9	74,3	-1%

Fonte: elaborada pela autora.

Outro ponto importante e que influencia na validação da simulação é a perda de eficiência de troca térmica devido ao acúmulo de sujeira nos trocadores. A simulação foi feita utilizando o valor de resistência à incrustação previsto na folha de dados dos permutadores. Entretanto, esses equipamentos vão sujando e perdendo

eficiência ao longo da campanha e por isso periodicamente são retirados para limpeza, mas essas intervenções são intercaladas para que um trocador seja limpo de cada vez. Assim, na prática, cada permutador tem um acúmulo de sujeira diferente e na simulação foi considerado que a contribuição na geração de vapor é igual em cada permutador.

Ponderando essas incertezas, considera-se que o erro obtido entre os valores medidos na planta e os valores simulados são aceitáveis, assim a simulação representa bem os cenários de operação desse sistema de geração de vapor de diluição.

Em função da diferença entre a geração de vapor medida e a simulada, optou-se por instalar instrumentos de medição de pressão nos pontos disponíveis ao longo do sistema para verificar a proximidade com as pressões obtidas na simulação. Os pontos medidos foram a entrada e a saída do permutador do lado do processo e os dados estão tabulados na Tabela 7. Considerando que o instrumento de medição pode apresentar oscilações de $\pm 0,3$ kgf/cm², os valores obtidos foram satisfatórios para validação da simulação.

Tabela 7: Comparação das pressões medidas em campo e obtidas pela simulação.

Permutadores operando	Dados	Pressão entrada do P-42A		
		real	simulado	erro
3	Projeto	8,60	9,07	-5%
3	1	9,33	9,41	-1%
2	1	9,22	9,33	-1%
3	2	9,35	9,52	-2%
2	2	9,20	9,41	-2%

Permutadores operando	Dados	Pressão saída do P-42A		
		real	simulado	erro
3	Projeto	8,55	9,04	-5%
3	1	9,28	9,37	-1%
2	1	9,15	9,28	-1%
3	2	9,29	9,49	-2%
2	2	9,15	9,36	-2%

Permutadores operando	Dados	Pressão entrada do P-42B		
		real	simulado	erro
3	Projeto	8,60	9,05	-5%
3	1	9,27	9,38	-1%
2	1	9,12	9,32	-2%
3	2	9,40	9,50	-1%
2	2	9,45	9,40	1%

Permutadores operando	Dados	Pressão saída do P-42B		
		real	simulado	erro
3	Projeto	8,55	9,02	-5%
3	1	9,17	9,35	-2%
2	1	9,07	9,27	-2%
3	2	9,32	9,47	-2%
2	2	9,39	9,36	0%

Permutadores operando	Dados	Pressão entrada do P-42C		
		real	simulado	erro
3	Projeto	8,60	9,05	-5%
3	1	9,49	9,39	1%
3	2	9,35	9,51	-2%

Permutadores operando	Dados	Pressão saída do P-42C		
		real	simulado	erro
3	Projeto	8,55	9,02	-5%
3	1	9,40	9,36	0%
3	2	9,28	9,48	-2%

Fonte: elaborada pela autora.

3.2.3 Simulação das linhas de saída dos permutadores no software FNESS para determinação dos regimes de escoamento.

A determinação dos regimes de escoamento foi realizada no software comercial FNESS, amplamente utilizado para cálculo de vazão e pressão em redes de

distribuição. Esse software possui um módulo para cálculo de perda de carga para escoamentos bifásicos em tubulações contendo água e vapor.

O FNESS determina as velocidades superficiais das fases líquida e gasosa e posteriormente os regimes de escoamento em cada linha do modelo utilizando equações e mapas de fluxo da bibliografia. Em função das propriedades do fluido e do título (percentagem de massa de vapor numa mistura líquido-vapor) o escoamento é classificado como estratificado, anular-névoa, intermitente, bolhas dispersas, bolhas ou espuma. A partir desses mapas é possível verificar se o regime de escoamento imposto pelo fluxo está colaborando para a ocorrência de FAC no sistema.

A simulação de redes nesse software é composta por linhas e nós que são definidos como os pontos de interligação entre duas ou mais linhas ou como o fim de uma linha. Os nós iniciais e finais podem ser de vazão constante ou de pressão constante e neles são inseridas as condições de contorno do problema. Aos nós ficam associadas as propriedades físicas do sistema como temperatura e pressão, e as propriedades do fluido. Já as linhas são os trechos de tubulação propriamente ditos, elas fazem a interligação entre os nós e a elas são associadas as vazões do sistema e suas características físicas relevantes (trecho reto, cotovelo, singularidade, curvas).

No FNESS, o cálculo da perda de carga nos elementos que constituem a rede é efetuado pela equação de Darcy e a determinação dos regimes de escoamento é baseada no modelo mecanístico proposto por PETALAS e AZIZ (1997).

A rede das linhas de saída dos P-42 foi montada a partir dos isométricos e todos os acidentes presentes nas tubulações, as elevações e os comprimentos retos foram representados na sequência em que estão montados em campo, pois a alteração da geometria influencia no regime de escoamento.

Os nós iniciais que correspondem aos bocais de saída dos permutadores foram do tipo vazão constante, pois representam um ponto de entrada de fluido na rede. Já o nó de saída, que corresponde ao bocal de retorno dos permutadores para a torre geradora de VD, é do tipo pressão constante para representar a pressão da coluna que

é uma variável controlada do sistema. Cada nó intermediário da rede representa uma alteração na direção de escoamento causada pela presença de joelhos. Os nós T representam junções das tubulações provenientes de cada permutador.

As Figura 19 e Figura 20 apresentam os diagramas das tubulações de saída dos trocadores modelada no FNESS nos dois cenários possíveis: três e dois trocadores operando.

As linhas azuis correspondem as linhas de 16 polegadas saída do trocador P-42A, as linhas rosas do trocador P-42C e as linhas pretas do permutador P-42B. A linha verde representa o coletor de 24 polegadas que retorna o fluxo para a torre geradora de vapor de diluição.

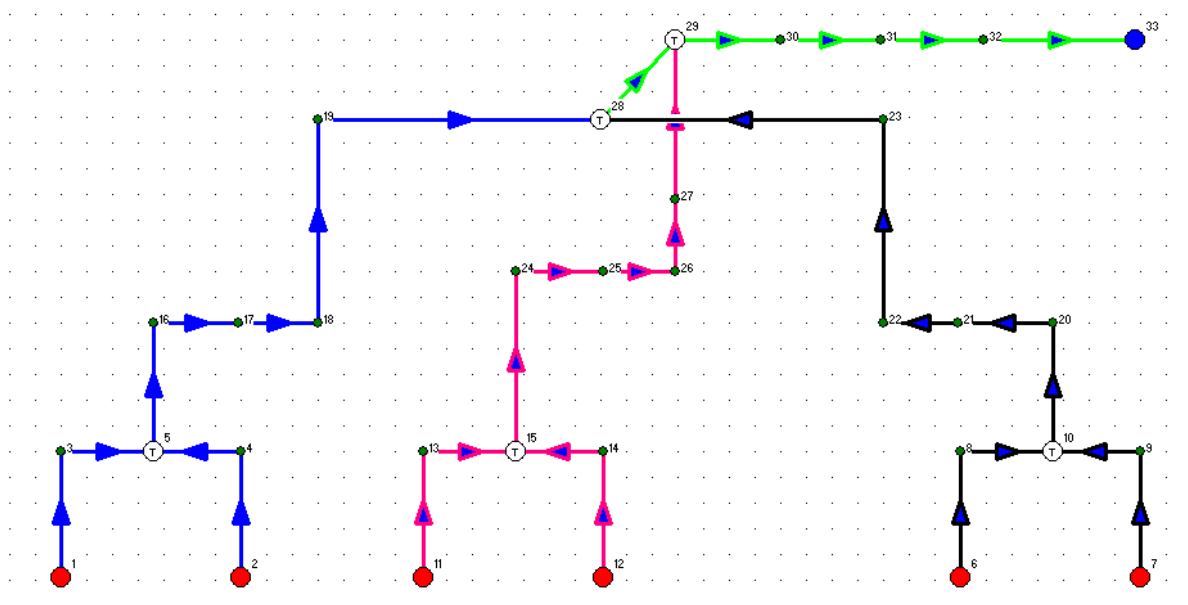


Figura 19: Diagrama da rede das linhas de saída dos geradores de vapor de diluição com três trocadores operando (Fonte: software FNESS, 2019).

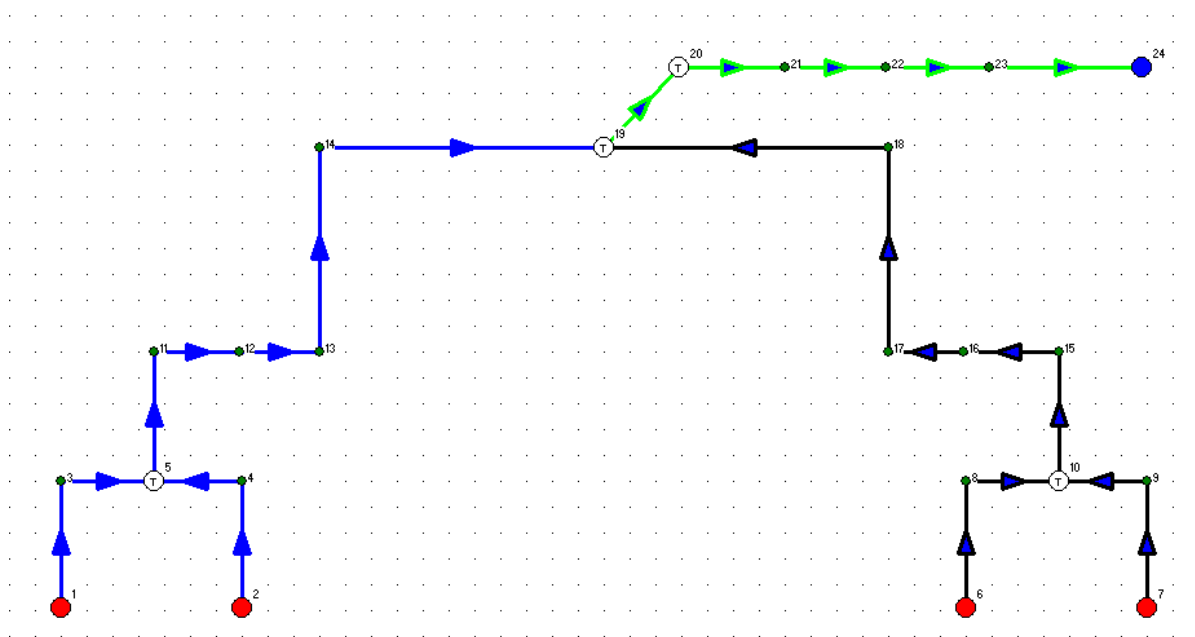


Figura 20: Diagrama da rede das linhas de saída dos geradores de vapor de diluição com dois trocadores operando (Fonte: software FNESS, 2019).

Os resultados da simulação realizada no Aspen Plus foram os dados de entrada ou condições de contorno dos nós da simulação da rede das linhas de saída dos P-42 no FNESS. Foram simulados os dois cenários de operação desse conjunto de permutadores: três e dois trocadores operando em paralelo nas mesmas datas dos conjuntos de dados 1 e 2 citados anteriormente.

Os dados de entrada dos nós de pressão constante – início da rede – foram os valores de vazão e título no bocal de saída dos trocadores correspondentes. Já no nó de pressão constante – final da rede – foram pressão e temperatura da torre geradora de vapor de diluição. As Tabela 8, Tabela 9, Tabela 10 e Tabela 11 apresentam esses dados.

Tabela 8: Dados de entrada para determinação dos regimes de fluxo – Cenário 1: três permutadores operando - dados 1.

Nós de Vazão Constante		
Saída do casco do permutador A		
Elevação	0	m
Vazão	117,34	t/h
Fração vaporizada	0,11	
Saída do casco do permutador B		
Elevação	0	m
Vazão	117,52	t/h
Fração vaporizada	0,11	
Saída do casco do permutador C		
Elevação	0	m
Vazão	117,52	t/h
Fração vaporizada	0,11	
Nó de Pressão Constante		
Chegada na torre		
Elevação	6,377	m
Temperatura	179	°C
Pressão	8,95	kgf/cm ² g

Fonte: elaborada pela autora.

Tabela 9: Dados de entrada para determinação dos regimes de fluxo – Cenário 2: dois permutadores operando - dados 1.

Nós de Vazão Constante		
Saída do casco do permutador A		
Elevação	0	m
Vazão	141,88	t/h
Fração vaporizada	0,1	
Saída do casco do permutador B		
Elevação	0	m
Vazão	141,88	t/h
Fração vaporizada	0,1	
Nó de Pressão Constante		
Chegada na torre		

Elevação	6,377	m
Temperatura	179	°C
Pressão	8,87	kgf/cm ² g

Fonte: elaborada pela autora.

Tabela 10: Dados de entrada para determinação dos regimes de fluxo – Cenário 1: três permutadores operando - dados 2.

Nós de Vazão Constante		
Saída do casco do permutador A		
Elevação	0	m
Vazão	110,45	t/h
Fração vaporizada	0,14	
Saída do casco do permutador B		
Elevação	0	m
Vazão	110,61	t/h
Fração vaporizada	0,14	
Saída do casco do permutador C		
Elevação	0	m
Vazão	110,45	t/h
Fração vaporizada	0,14	
Nó de Pressão Constante		
Chegada na torre		
Elevação	6,377	m
Temperatura	179	°C
Pressão	9,04	kgf/cm ² g

Fonte: elaborada pela autora.

Tabela 11: Dados de entrada para determinação dos regimes de fluxo – Cenário 2:
dois permutadores operando - dados 2.

Nós de Vazão Constante		
Saída do casco do permutador A		
Elevação	0	m
Vazão	132,74	t/h
Fração vaporizada	0,13	
Saída do casco do permutador B		
Elevação	0	m
Vazão	132,74	t/h
Fração vaporizada	0,13	
Nó de Pressão Constante		
Chegada na torre		
Elevação	6,377	m
Temperatura	179	°C
Pressão	8,93	kgf/cm ² g

Fonte: elaborada pela autora.

No simulador também deve-se informar qual é o fluido de trabalho. Tratando-se de água, o software utiliza como referência para cálculo das propriedades termodinâmicas o *IFC-67 Formulation*. As propriedades termodinâmicas das tabelas de vapor da ASME de 1967 foram calculadas a partir da formulação para uso industrial conhecida como IFC-67, que foi desenvolvida e adotada pela organização internacional que mais tarde se tornou a IAPWS.

Para validar a simulação e perda de carga determinada pelo FNESS, comparou-se a pressão de saída de cada permutador obtida pelo Aspen Plus e medida em campo com a pressão resultante da simulação. A Tabela 12 apresenta essa comparação de resultados.

Tabela 12: Comparação das pressões na saída dos permutadores medidas em campo e obtidas pelo Aspen Plus com as pressões resultantes da simulação no FNESS.

Permutadores operando	Dados	Pressão saída do P-42A (kgf/cm ² g)				
		real	simulado aspen	simulado FNESS	erro real x FNESS	erro aspen x FNESS
3	Projeto	8,55	9,04	8,82	-3%	2%
3	1	9,28	9,37	9,36	-1%	0%
2	1	9,15	9,28	9,31	-2%	0%
3	2	9,29	9,49	9,49	-2%	0%
2	2	9,15	9,36	9,31	-2%	1%

Permutadores operando	Dados	Pressão saída do P-42B (kgf/cm ² g)				
		real	simulado aspen	simulado FNESS	erro real x FNESS	erro aspen x FNESS
3	Projeto	8,55	9,02	8,82	-3%	2%
3	1	9,17	9,35	9,36	-2%	0%
2	1	9,07	9,27	9,31	-3%	0%
3	2	9,32	9,47	9,49	-2%	0%
2	2	9,39	9,36	9,31	1%	1%

Permutadores operando	Dados	Pressão saída do P-42C (kgf/cm ² g)				
		real	simulado aspen	simulado FNESS	erro real x FNESS	erro aspen x FNESS
3	Projeto	8,55	9,02	8,81	-3%	2%
3	1	9,40	9,36	9,32	1%	0%
3	2	9,28	9,48	9,45	-2%	0%

Fonte: elaborada pela autora.

Os resultados obtidos na simulação da rede das linhas de saída dos permutadores no software FNESS, mostram que a simulação se aproxima bem das pressões lidas em campo, com erros entre 0 e 3%, além de estar aderente à simulação do Aspen Plus.

Capítulo 4

Resultados e Discussões

O sistema de geração de vapor de diluição opera em condições de processo que possibilitam um ambiente propício para que o FAC se estabeleça. Conforme descrito anteriormente, os fatores que influenciam são as condições químicas da água (pH e concentração de oxigênio), temperatura de operação, material da tubulação, velocidades e regimes de escoamento.

Quanto às condições químicas da água, o pH é um parâmetro controlável e que deve ter sua faixa de operação ajustada para se afastar do limite a partir do qual a ocorrência de FAC é facilitada. Atualmente o sistema é controlado em uma faixa entre 8,5 e 9,5, recomenda-se alterar a faixa para 9,5 a 10 evitando assim valores menores que 9,2 considerado limite mínimo para ocorrência de FAC. Já a concentração de oxigênio é uma variável não monitorada e, por isso, sem possibilidade de ajuste. Além disso, devem ser considerados os potenciais efeitos negativos da elevação da concentração de oxigênio que pode reduzir a possibilidade de FAC, mas também pode aumentar a chance de ocorrência de outros tipos de corrosão e polimerização.

A faixa de temperatura que favorece o fenômeno de FAC é entre 100 e 250°C. A temperatura de operação do sistema é uma variável operacional que possui pouca margem de ajuste e o valor normalmente praticado nesse sistema é em torno de 177°C.

Como sistema opera em equilíbrio, a alteração de temperatura implica em alteração de pressão.

A redução do par temperatura e pressão pode acarretar dois impactos negativos. O primeiro refere-se às finalidades do VD no forno de pirólise. Ele é adicionado para redução da pressão parcial do hidrocarboneto a ser craqueado, mas também tem função de vaporizar a carga do forno antes da pirólise. Assim, a redução de temperatura pode prejudicar essa atribuição. O segundo impacto refere-se à redução da pressão. Para obtenção dos produtos desejados durante o craqueamento pirolítico existe uma razão adequada de hidrocarboneto e VD que deve alimentar o forno. Essa proporção é regulada por válvulas de controle que tendem a abrir conforme a pressão do coletor de VD cai. O forno de pirólise não deve operar abaixo dessa razão, então se a vazão de VD for limitada pela abertura da válvula, a carga do forno será reduzida resultando em perda de produção na unidade.

O aumento da temperatura e conseqüentemente da pressão também apresenta limitações. Temperaturas maiores podem ultrapassar limites de temperatura de projeto de equipamentos e tubulações usuárias de vapor de diluição. Além disso, a pressão do coletor de VD é mantida pela vaporização nos geradores de vapor de diluição, P-41 e P-42. Os permutadores P-41 fazem uma otimização energética com outra corrente da planta, então os P-42, que tem vapor de média pressão como fluido quente, serão mais demandados para elevar a pressão. Nesse cenário, há maior consumo de utilidade, possibilidade de aumento na geração de efluentes e essa alteração pode ser limitada pela capacidade de troca térmica nos geradores de vapor de diluição.

A simulação do conjunto de permutadores P-42 realizada no Aspen Plus teve como finalidade obter os dados de processo para a determinação dos regimes de escoamento do fluxo bifásico das linhas de saída dos trocadores de calor bem como determinar as velocidades de escoamento das linhas de entrada.

Em tubulações que operam em condições de temperatura, geometria e qualidade do fluido propícios a ocorrência de FAC, a taxa de perda de espessura é fortemente dependente da velocidade de escoamento.

As tubulações de entrada dos P-42 são compostas por um coletor de 12 polegadas que sai da coluna e se divide igualmente em três linhas de 8 polegadas que direcionam o fluxo para cada um dos três permutadores. Próximo à entrada de cada trocador de calor essa linha de 8 polegadas se bifurca em duas tubulações de 6 polegadas. A Figura 21 apresenta a geometria das linhas de entrada.

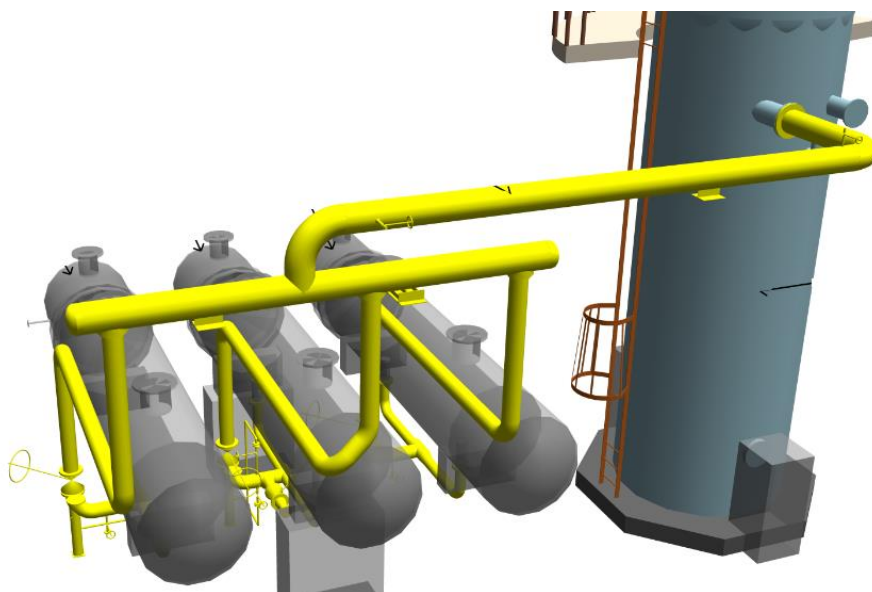


Figura 21: Desenho esquemático das tubulações de entrada de água dos geradores de vapor de diluição com vapor de média pressão (Fonte: elaborada pela autora).

Para as linhas de entrada dos permutadores P-42 em que o fluxo é monofásico, a maior velocidade em cada trecho de linha obtida via simulação no Aspen está apresentada nas Tabela 13 e Tabela 14.

Tabela 13: Velocidades de escoamento da água nas linhas de entrada dos P-42 para o cenário de operação de três trocadores em paralelo.

Entrada - 3 trocadores		
projeto		
Linha	velocidade	
12"	2,69	m/s
8"	2,00	m/s
6"	1,73	m/s
dados 1		
Linha	velocidade	
12"	2,87	m/s
8"	2,14	m/s
6"	1,85	m/s
dados 2		
Linha	velocidade	
12"	3,05	m/s
8"	2,27	m/s
6"	1,97	m/s

Fonte: elaborada pela autora.

Tabela 14: Velocidades de escoamento da água nas linhas de entrada dos P-42 para o cenário de operação de dois trocadores em paralelo.

Entrada - 2 trocadores		
dados 1		
Linha	velocidade	
12"	2,30	m/s
8"	2,57	m/s
6"	2,23	m/s
dados 2		
Linha	velocidade	
12"	2,46	m/s
8"	2,75	m/s
6"	2,38	m/s

Fonte: elaborada pela autora.

As velocidades máximas em cada um dos trechos de diferentes diâmetros das linhas de entrada dos permutadores não ultrapassaram o valor de referência de 6 m/s. Neste caso, a velocidade de escoamento do fluido está abaixo do valor recomendado e provavelmente não está contribuindo para a perda de espessura da parede da tubulação provocada pelo fenômeno de FAC.

Verifica-se também que as velocidades de escoamento variam pouco quando retira-se um dos permutadores de operação. Isso ocorre pois, em geral, os trocadores operam utilizando toda a área de troca térmica disponível e quando um é retirado de operação os outros dois não são capazes de compensar. Assim, as vazões em cada trecho de linha se mantêm em valores próximos com dois ou três trocadores operando.

Nas tubulações de saída dos permutadores o fluxo é bifásico e, nessas condições, o mais adequado é avaliar o regime de fluxo estabelecido pelo escoamento no lugar da velocidade. Isso porque a água e o vapor se movimentam em diferentes velocidades e a velocidade do líquido é dependente tanto da fração de vazios (que é uma função do volume específico de vapor relativo para o volume específico de água que é dependente da temperatura/pressão) quanto da distribuição desses vazios na fase líquida. Essa interação e distribuição entre as fases líquida e gasosa dão origem aos regimes de escoamento.

Os regimes de escoamento que contribuem para que a corrosão acelerada pelo fluxo ocorra são os dos tipos *slug* e *churn*, devido a maior quantidade de água no fluxo de vapor. Além da velocidade de escoamento da mistura, o Aspen Plus também fornece como resultado da simulação os regimes de escoamento em fluxos bifásicos. Nas tubulações de saída, cada permutador tem duas linhas de 16 polegadas (16" A) que se unem em uma única linha de 16 polegadas (16") e então o fluxo dos três permutadores são direcionados para um coletor de 24 polegadas (24") através do qual a mistura bifásica de água e vapor retorna para torre geradora de vapor de diluição. A Figura 22 apresenta a geometria das linhas de saída dos permutadores P-42.

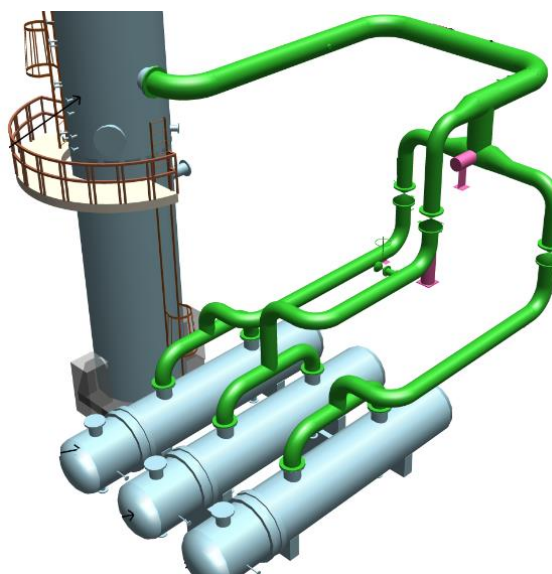


Figura 22: Desenho esquemático das tubulações de saída da mistura bifásica dos geradores de vapor de diluição com vapor de média pressão (Fonte: elaborada pela autora).

Para as linhas de saída dos P-42, os resultados de velocidade de escoamento da mistura bifásica (média ponderada entre a velocidade do líquido e do vapor) e regime de fluxo foram obtidos via simulação no Aspen Plus são apresentados nas Tabela 15 e Tabela 16.

O simulador Aspen Plus determina os regimes de escoamento para fluxos horizontal e ascendente. Para o primeiro caso, o método de Taitel e Dukler (1976) é utilizado, já para escoamentos bifásicos ascendentes o método usado é o de Taitel, Bornea e Dukler (1980). A partir dessa metodologia de determinação dos regimes de fluxo, todos os trechos de linhas da tubulação de saída dos geradores de vapor de diluição estariam operando em regime de escoamento do tipo *slug* que é propício a ocorrência de FAC.

Tabela 15: Velocidades e regimes de escoamento da mistura bifásica nas linhas de saída dos P-42, para o cenário de operação de três trocadores em paralelo.

Saída - 3 trocadores		
Projeto		
Linha	velocidade da mistura	Regime de escoamento
24"	24,02 m/s	<i>slug</i>
16"	17,55 m/s	<i>slug</i>
16"A	8,58 m/s	<i>slug</i>
Dados 1		
Linha	velocidade da mistura	Regime de escoamento
24"	21,32 m/s	<i>slug</i>
16"	15,61 m/s	<i>slug</i>
16"A	7,61 m/s	<i>slug</i>
Dados 2		
Linha	velocidade da mistura	Regime de escoamento
24"	17,74 m/s	<i>slug</i>
16"	12,96 m/s	<i>slug</i>
16"A	6,32 m/s	<i>slug</i>

Fonte: elaborada pela autora.

Tabela 16: Velocidades e regimes de escoamento da mistura bifásica nas linhas de saída dos P-42, para o cenário de operação de dois trocadores em paralelo.

Saída - 2 trocadores		
Dados 1		
Linha	velocidade da mistura	Regime de escoamento
24"	15,90 m/s	<i>slug</i>
16"	17,61 m/s	<i>slug</i>
16"A	8,52 m/s	<i>slug</i>
Dados 2		
Linha	velocidade da mistura	Regime de escoamento
24"	13,40 m/s	<i>slug</i>
16"	14,82 m/s	<i>slug</i>
16"A	7,15 m/s	<i>slug</i>

Fonte: elaborada pela autora.

Entretanto existem alguns fatores que colocam em dúvida esses resultados. São eles:

- Geometria das linhas na simulação: no Aspen Plus os acidentes das linhas não são representados na sequência em que estão montados em campo. São dados de entrada os acidentes e comprimentos de linha para cada diâmetro da tubulação, mas a ordem que eles estão dispostos não é considerada na determinação da perda de carga e das velocidades de escoamento. Segundo a literatura, alterações na geometria podem causar mudanças significativas nos regimes de escoamento.
- Métodos utilizados para determinação dos regimes de fluxo: softwares específicos para determinação de regimes de escoamento utilizam métodos mais modernos e que podem ser usados para todas as geometrias de tubos e propriedades de fluidos. O simulador FNESS é um exemplo que utiliza modelos mais robustos que foram testados com um vasto banco de dados e comparado com diferentes modelos apresentando melhor aderência ao banco de dados.

Diante disso, optou-se por usar o software FNESS que é uma ferramenta mais específica para determinar os regimes de escoamento. Conforme comentado anteriormente, ele utiliza modelo mecanístico proposto por Petalas e Aziz em 1997.

Após a validação da simulação no FNESS da rede das linhas de saída dos permutadores comparando as pressões junto ao bocal com os valores obtidos pela simulação no Aspen Plus e com os valores das leituras realizadas em campo, verificou-se os regimes de escoamento em cada um dos trechos da tubulação até a chegada na torre geradora de vapor de diluição.

A Figura 23 mostra dois exemplos de resultados de mapas de escoamento da rede simulada. Essa ferramenta de cálculo apresenta a posição daquele escoamento no mapa cujas coordenadas são velocidade da fase líquida no eixo das ordenadas e velocidade da fase gasosa no eixo das abcissas, em escala logarítmica. Além disso, apresenta outros parâmetros do escoamento como densidade, viscosidade e tensão superficial de ambas as fases do escoamento bifásico.

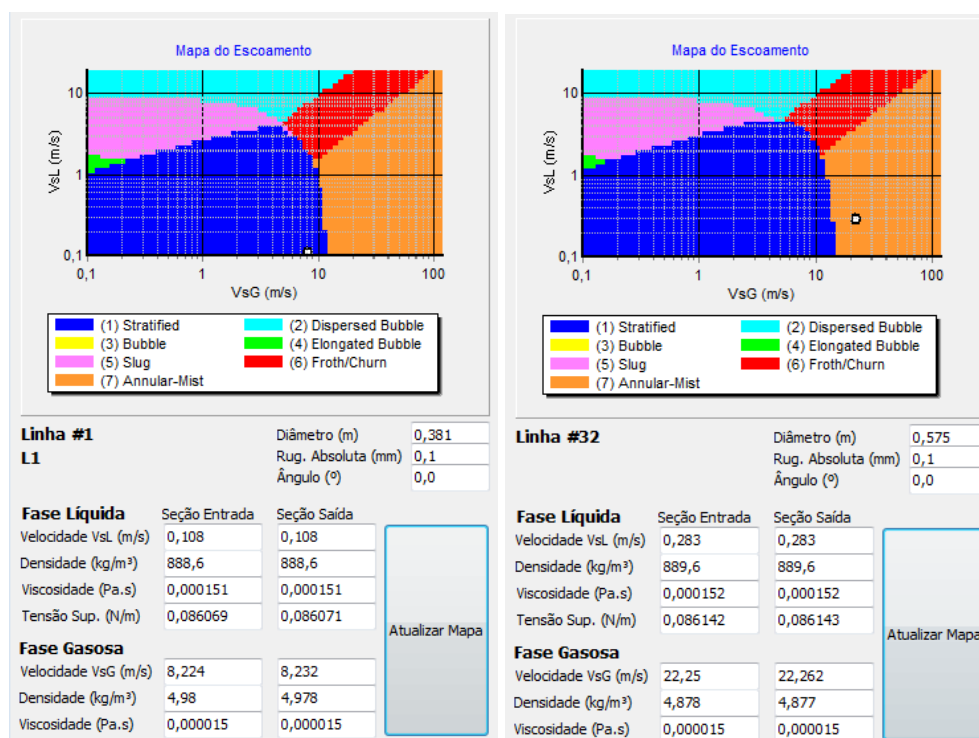


Figura 23: Mapas de fluxo de duas linhas da rede simulada, 16" junto ao bocal e 24" junto a torre geradora de vapor de diluição (Fonte: software FNESS, 2019).

Esse mapa que determina o regime de escoamento foi obtido para cada trecho de linha e o regime em cada uma delas, para a operação de três permutadores em paralelo nas condições de projeto, está mostrado na Figura 24.

Para o cenário de operação de três trocadores operando em paralelo, nas condições de projeto, pode-se verificar que as duas linhas de 16 polegadas logo após os bocais dos trocadores de calor apresentam escoamento do tipo estratificado. Esse tipo de escoamento não causa preocupação quando a questão é FAC, pois o escoamento é estável e a interface líquido e vapor é bem definida.

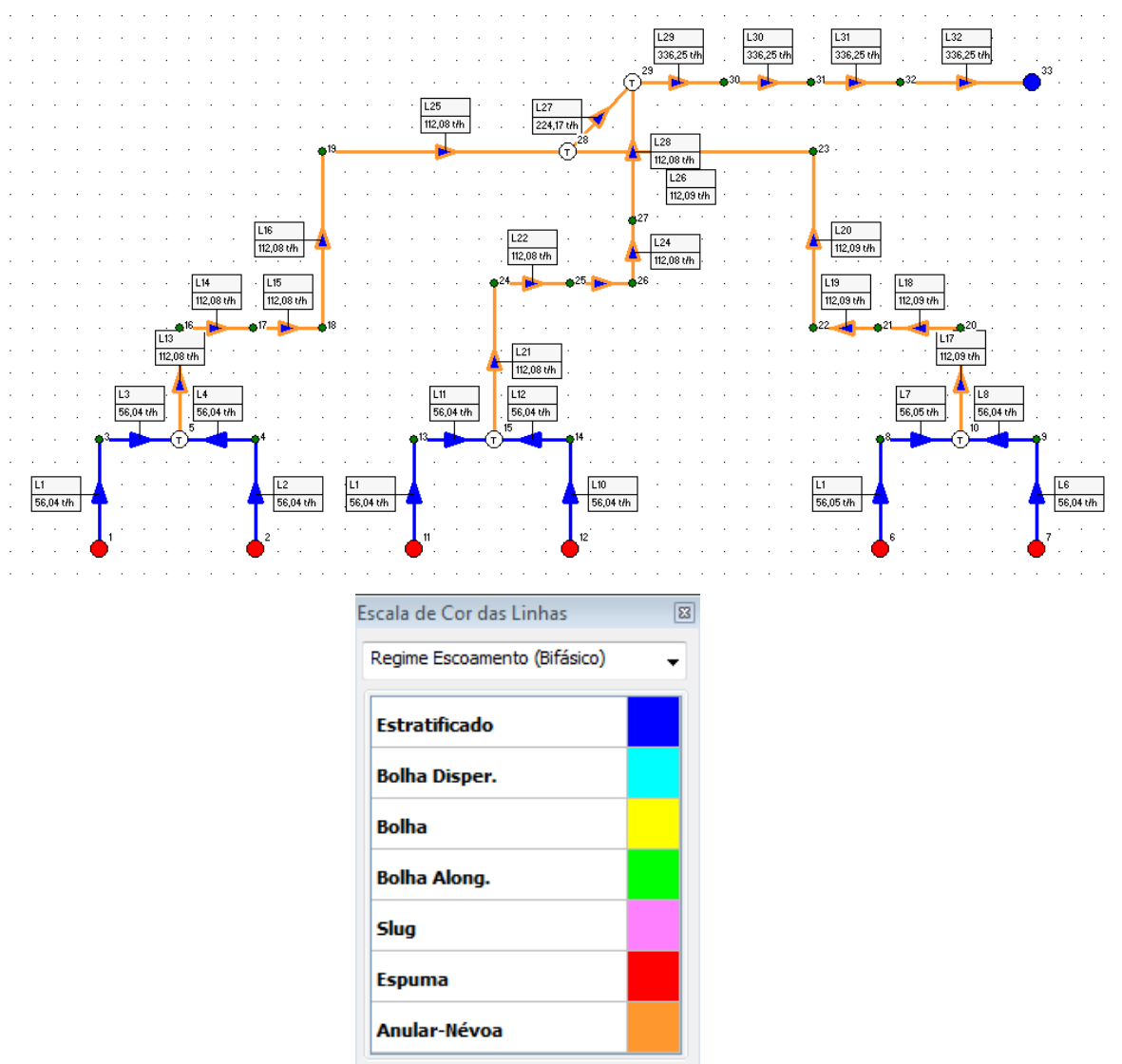


Figura 24: Regime de escoamento nas linhas de saída dos permutadores P-42 no cenário de operação com três trocadores em paralelo, nas condições de projeto (Fonte: software FNESS, 2019).

Quando essas duas tubulações provenientes dos bocais se unem e direcionam o fluxo para o coletor de 24 polegadas, o comportamento muda. Nas linhas de 16 polegadas, nas quais fluem a vazão total de cada permutador, o escoamento é do tipo anular-névoa. Nesse padrão de escoamento há uma separação das fases e o líquido passa a escoar junto as paredes da tubulação e o vapor no centro. O filme líquido forma um anel e o vapor uma fase contínua escoando dentro do anel, gotículas do líquido

podem entrar na região de escoamento do vapor. Esse padrão de escoamento é estável e desejado para escoamentos bifásicos em tubulações.

Devido a geometria praticamente idêntica das tubulações, o comportamento foi o mesmo para os três permutadores nas linhas de 16 polegadas.

Para o coletor de 24 polegadas o mapa de escoamento apontou padrão de fluxo do tipo anular-névoa, assim como os trechos de 16 polegadas dos permutadores. Sendo assim, o comportamento do fluido imposto pelo regime de escoamento não contribui para a ocorrência de corrosão acelerada pelo fluxo.

A simulação também foi feita para os casos de operação das datas dos conjuntos de dados 1 e 2. Na simulação com dados de entrada dados 1, os regimes de escoamento obtidos foram os mesmos para quase todos os trechos de tubulações, com exceção do trecho de 24 polegadas que transporta a vazão dos permutadores A e B antes desses se unirem ao permutador C, como pode ser visto na Figura 25. Nesse caso o regime foi classificado como estratificado e não anular-névoa. Essa diferença não traz preocupação visto que ambos padrões de fluxo não são problemáticos quando trata-se de FAC.

Na simulação utilizando os dados de entrada do conjunto de dados 2, também verificou-se diferença em relação a simulação do projeto. Como mostra a Figura 26, o regime de escoamento é estratificado também nas linhas de 16 polegadas próximo aos Ts que unem os permutadores A e B e depois o C.

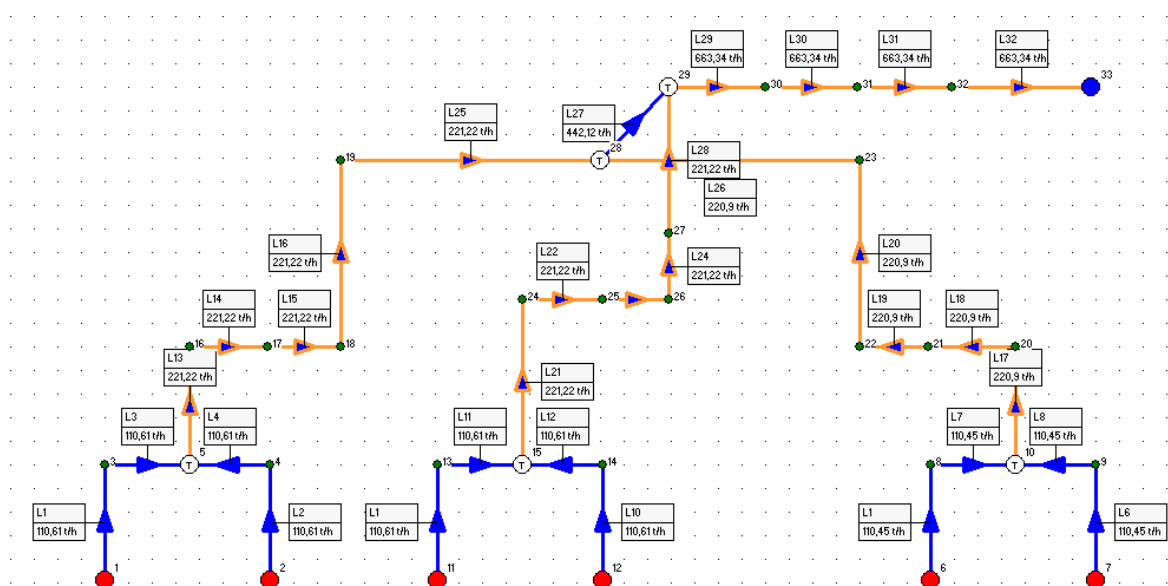


Figura 25: Regime de escoamento nas linhas de saída dos permutadores P-42 no cenário com operação de três trocadores em paralelo, nas condições de dados 1 (Fonte: software FNESS, 2019).

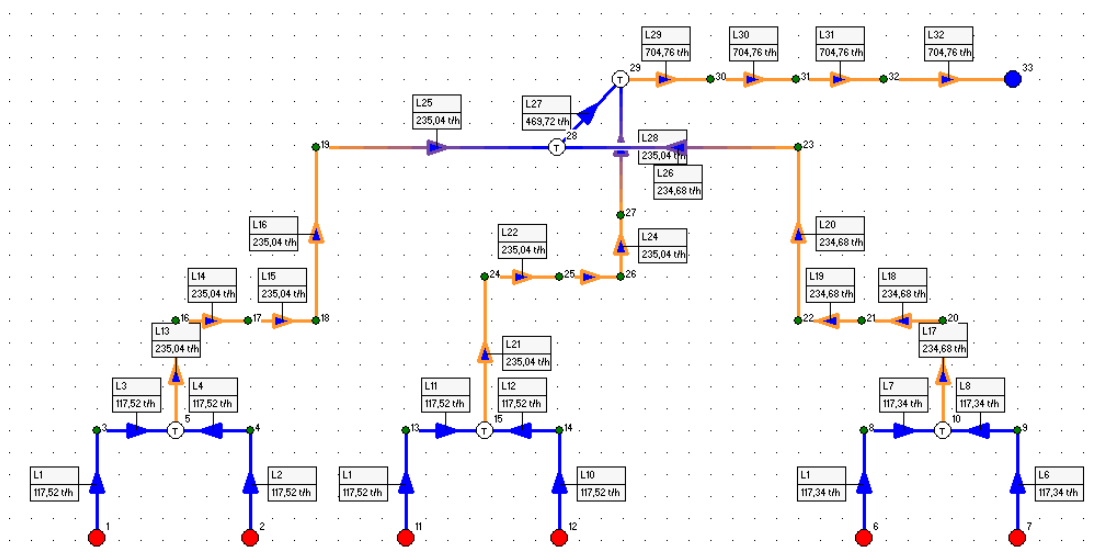


Figura 26: Regime de escoamento nas linhas de saída dos permutadores P-42 no cenário com operação de três trocadores em paralelo, nas condições de dados 2 (Fonte: software FNESS, 2019).

O cenário de operação de dois trocadores em paralelo também foi avaliado. Eles apresentaram alguma diferença entre si. Quando os dados de entrada foram os dados 1, após o T que une as linhas de 16 polegadas que saem dos bocais de cada permutador, todos os trechos apresentaram padrão de fluxo do tipo anular-névoa. A Figura 27 apresenta um diagrama da rede para esse cenário. Já com os dados de entrada de dados 2, o regime de fluxo volta a ser estratificado no coletor de 24 polegadas, como pode ser visto na Figura 28.

Assim como nos casos de operação com três trocadores em paralelo, quando opera-se com apenas dois trocadores, os padrões de fluxo estabelecidos nas linhas não são do tipo *slug* ou *churn* que favorecem o fenômeno de FAC. Como esses são os dois cenários de operação possíveis para esse sistema e em cada cenário foram avaliadas duas situações que representam o comportamento típico dos geradores de vapor de diluição, pode-se considerar que os regimes de escoamento estabelecidos nessas situações, não há possibilidade que essas linhas sofram corrosão acelerada pelo fluxo.

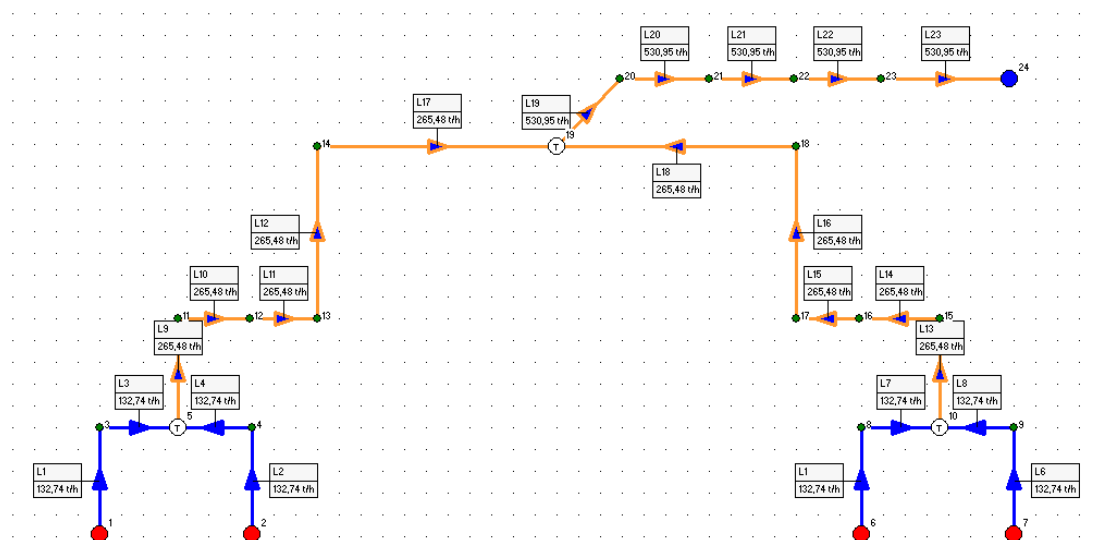


Figura 27: Regime de escoamento nas linhas de saída dos permutadores P-42 no cenário com operação de dois trocadores em paralelo nas condições de dados 1 (Fonte: software FNESS, 2019).

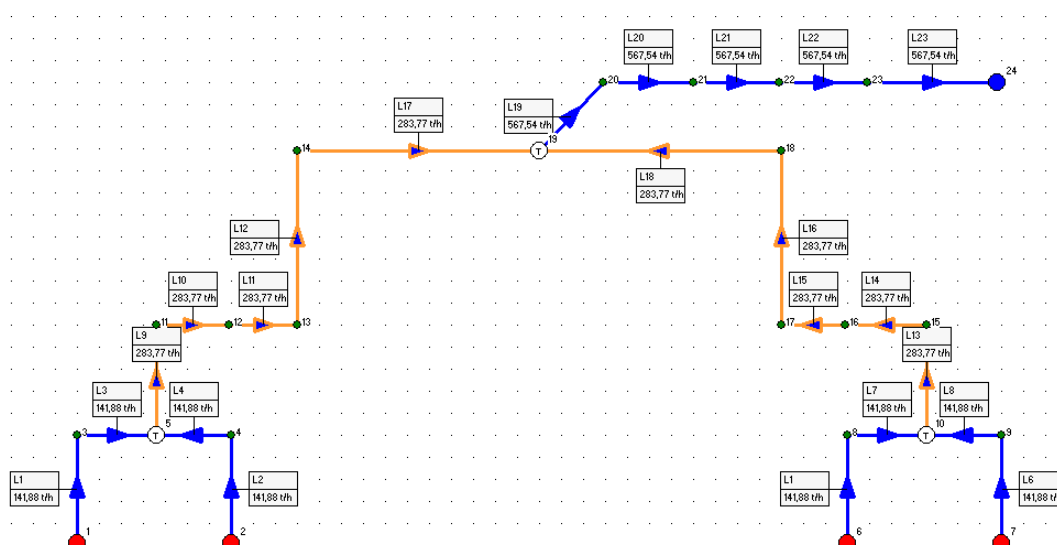


Figura 28: Regime de escoamento nas linhas de saída dos permutadores P-42 no cenário com operação de dois trocadores em paralelo nas condições de dados 2 (Fonte: software FNESS, 2019).

Capítulo 5

Conclusões e Sugestões

5.1 Conclusões

No presente trabalho, um sistema de geração de vapor de diluição foi avaliado para verificar se as condições de operação são suficientes para a ocorrência do fenômeno de corrosão acelerada pelo fluxo. Conforme descrito anteriormente, o fenômeno de FAC se estabelece em tubulações de aço carbono que transportam água ou fluxo bifásico de água e vapor e que operem em determinadas condições de pH, concentração de oxigênio, temperatura, velocidade e regimes de escoamento.

Nas condições de operação típicas do sistema de geração de vapor de diluição, os parâmetros pH, temperatura de operação e material das tubulações são conhecidos.

A faixa de controle de pH da água é regulada pela dosagem de aminas neutralizantes para elevação do pH. Esse parâmetro é de fácil ajuste e deve ser corrigido para patamares de 9,5 a 10, garantindo que o sistema será mantido acima do valor mínimo de 9,2, considerado seguro para evitar a degradação da camada de magnetita. A temperatura de operação é uma variável pré-determinada no projeto da

planta e possui pouca margem de ajuste para atuação com intuito de reduzir o risco de ocorrência de FAC.

As tubulações em questão são de aço carbono, material comumente utilizado na indústria por ser mais barato comparativamente às ligas que têm cromo em sua composição, mas pouco robusto quanto à corrosão acelerada pelo fluxo para as condições de operação dos geradores de vapor de diluição. A substituição do material da linha por um material mais nobre seria uma opção para reduzir o risco de FAC, mas apresenta como desvantagem o custo do material. Além disso, as ligas de cromo são inócuas para evitar erosão, caso as velocidades se aproximem da velocidade erosional.

A concentração de oxigênio é um parâmetro difícil de ajustar para atender os limites recomendados para evitar a ocorrência de FAC, visto que para controle de outros tipos de corrosão e de polimerização, quanto menor a quantidade de oxigênio dissolvido, melhor para o sistema. Assim, a concentração de oxigênio deve ser monitorada periodicamente a fim de garantir a atuação do sequestrante de oxigênio que hoje já é dosado no sistema, mas é uma variável que segue inadequada quando trata-se de FAC.

Quanto a velocidade e o regime de escoamento das linhas do sistema avaliado, não há informações suficientes nos dados medidos em planta para determinar diretamente esses parâmetros. Assim, o estudo conduzido nesse trabalho visou simular a operação desse conjunto de permutadores operando em termossifão para determinar a velocidade de escoamento da água nas linhas de entrada e os regimes de escoamento do fluxo bifásico das linhas de saída.

Primeiramente simulou-se os trocadores de calor individualmente no software Aspen EDR para obter uma representação rigorosa da troca térmica. A simulação mostrou boa aderência às variáveis previstas nas folhas de dados dos permutadores geradores de vapor de diluição. Em seguida, a partir de dados coletados na planta, simulou-se o sistema como um todo, incluindo torre geradora de vapor de diluição, linhas de entrada e saída dos trocadores. A essa simulação foi acoplada a simulação feita dos P-42 no Aspen EDR. A validação da simulação foi feita a partir da

comparação com medições em linha disponíveis e com auxílio do balanço de massa do sistema.

Em geral o sistema opera com três permutadores em paralelo, mas pode operar com apenas dois quando se faz necessário limpar algum deles devido à perda de eficiência. Sendo assim, esses dois cenários de operação foram simulados e avaliados nesse estudo. Optou-se por analisar dois momentos de cada cenário para garantir que as condições típicas de operação estivessem contempladas.

A partir da simulação do Aspen Plus obteve-se as velocidades de escoamento nas linhas de entrada dos geradores de vapor de diluição onde o fluxo é monofásico. Para os dois cenários de operação, as velocidades nos trechos de tubulação não ultrapassaram o valor de referência, a partir do qual considera-se que o escoamento pode estar contribuindo para o evento de FAC.

Também avaliou-se as linhas de saída, pois estas possuem escoamento bifásico que é mais suscetível a ocorrência de FAC, e nesse ponto do sistema já houveram, em outras plantas e em sistema equivalente, colapsos de tubulação devido a corrosão acelerada pelo fluxo. Como trata-se de escoamento bifásico, a velocidade não é um parâmetro adequado para verificar a influência do escoamento na corrosão acelerada pelo fluxo das tubulações. Nesses casos, o regime de escoamento deve ser verificado devido às interações entre as fases líquida e gasosa.

Para a determinação dos regimes de escoamento nas linhas de saída dos permutadores utilizou-se o software FNESS. Quando trata-se de FAC, deve-se evitar que se estabeleçam os regimes de escoamento dos tipos *slug* e *churn*. Nos dois possíveis cenários de operação dos geradores de vapor de diluição, operação com três ou dois trocadores em paralelo, os padrões de fluxo nas tubulações são dos tipos estratificado e anular-névoa. Assim, conclui-se que nas linhas de saída dos trocadores de calor avaliados, os regimes de escoamento estabelecidos são parâmetros que não agravam a possibilidade de corrosão acelerada pelo fluxo.

Considerando que a velocidade e o regime de escoamento são fatores decisivos

para que a taxa de corrosão seja elevada, quando opera-se em faixas aceitáveis desses parâmetros a probabilidade de corrosão acelerada pelo fluxo é reduzida. Assim, de posse desses resultados pode-se excluir do plano de controle de FAC as linhas de entrada e saída dos geradores de vapor de diluição com vapor de média pressão. Entretanto é importante manter o plano de rotina de inspeção para garantia da integridade das linhas visto que essas podem sofrer degradação por outros mecanismos.

No plano de controle de FAC, a etapa de identificação dos sistemas suscetíveis a ocorrência de corrosão acelerada pelo fluxo é importante, pois reduz a demanda de pontos de inspeção, reduzindo os custos para manutenção dessa estratégia de controle tão importante para segurança dos processos e das pessoas.

5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

O trabalho desenvolvido nesse estudo foi concentrado na determinação das condições de operação dos permutadores que operam em termosifão para posterior determinação dos regimes de escoamento nas linhas de saída desses. Como complementação para esse trabalho, recomenda-se ainda realizar a mesma avaliação para o outro conjunto de permutadores que gera vapor de diluição, P-41. Eles operam em condições muito semelhantes aos trocadores avaliados nesse trabalho e podem estar sujeitos à corrosão acelerada pelo fluxo.

Além disso, sugere-se avaliar quanto a possibilidade de FAC outras tubulações de aço-carbono que transportam água, como redes de condensados de vapor, água de alimentação de caldeiras e sistema de geração de vapor dos fornos de pirólise. Em sistema onde as condições de operação são desconhecidas pode-se utilizar a mesma metodologia aplicada nesse trabalho.

Referências Bibliográficas

AHMED, W.H., BELLO, M.M., NAKLA, M., SARKHI, A., BADR, H.M., 2014. “Experimental Investigation of Flow Accelerated Corrosion Under Two-phase Flow Conditions”. *Nuclear Engineering and Design* 267, p. 34-43.

ARNETH, S., STICHLMAIR, J., 2001. “Characteristics of thermosiphon reboilers”. *International Journal of Thermal Sciences* 40, 385–391.

BAKER, O., 1954. “Simultaneous flow of oil and gas”. *Oil Gas Journal*, p. 53-185.

CARAVAGGIO, M., 2017. “Guidelines for Control of Flow-Accelerated Corrosion in Fossil and Combined Cycle Plants”. EPRI Final Report. (<https://www.epri.com/#/pages/product/000000003002011569/?lang=en-US>; última consulta, 10/09/2018).

CHEXAL, B., 1999. “Recommendations for an Effective Flow-Accelerated Corrosion Program”. NSAC-202L-R2, EPRI Final Report.

CHIAVERINI, V., 1986. “Tecnologia Mecânica”, McGraw Hill.

COKER, A. K., 2015. “Ludwig's Applied Process Design for Chemical and Petrochemical Plants”. V. 3, 4ª ed. Elsevier.

DOLLEY, R.B., 2008. “Flow-accelerated corrosion in fossil and combined cycle/HRSG plants”. *PowerPlant Chem.* 10 (2), p. 68-89.

DOOLEY, R.B., CHEXAL, V.K., 2000. “Flow-accelerated corrosion of pressure vessels in fossil plants”. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 77, p. 85–90.

GENTIL, V., 1982. “Corrosão”. 2ª ed, Editora Guanabara Dois S.A.

HEWITT, G. F., ROBERTS, D. N., 1969. “Studies of Two-Phase Patterns by Simultaneous X-Ray and Flash Photography”. UKAEA Report, AERE-M2159.

HOLLAND, F.A., BRAGG, R., 1995. “Fluid Flow for Chemical Engineers”. 2^a ed, Elsevier.

JACKMAN, P.S., SMITH, L.M., 1999. “Advances in Corrosion Control and Materials in Oil and Gas Production” (EFC 26). Maney Publishing.

JEPSON, W.P., 1989. “Modeling the Transition to Slug Flow in Horizontal Conduit”. Canadian Journal of Chemical Engineering 67, p. 731-740.

KAIN, V., 2014. “Flow Accelerated Corrosion: Forms, Mechanisms and Case Studies”. Procedia Engineering 86, p. 576 – 588.

KELLER, H., 1974 “VGB Power Plant Technology”.

KIM, H.J., KIM K.H., 2016. “Institutional experiment and numerical analysis of flow characteristics affected by flow accelerated corrosion in elbow pipe system”. Nuclear Engineering and Design 301, p. 183–188.

LEE, S. H., 2004. “Partial Catalytic Hydrogenation on acetylene in ethylene production”. Chemical & Biomolecular Engineering.

LIPTÁK, B., 2006. “Instrument Engineers' Handbook”. Process Control and Optimization. V. 2, 4^a ed. Taylor & Francis.

MONNI, G., SALVE, M., PANELLA, B., 2014. “Horizontal two-phase flow pattern recognition”. Experimental Thermal and Fluid Science 59, p. 213–221.

NIPPON, K. K., 2008 “Guidelines on Pipe Wall Thinning”.

NRC, 2006. “NRC Information Notice 2006-08: Secondary Piping Rupture at the Mihama Power Station in Japan”. (<https://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/gen-comm/info-notices/2006/in200608.pdf>; última consulta, 07/12/2018).

OSHA Hazard Information Bulletin, 1996. "Potential for Feed Water Pipes in Electrical Power Generation Facilities to Rupture Causing Hazardous Release of Steam and Hot Water".

PETALAS, N., AZIZ, K., 1997. "A Mechanistic Model For Multiphase Flow In Pipes". Journal of Canadian Petroleum Technology, V. 39, p. 43-55.

PORT, R.D., 1998. "Flow-accelerated Corrosion". Corrosion 98, NACE International.

ROBINSON, J., DREWS, T., 1999. "Resolving Flow-Accelerated Corrosion Problems in the Industrial Steam Plant".

STEPHEN, D.C., BERNARD, S.C., 2003. "ASM Handbook, Volume 13A Corrosion: Fundamentals, Testing, and Protection".

WAGNER, W., PRUSS, A., 2002. "The IAPWS Formulation 1995 for the Thermodynamic Properties of Ordinary Water Substance for General and Scientific Use," Journal of Physical and Chemical Reference Data. V. 31, p. 387-535.