



AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE
DE SÃO PAULO

**ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE TUBOS DE
GERADORES DE VAPOR DETERIORADOS POR CORROSÃO
SOB TENSÃO PELO PRIMÁRIO NA REGIÃO DE TRANSIÇÃO
DE EXPANSÃO JUNTO AO ESPELHO**

HELVÉCIO CARLOS KLINKE DA SILVEIRA

Dissertação apresentada como parte
dos requisitos para obtenção do Grau
de Mestre em Ciências na Área de
Reatores Nucleares de Potência e
Tecnologia do Combustível Nuclear.

Orientador:
Dr. Miguel Mattar Neto

**São Paulo
2002**

**INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E
NUCLEARES**

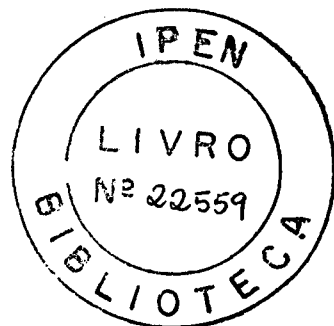
Autarquia associada à Universidade de São Paulo

**ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE TUBOS DE
GERADORES DE VAPOR DETERIORADOS POR CORROSÃO SOB
TENSÃO PELO PRIMÁRIO NA REGIÃO DE TRANSIÇÃO DE
EXPANSÃO JUNTO AO ESPELHO**

HELVÉCIO CARLOS KLINKE DA SILVEIRA

**Dissertação apresentada como parte
dos requisitos para obtenção do
grau de Mestre em Ciências na área
de Reatores Nucleares de Potência e
Tecnologia do Combustível Nuclear.**

**Orientador:
Dr. Miguel Mattar Neto**



SÃO PAULO

2002

Ao meu pai, com quem aprendi o que é
ser homem.

Aos colegas da COPESP / CTMSP,
com quem aprendi o que é
ser engenheiro.

À Maris, com quem aprendi o que é
estar pleno.

Pelo seu programa de pós-graduação, coerente, prático e objetivo, agradeço ao IPEN.

Pela sua paciência, por ter acreditado e incentivado, sou sinceramente grato ao Miguel. Em muitos momentos ele fez mais que orientar, ajudou a empurrar.

Pela sua compreensão e apoio sempre presente, mesmo nos meses em que conviveu com minha ausência, sou grato a minha esposa.

ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE TUBOS DE GERADORES DE VAPOR DETERIORADOS POR CORROSÃO SOB TENSÃO PELO PRIMÁRIO NA REGIÃO DE TRANSIÇÃO DE EXPANSÃO JUNTO AO ESPELHO

Helvécio Carlos Klinke da Silveira

RESUMO

Em plantas tipo PWR, a deterioração de tubos de geradores de vapor tem sido um dos principais problemas econômicos, além de acarretar problemas à segurança operacional. Neste trabalho é feito um levantamento dos modos de deterioração de tubos de geradores de vapor. São apresentados e discutidos os mecanismos de deterioração e as variáveis que os influenciam. A importância da corrosão sob tensão pelo refrigerante do primário, em especial quando atuando na região de transição de expansão do tubo junto ao espelho, é destacada como um dos principais mecanismos de deterioração ativos sobre geradores de vapor com mais de vinte anos de operação. Os critérios em vigor para tamponamento de tubos de geradores de vapor são conservadores. Propostas alternativas são apresentadas e discutidas. Destaque é dado à análise de integridade estrutural dos tubos com defeitos. São apresentados estudos de caso aplicados a tubos com indicações de trincas axiais na região de transição de expansão junto ao espelho, ocasionadas por corrosão sob tensão pelo primário. Os resultados obtidos permitem discutir aspectos da aplicação de critérios determinísticos e probabilísticos na análise de integridade estrutural de tubos com indicações de defeitos. Os modelos aplicados são específicos, porém a aplicação de seus conceitos pode ser estendida a outros modos de deterioração de tubos de geradores de vapor.

**STRUCTURAL INTEGRITY ASSESSMENT OF STEAM GENERATOR TUBES
DETERIORATED THROUGH PRIMARY WATER STRESS CORROSION
CRACKING IN TRANSITION REGION OF TUBE EXPANSION**

Helvécio Carlos Klinke da Silveira

ABSTRACT

In PWR plants, steam generator tube degradation has been one of the most important economical concerns, besides causing operational safety problems. In this work, a survey of steam generator tube degradation modes is done. Degradation mechanisms and influence factors are introduced and discussed. The importance of stress corrosion cracking, especially in transition region of tube expansion zone, is underlined. The actual steam generator tube plugging criteria are conservative. Proposed alternative criteria are introduced and discussed. Distinction is done to structural integrity assessment of defective tubes. Real data of tube defect indications of axial cracks in expansion transition zone due to primary water stress corrosion cracking are used in analysis. Results allow discussing application aspects of deterministic and probabilistic criteria on structural integrity assessment of tubes with defect indications. Applied models are specifics, but the application of concept may be extended to other steam generator tube degradation modes.

SUMÁRIO

Página

1	INTRODUÇÃO	1
2	MECANISMOS DE DETERIORAÇÃO DE TUBOS DE GERADORES DE VAPOR	6
2.1	Corrosão Generalizada	8
2.2	Corrosão por Frestas	9
2.3	Esmagamento	11
2.4	Corrosão Puntiforme	12
2.5	Ataque Intergranular	14
2.6	Corrosão sob Tensão Fraturante	15
2.7	Desgaste	24
2.8	Fadiga	27
3	INSPEÇÃO EM SERVIÇO	28
3.1	Diretrizes Básicas para Inspeções	29
3.2	Inspeção por Correntes Parasitas	29
3.3	Confiabilidade da Inspeção por Correntes Parasitas	34
4	CRITÉRIO DE TAMPONAMENTO	37
5	CRITÉRIO PARA ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL PROPOSTO PELO <i>DRAFT REGULATORY GUIDE</i> DG-1074	41
5.1	Programa de Integridade	41
5.2	Integridade Estrutural	43
5.2.1	CrITÉrio Determinístico (CrITÉrio Probabilístico Tubo a Tubo)	44
5.2.2	CrITÉrio Probabilístico (CrITÉrio Probabilístico Global)	46
6	MODELO PARA DETERMINAÇÃO DA PRESSÃO CRÍTICA DE COLAPSO PARA TUBOS COM TRINCAS AXIAIS PASSANTES	49
7	ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE TUBOS COM CORROSÃO SOB TENSÃO PELO PRIMÁRIO NA REGIÃO DE TRANSIÇÃO JUNTO AO ESPELHO	54
7.1	CrITÉrio Determinístico Puro	56
7.2	CrITÉrio Probabilístico Tubo a Tubo	61
7.2.1	Modelo Numérico para Determinação de Limite de Tamponamento por CrITÉrio Probabilístico Tubo a Tubo	62
7.3	CrITÉrio Probabilístico Global	69
7.3.1	Modelo Numérico Simplificado para Análise por CrITÉrio Probabilístico Global	70
7.3.2	Modelo Numérico para Determinação de Limite de Tamponamento por CrITÉrio Probabilístico Global	72

SUMÁRIO

Página

8	RESULTADOS	75
8.1	Aplicação do Critério Determinístico Puro	75
8.2	Aplicação do Modelo Numérico para Determinação de Limite de Tamponamento por Critério Probabilístico Tubo a Tubo	77
8.3	Aplicação do Modelo Numérico Simplificado para Análise por Critério Probabilístico Global	79
8.4	Aplicações do Modelo Numérico para Determinação de Limite de Tamponamento por Critério Probabilístico Global	82
8.4.1	Aplicação à Usina de Angra 1	83
8.4.2	Aplicação a uma Central Belga	87
8.4.3	Aplicação à Central de <i>Krsko</i>	92
9	ANÁLISE DOS RESULTADOS	97
9.1	Comparação entre Critério Determinístico Puro e Critério Probabilístico Tubo a Tubo	97
9.2	Comparação entre Critério Probabilístico Tubo a Tubo e Critério Probabilístico Global pelos Resultados do Modelo Simplificado	93
9.3	Análise dos Resultados do Modelo para Determinação de Limite de Tamponamento pelo Critério Probabilístico Global	97
10	CONCLUSÕES	103
	APÊNDICE 1 - MODELO NUMÉRICO PARA DETERMINAÇÃO DE LIMITE DE TAMPONAMENTO PELO CRITÉRIO PROBABILÍSTICO TUBO A TUBO	106
	APÊNDICE 2 - MODELO NUMÉRICO PARA ANÁLISE SIMPLIFICADA PELO CRITÉRIO PROBABILÍSTICO GLOBAL	112
	APÊNDICE 3 - MODELO NUMÉRICO PARA DETERMINAÇÃO DO LIMITE DE TAMPONAMENTO PELO CRITÉRIO PROBABILÍSTICO GLOBAL	118
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	125

LISTA DE DEFINIÇÕES E ABREVIATURAS

Correntes Parasitas: método de ensaio não destrutivo empregados principalmente na inspeção de tubos; vale-se do princípio de impor a formação de correntes elétricas induzidas por meio de um campo magnético.

Corrosão sob Tensão: processo de corrosão que ataca materiais susceptíveis quando na presença de meio agressivo e tensões de tração, se manifesta, geralmente, pela formação de trincas.

Critério de Tamponamento: conjunto de regras que definem um limite de aceitabilidade para indicações de defeitos em tubos de gerador de vapor, inclui aspectos de integridade estrutural e vazamento.

Critério Determinístico: abordagem do Critério de Tamponamento através de métodos analíticos.

Critério Probabilístico: abordagem do Critério de Tamponamento por métodos que levam em consideração as distribuições estatísticas das variáveis que governam o modelo de análise empregado.

Espelho: placa perfurada onde é feita a fixação do feixe tubular do gerador de vapor, separa as câmaras do primário da câmara do secundário do equipamento.

END: ensaios não destrutivos.

Falha: não atendimento de critérios de integridade estrutural, pode ou não estar associada ao real colapso, dependendo de existência de margens de segurança associadas ao critério de integridade estrutural.

Fator de Deterioração: ("*bulging factor*") fator que representa a redução da resistência estrutural devido à presença de um defeito.

Freqüência de Falha por Ano sob Condições de Operação Normal a Plena Potência: freqüência esperada de falhas por ano causadas pela ação de carregamentos normais de operação.

Indicação: suposto defeito reportado pela inspeção em serviço.

Inspeção em Serviço: inspeção periódica de caráter preventivo realizada através de métodos de ensaios não destrutivos (END) com o objetivo de detectar supostos defeitos.

Limite de Tamponamento: limite aceitável para uma dada medida de indicação de defeito; pode ser regido por análise de integridade estrutural ou por análise de vazamento.

Pressão Crítica: limite de carregamento de pressão associado à expectativa de colapso.

Probabilidade Condicional de Falha sob Condições de Acidente: probabilidade de ocorrência de falha devido à suposta ação de carregamentos de acidente postulado.

PWR: do inglês "*pressurized water reactor*", reator à água pressurizada.

PWSCC: do inglês "*primary water stress corrosion cracking*", corrosão sob tensão pelo primário.

Região de Transição: região limítrofe da expansão do tubo para sua fixação ao espelho.

Tensão de Colapso Plástico: ("*flow stress*") propriedade do material associada à falha por instabilidade plástica.

Trinca Crítica: trinca com comprimento limite associado à expectativa de colapso.

1 INTRODUÇÃO

Geradores de vapor são equipamentos fundamentais a todas as usinas nucleares com plantas tipo “reatores a água pressurizada” – do inglês “*pressurized water reactors*” (PWR). Neste conceito de planta há um circuito primário que envolve a captura de calor gerado nas reações nucleares por um fluido refrigerante em circuito fechado. O refrigerante do circuito primário, água desionizada, é mantido na condição de líquido pressurizado. Em um segundo circuito, chamado de circuito secundário, ocorre a circulação de um segundo fluido refrigerante na forma de líquido e vapor saturado. O vapor do secundário é o responsável pela força motriz das turbinas que gira os geradores elétricos da usina.

A fronteira entre os circuitos primário e secundário da planta é o conjunto de tubos dos geradores de vapor. Nestes equipamentos ocorre a transferência de calor com o resfriamento do refrigerante primário e a geração de vapor no refrigerante secundário.

As usinas com plantas tipo PWR são consideradas muito seguras. O circuito primário permanece confinado dentro de uma grande estrutura capaz de resistir aos mais diversos eventos internos e externos, como por exemplo, rupturas nas linhas do circuito primário e terremotos. O objetivo é garantir que mesmo os eventos mais catastróficos, que podem representar o sucateamento da planta com a falha de seus componentes, não terão repercussão externa à planta. Ou seja, mesmo a falha generalizada da planta não ocasionará vazamentos de radionuclídeos para o ambiente externo.

Dentro desta filosofia os geradores de vapor se colocam como pontos críticos da planta. Falhas nestes equipamentos podem representar em contaminação do circuito secundário e eventual liberação de radionuclídeos para o ambiente externo.

Desta forma, os geradores de vapor têm um duplo compromisso. São equipamentos fundamentais para a operação da usina dentro de desempenhos economicamente viáveis. Um comprometimento destes equipamentos pode implicar diretamente uma queda de rendimento da planta. Por outro lado, são equipamentos susceptíveis a falhas que podem ter repercussões severas na segurança da planta.

Geradores de vapor têm se caracterizado como componentes problemáticos desde a introdução de usinas comerciais tipo PWR na década de 50. Estes equipamentos estiveram, e ainda estão, sujeitos a uma série de mecanismos de deterioração que tem levado a falhas que implicam comprometimento econômico e da segurança. Falhas críticas de Geradores de Vapor estão associadas à perfuração de tubos com conseqüente contaminação do secundário pelo vazamento do refrigerante do primário. Este incidente afeta a segurança da instalação, pois resulta em violação da barreira do primário e mesmo da barreira de contenção. Quando este tipo de falha ocorre, ou mesmo quando antes da falha, se detecta a perda acentuada de espessura de um tubo, o tubo é tamponado. Segundo artigo publicado na revista NUCLEAR ENGINEERING INTERNATIONAL (1993), de 40 a 50 % dos Geradores de Vapor em operação entre 1976 e 1992 têm tubos tamponados. Em 1998 o *Electric Power Research Institute* publicou, em seu relatório anual, dados informando que naquela data 41% das 226 usinas operando no mundo tinham geradores com tubos tamponados. Até aquele ano mais de uma centena de geradores já haviam sido substituídos e estavam já planejadas outras cinquenta substituições.

Existem limites para tamponar tubos. As margens de projeto prevêem excedentes pequenos no número de tubos. Se o problema que provoca o tamponamento dos tubos se torna crônico em algum momento o gerador de vapor atinge um limite mínimo de tubos e deve ser substituído, pois sua operação se tornaria antieconômica. Como boa parte das instalações ainda hoje em operação não previu em projeto esta possibilidade, a troca do gerador fica, nestes casos, sujeita a operações complexas e onerosas. Quando a troca não é possível a central é desligada, ou passa a operar exclusivamente no inverno, quando a

temperatura externa (poço frio) cai e indiretamente favorece a remoção de calor pelo gerador deficiente. Problemas com os Geradores de Vapor levaram ao fechamento precoce de duas centrais nucleares nos Estados Unidos (U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, s.d.).

Frente ao atual quadro de política de energia nuclear mundial, com investimentos muito reduzidos para implantação de novas centrais de potência e com demanda energética ainda crescente, esforços para manutenção ou mesmo prorrogação da vida operacional das centrais têm relevante importância. São testemunhos destes esforços os trabalhos desenvolvidos para avaliação de integridade de equipamentos. O Vaso de Pressão do Reator, dadas as suas características, sua importância e seus processos de deterioração, tem sido alvo preferencial destes trabalhos. No entanto, o equipamento com desempenho mais decepcionante, que mais tem trazido impactos econômicos e que tem acarretado vários problemas às centrais são os Geradores de Vapor. Fato é que, se os Vasos dos Reatores, na maioria dos casos, têm a expectativa de atenderem até a um prolongamento da vida operacional das centrais, os Geradores de Vapor não chegaram, em muitos casos, a um terço da vida útil prevista, tendo sido substituídos. Considerando as dimensões e custos do equipamento, custos das operações de troca e impactos econômicos vinculados, fica evidente que os Geradores de Vapor não podem ser considerados descartáveis. Portanto, se justificam largamente os esforços para desenvolver não só projetos de geradores de vapor mais confiáveis como também métodos de avaliação de confiabilidade específicos.

As regras que norteiam a avaliação de confiabilidade dos tubos de geradores de vapor formam o denominado critério de tamponamento. Visam a determinação de limites para defeitos aceitáveis a permanecerem em operação.

Os critérios de tamponamento originalmente estabelecidos são muito conservadores e pouco adequados para cobrir os principais mecanismos de deterioração dos tubos de Geradores de Vapor. Assim, critérios alternativos estão

sempre sendo desenvolvidos visando atender aspectos de segurança e aspectos econômicos.

Os critérios de tamponamento de tubos de Geradores de Vapor devem atender aspectos de integridade estrutural dos tubos, assim como considerações de vazamentos e de doses admissíveis para o público e o ambiente. Considerando a importância da integridade estrutural, é objetivo deste trabalho apresentar e discutir abordagens de análise de integridade estrutural para tubos de Geradores de Vapor. A avaliação das abordagens de análise de integridade estrutural será feita com base em estudos de casos aplicados a tubos com trincas axiais na região de transição junto ao espelho do gerador de vapor.

A escolha de trincas axiais na região de transição junto ao espelho como defeito a ser analisado se justifica por dois motivos. Estas trincas são originadas a partir de mecanismos de corrosão sob tensão, mais comumente corrosão sob tensão pelo refrigerante do primário. A corrosão sob tensão pelo primário na região de transição junto ao espelho é um importante mecanismo de deterioração, é um dos principais responsáveis por deteriorações aos tubos de Geradores de Vapor de concepção antiga. Estão enquadrados nesta categoria Geradores de Vapor com mais de 20 anos de operação, como é o caso dos geradores da usina nuclear de Angra 1. A corrosão sob tensão e os demais mecanismos de deterioração mais comuns para tubos de Geradores de Vapor são descritos e analisados. Uma revisão bibliográfica dos mecanismos de deterioração, quanto a sua ação, aos parâmetros que os influenciam e às medidas preventivas e corretivas, é apresentada. Com base nesta análise é justificada a importância que se atribui à corrosão sob tensão pelo primário na região de transição junto ao espelho. Outro fator relevante para a escolha de trincas axiais na região de transição junto ao espelho é a disponibilidade de dados em literatura aberta. Pela relevância deste tipo de defeito, muitos trabalhos foram publicados visando discutir a implementação de critérios de tamponamento específicos.

Neste trabalho serão analisados os critérios de análise de integridade estrutural apresentados pelo *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR

REGULATORY COMMISSION, 1998) que estão associados à análise probabilística de falha.

Apesar dos casos a serem analisados se restringirem a tubos com trincas axiais na região de transição junto ao espelho, a abordagem empregada pode ser estendida a outros tipos de defeitos em outras regiões do feixe tubular de Geradores de Vapor. Para tanto é necessário que se disponha de modelos de falha que associem o dado defeito a carregamentos críticos e de parâmetros que representem as distribuições estatísticas das variáveis envolvidas.

De forma resumida os objetivos deste trabalho são:

- a) descrever e analisar os mecanismos de deterioração de tubos de geradores de vapor;
- b) apresentar e discutir os critérios de análise de integridade estrutural;
- c) modelar critérios de análise de integridade estrutural;
- d) discutir a aplicação e limitações dos critérios de análise de integridade estrutural através de estudos de casos;
- e) demonstrar a capacitação em técnicas de análise probabilística aplicada à análise de integridade estrutural.

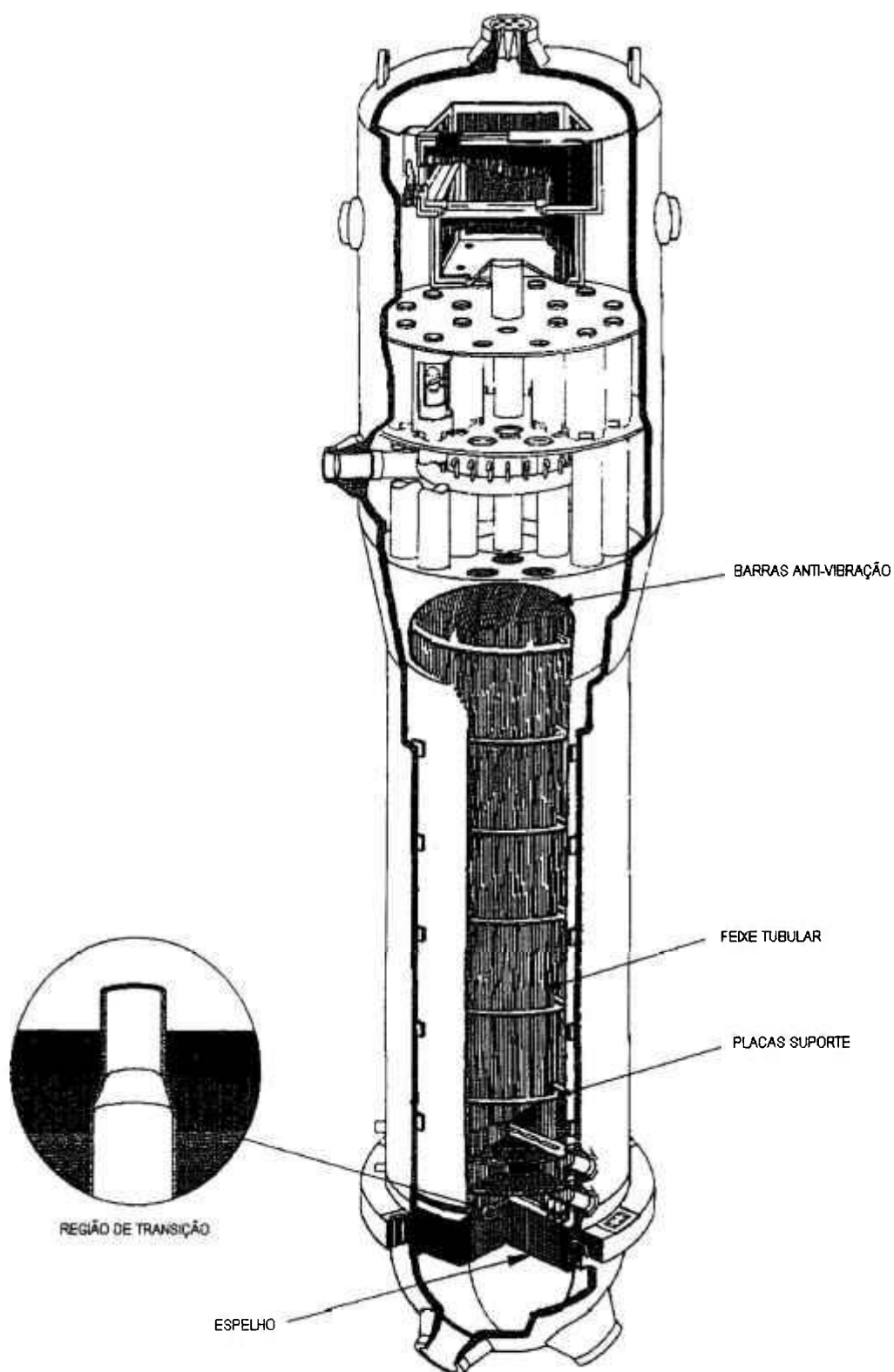
2 MECANISMOS DE DETERIORAÇÃO DE TUBOS DE GERADORES DE VAPOR:

Há um grande número de mecanismos de deterioração que afetam os tubos de geradores de vapor. Cada um destes mecanismos é governado por diversas variáveis que englobam de detalhes de projeto a condições operacionais da planta. A manifestação de cada mecanismo pode se dar de forma localizada ou generalizada. Pode também ocorrer isoladamente ou concomitantemente com outros mecanismos, contribuindo para a deterioração do equipamento.

Os principais mecanismos, que causam deterioração e falhas em maior quantidade e frequência, estão ligados a mecanismos de corrosão. Estes mecanismos são complexos, sendo muito afetados pelas condições operacionais. Mecanismos mais simples como desgaste ou fadiga também são de difícil controle, pois envolvem fenômenos de vibração que muitas vezes estão atrelados a geometrias e condições locais de fluxo que não podem ser avaliadas senão a partir de estudos minuciosos.

Qualquer dos mecanismos requer o conhecimento das variáveis que o governam para que critérios de avaliação e medidas preventivas e corretivas possam ser aplicados com eficiência.

FIGURA 1 – GERADOR DE VAPOR



2.1 Corrosão Generalizada

O termo adotado em literatura em língua inglesa, "*wastage*", ao ser traduzido por corrosão generalizada deve ser corretamente interpretado. O "*wastage*" é um mecanismo de deterioração generalizado, mas, no entanto, afeta regiões localizadas do equipamento. Ocorre quase que exclusivamente na região imediatamente superior ao espelho do gerador de vapor, porém pode, em casos raros, estar presente nas regiões imediatamente superiores às placas espaçadoras inferiores do gerador de vapor (GORMAN et alli, 1995). Apesar de localizado, quando o mecanismo está presente, na região afetada os tubos sofrem corrosão generalizada.

O principal agente causador deste mecanismo é o acúmulo de lama sobre o espelho (ou sobre a placa espaçadora). O espelho corresponde ao fundo do compartimento do lado do casco do gerador de vapor, e é sobre ele que se depositam sólidos e precipitados. Esta deposição pode resultar em uma camada que ocupe quase toda a superfície do espelho, sendo mais espessa nas regiões de baixo fluxo de água de resfriamento. A espessura da camada de lama podem chegar até algo como 250 mm (GREEN, 1987).

Os componentes agressivos desta lama são ácidos e sais, como fosfato de sódio, oriundos da precipitação de componentes dos produtos de tratamento de água. O processo de corrosão generalizada que ocorre sob a camada de lama, conforme apresenta MILLET (1995), pode ser atribuído à presença de ácido fosfórico ou de fosfato de sódio insolúvel.

A lama, além dos elementos nocivos que possui, também afeta a corrosão por representar um indesejável isolamento térmico para os tubos. As condições ácidas (GORMAN et alli, 1995) e as altas temperaturas criam um ambiente propício a ação corrosiva. Esta ação corrosiva ataca, qualquer que seja o material dos tubos, inclusive Inconel 600 e Incoloy 800, de forma severa, com taxas de perda de espessura entre 5 e 20% ao ano (STIEDING et alli, 1990).

O controle deste mecanismo de deterioração não passa, portanto pela seleção de materiais. Os resultados mais positivos vêm da seleção de tratamentos de água que não resultem em precipitados, da melhoria do fluxo junto ao espelho de forma a forçar a dispersão da lama que eventualmente se acumule e de manutenção apropriada com limpeza periódica da face do espelho (AMAR e SHAH, 1989).

Para os equipamentos já em operação, a eliminação de tratamentos com fosfato foi a principal medida corretiva. Como alternativa adotou-se tratamentos do tipo AVT (*"all volatile treatment"*), baseados no uso de reagentes voláteis para controle do pH (NORDMANN e FIQUET, 1996). Com o desuso dos tratamentos com fosfato, conforme a INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (1997), o *"wastage"* não é mais considerado um mecanismo de deterioração ativo.

2.2 Corrosão por Frestas

Este tipo de ataque corrosivo ocorre devido à concentração de impurezas agressivas no interior das frestas. Conforme FONTANA e GREENE (1978), o processo da corrosão por frestas está atrelado à formação de uma região anóxica no interior da fresta.

A corrosão por frestas ocorre nos geradores de vapor nas folgas existentes entre os tubos e suas placas suportes. Outro local crítico para ocorrência deste tipo de corrosão é na transição entre tubo e espelho. Neste local há a transição de expansão dos tubos formando frestas.

Segundo FONTANA e GREENE (1978), o processo ocorre em três etapas. Em uma primeira etapa, o oxigênio presente originalmente no interior da fresta é consumido em um processo inicial, pouco agressivo, de corrosão generalizada local. Por limitações geométricas o interior da fresta não consegue renovar o oxigênio. O processo de corrosão tem continuidade em uma segunda etapa, o metal do interior da fresta continua a ser consumido pela ação de uma pilha

galvânica entre a região interna e externa à fresta – na região interna ocorre a oxidação do metal e na externa a formação de hidróxido pela ação do oxigênio. A concentração de íons metálicos positivos acarreta desequilíbrio que induz à migração de íons negativos do meio externo para o interior da fresta. A migração do hidróxido é prejudicada em favor de outros íons mais móveis. Assim, ocorre a migração de íons agressivos, caso típico dos íons cloreto e sulfato. No interior da fresta a concentração de cloretos leva a formação de ácido clorídrico, reduzindo drasticamente o pH. Com a formação deste meio ácido dá-se início à terceira e mais agressiva fase da corrosão.

O controle da água empregado em plantas nucleares impõe severas restrições às concentrações íons cloreto e sulfato. Porém, a presença destes íons é um fato, já que se originam de vazamentos do condensador da planta quando este tem interface com água salgada e de reações de resinas (MACDONALD et alli, 1996).

Além da presença de íons e óxidos metálicos, também é fator primordial a elevação da concentração de oxidantes. Há restrição na concentração de oxigênio, mas íons e óxidos metálicos dissolvidos, principalmente de cobre, podem representar um importante papel como oxidantes para o mecanismo de corrosão. O óxido de cobre como fornecedor de oxigênio é citado por MACDONALD et alli (1996). O papel de oxidantes desempenhado por íons metálicos, em especial de cobre, é citado por GREEN (1987) e por FONTANA & GREENE (1978). Nestes casos a referência é feita a corrosão puntiforme, porém este mecanismo pode ser considerado como um caso específico de corrosão por frestas.

Apesar da concentração de contaminantes na água do secundário ser de apenas poucos ppm, a concentração de impurezas em frestas pode se elevar a valores tão altos como 10.000 ppm (YANG, 1992). Além disso, esta concentração aumenta com o tempo e a taxa de transmissão de calor. Quanto maior o tempo de operação, maior a concentração de contaminantes, o que irá aumentar de forma ainda mais significativa com a presença de produtos de corrosão na fresta.

Não se considera que a corrosão por frestas seja diretamente um mecanismo de deterioração relevante. A ação deste mecanismo, por meio do ataque aos tubos com redução de sua espessura, não figura entre os maiores responsáveis diretos por danos e falhas de geradores de vapor. Porém, a corrosão por frestas acarreta outros efeitos sobre os tubos, principalmente induz tensões e deformações sobre os tubos. O acúmulo de material de corrosão nas frestas comprime os tubos. Desta forma, a corrosão por frestas pode ser considerada como origem do esmagamento (*"denting"*) e como forte colaborador para a ação de mecanismos de corrosão sob tensão e de fadiga.

2.3 Esmagamento

O mecanismo aqui denominado de esmagamento é descrito na literatura por *"denting"*. Conforme MACDONALD et alli (1996), "o termo *denting* descreve o mecanismo de deformação ou constrição de um tubo na interface com uma placa suporte de aço carbono ou com o espelho, causado pelo acúmulo de depósitos e o crescimento de volumosos produtos de corrosão da placa suporte ou espelho no espaço entre o tubo e a placa suporte ou espelho". O esmagamento é, portanto, um efeito secundário da corrosão por frestas.

Este mecanismo de constrição não afeta diretamente a integridade dos tubos, já que a redução de seção não chega a afetar o desempenho do tubo. Também não ocorrem perfurações em tubos pela ação direta do esmagamento (MACDONALD et alli, 1996). Um problema indireto causado pelo esmagamento é a obstrução à passagem de sondas de inspeção. Com a inspeção impossibilitada, é prática normal tamponar o tubo (GORMAN et alli, 1995).

Os efeitos secundários do esmagamento sobre outros mecanismos de deterioração são perturbadores. O esmagamento induz nos tubos, tensões circunferenciais que podem superar a tensão de escoamento do material dos mesmos, contribuindo para corrosão sob tensão. A constrição dos tubos também representa a fixação do tubo à placa suporte, nesta condição ciclos térmicos e

vibrações induzidas por fluxo podem induzir fadiga aos tubos (GORMAN et alli, 1995).

A medida mais eficaz para mitigar a ação do esmagamento é agir sob as causas da corrosão e da formação de depósitos. Mudanças no tratamento da água do secundário vão por este caminho. Outras medidas seriam alterar o projeto das placas suportes, adotando materiais inoxidáveis para estas placas e mudando a geometria do suporte do tubo, de um simples furo para, por exemplo, uma geometria em flor. Esta geometria permite um fluxo de refrigerante entre o tubo e seu suporte carreando os produtos de corrosão. Estas medidas corretivas e preventivas são citadas por AMAR e SHAH (1989).

2.4 Corrosão Puntiforme

A corrosão puntiforme ou "*pitting*" é um mecanismo de corrosão muito conhecido, principalmente pelo ataque a aços e ligas inoxidáveis. O processo de corrosão puntiforme é muito semelhante a um processo de corrosão por frestas, porém neste caso a fresta é interdependente do processo de corrosão.

Conforme EVANS (1951), a origem da corrosão puntiforme se dá em um processo de corrosão generalizada do metal que, por alguma razão, passa a ser mais acentuado em pontos localizados da peça. Sutis diferenças de composição química, alterações de microestrutura localizadas ou mesmo tensões residuais são fatores que podem dar maior suscetibilidade ao ataque corrosivo em pontos localizados. A corrosão acentuada dá origem a formação de cavidades alveolares. Nestas cavidades se dá início ao processo de corrosão acentuada de *pitting*, o qual, por sua vez, aprofunda gradualmente a cavidade.

A corrosão puntiforme é um processo agressivo e muito nocivo, pois, mesmo não representando acentuadas perdas de massa metálica, comprometem a peça em perdas localizadas de espessura. É um processo de difícil detecção por

ensaios não destrutivos, muitas vezes ocorrendo de forma oculta até que a peça já esteja definitivamente comprometida.

A ocorrência de corrosão puntiforme é muito influenciada pela presença de íons metálicos no meio. Alguns íons metálicos, em especial o de cobre, quando na presença de cloretos, tornam o meio agressivo (FONTANA & GREENE, 1978). GREEN (1987) também cita o cloreto de cobre como um importante oxidante em corrosão puntiforme. Os íons metálicos, atuando como oxidantes, assumem o papel do oxigênio nas reações. Nestas condições a corrosão puntiforme ocorre mesmo em meios anóxicos.

Em tubos de geradores de vapor a corrosão puntiforme ocorre sempre pelo lado do secundário. Conforme MACDONALD et alli (1996), corrosão puntiforme ocorre em pontos fracos localizados na superfície apassivada do material dos tubos. Os locais susceptíveis podem ser resultado de trabalho a frio localizado, da presença de carbonetos, sulfetos ou outras partículas de segunda fase no metal, ou da simples emergência de fronteiras de grão até a superfície do metal (MACDONALD et alli, 1996). O *pitting* ocorre preferencialmente na perna fria dos tubos sobre a pilha de lama sobre o espelho ou em locais onde se forma carepas sobre a superfície do tubo (GREEN, 1987). O *pitting* em Inconel 600 ocorre em temperaturas entre 100 e 200 °C (SHAH & MACDONALD, preprint). Este fato explica a preferência pela perna fria, porém alguns casos de corrosão puntiforme na perna quente também foram reportados (INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, 1997; MACDONALD et alli, 1996).

A presença no refrigerante do secundário de íons cloreto e sulfato é fator preponderante para a ocorrência de corrosão puntiforme. No entanto, o uso de ligas de cobre em equipamentos do secundário, especialmente no condensador, é considerado o principal fator determinante da ocorrência de corrosão puntiforme agressiva em tubos de geradores de vapor. A substituição de componentes em ligas de cobre por ligas de titânio, conforme sugere AMAR e SHAH (1989), é uma prática comum adotada como medida corretiva e preventiva contra a corrosão puntiforme.

2.5 Ataque Intergranular

Ataque intergranular é definido como um processo de corrosão seletivo aos contornos de grão do metal, o metal se desintegra com a perda de seus grãos ou perde totalmente sua resistência mecânica. O processo de corrosão seletivo aos contornos de grão pode ser explicado pelo caráter singular destas regiões, dado que elas apresentam maior energia que a matriz metálica do metal. Conforme GENTIL (1996): “esse excesso de energia é devido não só a estrutura desordenada dos átomos que estão em posição intermediária entre as malhas cristalinas dos grãos limítrofes, mas também ao acúmulo de grupos de discordância e átomos de impurezas, de tal forma que essa região pode ter uma composição química diferente da média da matriz metálica”.

Em aços e ligas inoxidáveis, a causa do ataque intergranular é atribuída a redução da concentração de cromo nas regiões próximas às fronteiras de grão devidos à precipitação de carbonetos de cromo. Outros metais também sofrem danos por ataque intergranular, porém os mecanismos podem ser muito diferentes. Por exemplo, ligas de alumínio estão sujeitas a ataque intergranular, mas neste caso o processo tem como causa a concentração de impurezas como ferro nos contornos de grão (FONTANA & GREENE, 1978).

O ataque intergranular ocorre apenas pelo lado do secundário. Os locais susceptíveis ao ataque são os mesmos onde ocorre a corrosão sob tensão pelo lado externo do tubo. No que se refere à corrosão pelo lado do secundário, ataque intergranular e corrosão sob tensão são inclusive considerados como um mecanismo único, conforme citam GORMAN et alli (1995) e INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (1997). Na verdade, conforme apresenta PATRIDGE (1986), o ataque intergranular pode ser considerado um precursor da corrosão sob tensão. Um processo de corrosão por ataque intergranular ocorre de forma uniforme até que ocorra um aumento nas tensões locais, isto pode ocorrer pela concentração de tensões ou pela perda de parede resistente ocasionada pelo ataque intergranular. Quando as tensões superam um dado valor, pontos isolados do ataque intergranular passam a propagar de forma mais acelerada,

trincas se acentuam e passam a ter uma direção de propagação preferencial – perpendicular à tensão principal. De acordo com MACDONALD et alli (1996), se nota que ataque intergranular e corrosão sob tensão no lado externo do tubo normalmente se apresentam próximos um do outro em amostras de tubos, sendo o ataque intergranular mais presente que a própria corrosão sob tensão.

2.6 Corrosão sob Tensão Fraturante

Corrosão sob tensão é um mecanismo de deterioração de materiais devido à ação combinada de tensões residuais ou aplicadas, e meios corrosivos (GENTIL, 1996). A falha se dá pela propagação de trincas finas que penetram fundo no material. As trincas se propagam geralmente em uma direção perpendicular a tensão principal atuante com uma aparência ramificada (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1989-a).

A ruptura final, quando chega a termo, se dá por propagação de trinca frágil, porém a propagação inicial da trinca, atribuída ao processo de corrosão sob tensão, não é um processo diretamente vinculado à superação dos limites de tenacidade a fratura do material. A corrosão sob tensão ocorre com fatores de intensidade de tensão muito abaixo dos limites para fratura frágil. Nas mesmas condições em que se manifesta a corrosão sob tensão, porém sem a presença do meio agressivo, a trinca não se propagaria.

Por outro lado, mesmo na presença do meio corrosivo o mecanismo de corrosão sob tensão só se manifesta quando as tensões no material superam um dado limite. Para caracterizar este limite a grandeza empregada é o fator intensidade de tensões. Esta grandeza, originária das teorias de mecânica da fratura, tem sido empregada com sucesso na determinação da influência das tensões nas taxas de propagação de trincas por corrosão sob tensão (REBAK e SZKLARSKA-SMIALOWSKA, 1994). Para a maioria das combinações metal-meio parece haver um limite de intensidade de tensão abaixo qual a corrosão sob tensão não se manifesta (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1989-a).

A corrosão sob tensão depende de meios específicos que, em geral, não são agressivos ao material sem a presença de tensões. De fato a corrosão sob tensão é um processo sinérgico. Depende tanto de um dado nível de tensões quanto da presença de um meio específico para se manifestar. Além do meio e da tensão, a susceptibilidade do material é também determinante para a manifestação de corrosão sob tensão.

Entre os modelos apresentados para explicar o fenômeno, dois merecem destaque: o de dissolução-escorregamento gradual e o de absorção-tensão (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1989-a). O primeiro coloca o processo químico de corrosão como principal fator e a tensão como coadjuvante, e a segunda teoria apresenta o inverso.

Pelo modelo de dissolução-escorregamento gradual para corrosão sob tensão, também chamada teoria eletroquímica, quando um material tracionado é exposto a um meio agressivo a corrosão combinada com deformação plástica abre a trinca. Com o tracionamento mantido, o filme protetor que se forma na ponta da trinca, pouco tenaz, se rompe expondo ao meio corrosivo material anódico são. Em resumo, a tensão quebra a camada passiva, ou semipassiva, e a corrosão promove o crescimento da trinca.

A teoria da absorção-tensão coloca o meio como elemento enfraquecedor do material. A absorção de substâncias nocivas do meio pelo material leva ao enfraquecimento das suas forças coesivas – p.ex., no caso de ligas de níquel se atribui este enfraquecimento à absorção de hidrogênio (BOUSIER et alli, 1992; SYMONS, 1997). A energia de superfície do material é reduzida, a superfície do material perde tenacidade, propiciando a propagação da trinca até um ponto logo abaixo onde o material são, com suficiente tenacidade, resiste. Ou seja, neste caso, o meio enfraquece o material e a tensão leva a trinca a propagar.

Ambas as teorias tem seu campo de validade. De fato, é possível que ambos os modelos possam representar processos reais, e até é possível que se alternem em fases distintas da corrosão sob tensão. A corrosão sob tensão apresenta três

fases bem definidas: nucleação da trinca, propagação de trinca lenta e propagação de trinca rápida. De acordo com BOUSIER et alli (1992), nada obriga, a priori, que um mesmo mecanismo atue em todas as fases do processo. Na fase de propagação lenta, muitas trincas propagam ao mesmo tempo. Já na fase rápida, a propagação relevante passa a ocorrer em um número menor de trincas, tendendo a selecionar uma única trinca principal de propagação - a velocidade neste caso chega a ser dez vezes superior a da propagação lenta.

As trincas de corrosão sob tensão se propagam, na maioria dos casos, de forma intergranular. Porém, há exceções onde a trinca é de fato transgranular. Em alguns metais só ocorre um tipo de propagação, em outros ocorre o contrário. Há metais que, dependendo das condições do meio, seu pH, temperatura, ou até mesmo o nível das tensões presentes, podem apresentar trincas tanto inter como transgranulares. Este é o caso das ligas de níquel (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1989-a). Porém, nas condições em que operam os geradores de vapor, as ligas empregadas para seus tubos - Inconel 600, 690 e Incoloy 800 - não apresentam susceptibilidade a trincas transgranulares. O interesse recai apenas em trincas intergranulares.

No caso das ligas de níquel como Inconel, os processos de propagação intergranulares têm uma relação com a concentração de cromo junto ao contorno de grão (MAYO, 1997). Esta concentração pode ser reduzida caso ocorram precipitações de carbonetos. Com Inconel, tal como com aços austeníticos, ocorre um processo de sensitização que é discutido mais extensivamente no item (a) a seguir. Deste pormenor surge o vínculo estreito entre corrosão sob tensão e ataque intergranular. Há casos em que o material atinge níveis elevados de sensitização, suficientes para que ocorra um ataque nos contornos de grão mesmo sem presença de tensões. O ataque intergranular, mais ou menos uniforme a partir da superfície, é um processo vinculado exclusivamente ao meio.

A corrosão sob tensão ocorre em tubos de geradores de vapor tanto pelo lado do secundário como pelo lado do primário. Pelo secundário as regiões atingidas são: a região de fresta entre tubo e espelho, a região do depósito de lama acima

do espelho e as regiões de frestas entre tubos e placas suportes. Em todas estas regiões o ataque é preferencial nas pernas quentes. Pelo primário: na região de transição de expansão do tubo junto ao espelho tanto na perna fria quanto na quente e na região de curvatura dos tubos, atacando preferencialmente os tubos de menor curvatura.

Há influência do meio na predisposição de uma dada região à corrosão sob tensão, porém o fator preponderante é a presença de tensões. Na região de frestas entre tubos e placas suportes pode ocorrer, como já foi apresentado, a formação de "*denting*". O esmagamento do tubo é o responsável pelas tensões que propiciam a corrosão sob tensão. Em outras regiões, como é o caso da região de curva dos tubos e da região de transição junto ao espelho, as tensões presentes são residuais da fabricação do equipamento.

A fixação dos tubos ao espelho pode ser feita através de várias técnicas, ou combinação de técnicas. São empregadas comumente expansão mecânica, ou mandrilamento, expansão por explosão ou expansão hidráulica. A corrosão sob tensão ocorre na zona de transição da expansão do tubo. O uso de expansão hidráulica reduz as tensões residuais (MACDONALD et alli, 1996). Porém a distribuição das tensões segue um padrão. Conforme resultados obtidos por CIZELJ (1994), na zona de transição no lado interno do tubo ocorrem tensões de tração tanto circunferenciais como longitudinais, no lado externo ocorrem tensões de compressão. A presença de tensões de tração no lado interno indica uma predisposição à corrosão sob tensão pelo lado do primário. As conclusões de CIZELJ (1994) são confirmadas por THIEL et alli (1994). Ambos os trabalhos apresentam que as tensões circunferenciais totais, incluindo carregamentos de operação, na zona de transição atingem 200 MPa no lado interno do tubo. As tensões axiais são ainda maiores, algo em torno de 250 MPa, porém CIZELJ (1994) questiona a precisão do modelo adotado no que se refere aos resultados das tensões axiais.

A corrosão sob tensão pelo refrigerante do primário ataca o Inconel 600, enquanto que outras ligas são consideradas imunes (MACDONALD et alli, 1996).

Por este motivo o Inconel 600 foi substituído nas gerações mais modernas de geradores por ligas mais resistentes. As opções adotadas foram Inconel 690 e Incoloy 800. Segundo a INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (1997), o Incoloy 800 apresentou problemas com corrosão sob tensão em apenas um tubo e o Inconel 690 não tinha qualquer relato de falha até a data de publicação do relatório.

Atualmente corrosão sob tensão é o mecanismo de deterioração que acusa maiores preocupações quanto ao ataque a tubos de geradores de vapor em operação há mais de 20 anos. As medidas preventivas que são tomadas no projeto de novos equipamentos passam principalmente pela escolha de materiais para os tubos que sejam menos susceptíveis a este mecanismo. Caso estas medidas sejam tomadas e acrescentando maior rigor no controle de contaminantes, principalmente no secundário, dificilmente o equipamento apresentará problemas. Por outro lado, as medidas corretivas que podem ser empregadas no caso de equipamentos já em operação, que tenham sido fabricados com tubos de Inconel 600, são pouco eficazes ou proibitivas. Para controlar a corrosão sob tensão pelo secundário, o controle de impurezas e a limpeza periódica do espelho têm boa eficiência. As alternativas para mitigar a ação da corrosão sob tensão pelo primário são: redução da temperatura de operação, remandrilamento, alívio de tensões ou enluvamento do tubo, caso seja imperativo evitar tamponamentos. Estas alternativas tornam o controle da corrosão sob tensão pelo primário extremamente difícil.

Por ser um mecanismo complexo, e considerando a sua importância, extensos trabalhos foram feitos para avaliar a corrosão sob tensão em Inconel e as variáveis que influenciam este processo. Um resumo destes trabalhos, considerando as principais variáveis que influenciam o mecanismo, é apresentado a seguir:

a) Microestrutura e Tratamento Térmico

A química de contorno de grão é reconhecida como principal fator para a corrosão sob tensão intergranular e ataque intergranular no Inconel 600. A susceptibilidade a estes mecanismos de deterioração ocorre quando a concentração de cromo junto ao contorno de grão cai a níveis inferiores a 8% (fração de massa) em soluções aquosas ácidas ou básicas aeradas (MAYO, 1997). O decaimento de concentrações de cromo junto aos contornos de grão é atribuído a precipitação de carbonetos de cromo durante ciclos térmicos com exposição a médias temperaturas (de 400 a 800 °C) por tempos prolongados (de algumas horas).

No entanto, a precipitação de carbonetos por si só não é prejudicial. Conforme os trabalhos de SZKLARSKA-SMIALOWSKA et alli (1994), YOUNES et alli (1997), WAS & LIAN (1998) e HERTZBERG & WAS (1998) a presença de carbonetos de cromo no contorno de grão tem efeito benéfico na resistência à corrosão sob tensão, reduzindo as taxas de corrosão. Conforme MACDONALD et alli (1996), Inconel 600 com insuficiente quantidade de carbonetos nos contornos de grão é susceptível a corrosão sob tensão pelo refrigerante do primário. O mesmo trabalho também afirma que o Inconel 600 com baixa concentração de cromo nas fronteiras do grão é susceptível a corrosão sob tensão pelo secundário. O problema efetivamente se encontra na redução de concentrações de cromo nas regiões junto aos contornos de grão e não na precipitação de carbonetos.

Os principais responsáveis pela precipitação de carbonetos são os tratamentos térmicos durante a fabricação. O Inconel 600 é sujeito em geral a solubilização em temperaturas de aproximadamente 1100 °C durante meia a uma hora, com posterior resfriamento rápido em água (MAYO, 1997). Este tratamento dissolve carbonetos, diluindo o cromo na matriz metálica. Para obter propriedades mecânicas, ao material é imposto um tratamento de envelhecimento por exposição a uma temperatura entre 500 e 800 °C. É o tratamento de

envelhecimento o maior responsável pela deterioração do material, pois pode ocasionar a perda de cromo nas regiões junto ao contorno de grão.

Em seu trabalho CONGLETON et alli (1991), apresenta os efeitos dos ciclos térmicos sobre a microestrutura do Inconel 600. Ilustram este trabalho cinco figuras muito representativas da micro-estrutura do material em situações diversas: como recebido (com grãos finos e carbonetos precipitados), após trabalho a frio e solubilização a 1100 °C (com grãos mais grosseiros e carbonetos totalmente dissolvidos), com solubilização a 925 °C (a solubilização não é completa) e com tratamentos de envelhecimento a 450 °C em dois tempos de duração (a precipitação de carbonetos é crítica, mais acentuada com o maior tempo de tratamento). Foi comprovado por testes que a corrosão sob tensão se manifesta diretamente proporcional à quantidade de carbonetos no contorno de grão.

Segundo MAYO (1997), é possível se estabelecer tratamentos de envelhecimento que, apesar de ocasionarem precipitação de carbonetos, não causam sensitização. Se o tratamento ocorrer em temperaturas abaixo de um dado limite e por pouco tempo a precipitação não é suficientemente acentuada, a concentração de cromo não cai além do limite de 8% em massa, para este caso se propõem tratamentos a, no máximo, 600 °C por 1 hora. Outra possibilidade é tornar o tratamento mais drástico, prolongar de forma acentuada o tempo de tratamento, ou seja, adotar temperaturas na faixa de 725 a 750 °C por períodos de 8 a 15 horas. Nesta situação os carbonetos se precipitam até esgotar a concentração de carbono, a concentração de cromo no contorno de grão cai no início do tratamento, mas, com o prolongamento do tempo, o cromo migraria do interior do grão para repor as perdas do contorno, eliminando a sensitização. Este mecanismo foi comprovado também por KAI (1993).

Conforme citado por MACDONALD et alli (1996), a partir do final da década de 70 a *Westinghouse* passou a especificar para tubos em Inconel 600 tratamentos de envelhecimento a 705 °C por 15 horas. Desta forma, atendendo ao uso de um

tratamento mais drástico, com o objetivo de melhorar a resistência do material tanto à corrosão sob tensão pelo primário quanto pelo secundário.

b) Tensão e Intensidade de Tensão

A corrosão sob tensão apresenta como característica ser dependente de um carregamento. Na verdade, a relação com as tensões não é tão clara quanto a relação com a intensidade de tensão atuante. Como já citado, existe um limiar de intensidade de tensão abaixo do qual a trinca de corrosão sob tensão não se propaga. Além deste limiar, há um patamar onde a velocidade de propagação da trinca é independente da intensidade de tensão. Além deste patamar se atinge uma região onde o colapso é iminente, a trinca se propaga de forma rápida e instável.

A intensidade de tensão limiar para corrosão sob tensão, conhecida como K_{ISSC} , é função do material e do meio ao qual este está exposto. Para o Inconel 600, no entanto, é possível se definir K_{ISSC} independente do meio. Para meios a que um gerador de vapor está normalmente sujeito, tanto no primário quanto secundário, o Inconel 600 tem um K_{ISSC} de $10 \text{ MPa}\sqrt{m}$ (REBAK & SZKLARSKA-SMIALOWSKA (1994)).

Quanto à forma de aplicação de carregamento, há controvérsias, não se tem ainda definido qual parâmetro, taxa de tensão ou taxa de deformação, é predominante para a propagação da trinca. BOURSIER et alli (1992) afirma que, ao menos na fase de propagação lenta da trinca, o fator mais importante é a taxa de deformação.

c) Meio e Temperatura

Há diferenças essenciais entre as condições de meio do primário e do secundário. No primário a água está em pH próximo do neutro, porém há pressão positiva de hidrogênio. No secundário a água é alcalina.

Por ser alcalino, o meio do secundário é considerado como causador de corrosão sob tensão pelo mecanismo de dissolução-escorregamento, conforme SZKLARSKA-SMIALOWSKA (1989).

Já no caso do primário, a principal preocupação com o meio está nas concentrações de hidrogênio. O hidrogênio tem um papel importante nos mecanismos de degeneração do material. A atividade nociva do hidrogênio pode ser comprovada por vários trabalhos. Conforme BOURSIER et alli (1992), ensaios em autoclave com meio aquoso e atmosfera controlada indicam que o aumento da pressão parcial de hidrogênio acarreta em aumento do número de trincas e de sua propagação até uma pressão de 0,4 MPa. O trabalho de SZKLARSKA-SMIALOWSKA et alli (1994) apresenta dados em função do pH e conclui que a propagação de trincas é mais acentuada nas faixas extremas de pH, porém não deixa de ser acentuada também em pH neutro.

O efeito de concentrações de oxigênio não tem a relevância que se poderia esperar, conforme apresentado por BOURSIER et alli (1992). De fato, os efeitos prejudiciais do oxigênio são importantes quando o meio contém também contaminantes como cloretos.

Quanto à temperatura do meio, avaliações conduzidas por REBAK et alli (1995) indicam uma relação direta. Segundo os autores, um aumento de temperatura do meio de 300 para 350 °C representa um aumento de uma ordem de grandeza na velocidade de propagação de trincas.

d) Trabalho a Frio

Vários trabalhos indicam a significância do trabalho a frio no processo de corrosão sob tensão do Inconel 600 (REBAK et alli, 1995; REBAK & SZKLARSKA-SMIALOWSKA, 1994; SPEIDEL & MAGDOWSKI, 1992). O trabalho a frio tem importante papel na melhoria das propriedades mecânicas. Em um caso extremo, com 40% de trabalho a frio a tensão de escoamento é elevada de 400 para 1000 MPa. Porém, este mesmo trabalho a frio acarreta em um aumento das

taxas de propagação de trincas por corrosão sob tensão de um fator de 100 (SPEIDEL & MAGDOWSKI, 1992).

Segundo REBAK et alli (1995), a explicação para tal influência pode ser dada por dois modelos, um eletroquímico e outro mecânico. A energia livre de um material deformado é maior que a do material solubilizado, principalmente devido à energia de deformação acumulada. Do ponto de vista eletroquímico, é sabido que o material sujeito a deformação a frio é mais ativo, tem um potencial eletroquímico de corrosão mais baixo. Desta forma, entre pontos com deformação mais acentuadas e locais menos trabalhados se formam microcélulas galvânicas. Do ponto de vista mecânico, o material trabalhado a frio tem maior tensão de escoamento e menor ductilidade, fatos que acentuam a propagação de trincas.

2.7 Desgaste

Os tubos de geradores de vapor são elementos flexíveis sujeitos a vibrações que podem acarretar na interação cíclica com outras partes. Desgaste pode ocorrer devido ao contato dos componentes através de uma combinação de impacto-deslizamento e esfregamento (*fretting*) ou deslizamento alternativo. A vibração é induzida pela interação com o fluido em movimento.

Os mecanismos já consagrados como potenciais causadores de vibração induzida por fluxo em geradores de vapor são: excitação fluidoelástica, excitação por turbilhões e turbulência localizada.

A instabilidade fluidoelástica é um mecanismo de vibração auto-excitada. O fenômeno induz vibrações de grande amplitude extremamente danosas, com os tubos vibrando em um padrão orbital. É um fenômeno associado ao feixe tubular, já que um tubo isolado não é excitado por este mecanismo. Conforme consta em SINGH e SOLER (1984), uma alteração não simétrica no campo de fluxo é acompanhado por mudanças nas forças induzidas pelo fluido nos tubos. Os tubos são afetados se movendo, fato que causa nova alteração no campo de fluxo. Esta

cumplicidade entre deslocamento dos tubos e alteração no campo de fluxo ocorre conforme um padrão contínuo e periódico. Todos os tubos vibram em conjunto dentro de um padrão circular com as amplitudes variando de carreira para carreira de tubos, as primeiras carreiras apresentam as maiores amplitudes. O mecanismo apresenta ainda outra característica importante: apresenta um limiar bem determinado de velocidade de fluxo abaixo do qual a vibração é incipiente.

Quando um fluxo é imposto sobre um tubo, conforme BLEVINS e SIMONIS (s.d.), a esteira atrás do tubo pode, dependendo das condições do fluxo, conter turbilhões que surgem alternadamente, de um lado e de outro, de maneira periódica formando um rastro. O rastro de turbilhões periódicos induz sobre o tubo uma força cíclica perpendicular à direção do fluxo. O tubo oscila em um padrão elíptico, uma elipse acentuada perpendicular ao fluxo.

Turbulências no campo de fluxo causadas por singularidades são fenômenos localizados de difícil previsão. Ocorrendo turbulência os tubos próximos são levados a vibrar em um padrão aleatório. Em geral, a turbulência ocasiona vibrações de baixa amplitude, porém não desprezíveis. Como altas velocidades de fluxo são sempre desejados como forma de se melhorar a troca de calor e reduzir o encrustamento, e considerando-se às limitações dos modelos preditivos para turbulência, pode-se concluir por que vibrações por turbulências são um problema freqüente em trocadores de calor e geradores de vapor.

O desgaste devido à vibração induzida por fluxo ocorre em diferentes formas. Para componentes ajustados com tolerâncias apertadas, o esfregamento (*fretting*) ou o deslizamento alternativo é o fenômeno operante mais comum (KO, 1993). Para componentes com tolerâncias maiores ou folgas mais acentuadas, o desgaste é normalmente resultado de um mecanismo de impacto-deslizamento, ou deslizamento alternativo ou ainda erosão. Apesar de, sob algumas condições de impacto, o esfregamento pode coexistir como um efeito secundário de desgaste.

Os geradores de vapor apresentam, além de chapas suportes nos tramos retos dos tubos, barras antivibração para a porção curvada dos tubos. As barras antivibração são importantes por suportar os tubos na região mais sujeita a vibrações severas por turbulência devido a fluxo bifásico de refrigerante. As condições de montagem dos tubos no feixe exigem que alguma folga exista entre os tubos e as chapas suportes ou chicanas. No caso das barras antivibração as folgas podem ser menores, de qualquer maneira alguma folga sempre é necessária para absorver as dilatações diferenciais entre tubo e suporte. Após algum tempo de operação, devido à corrosão ou mesmo desgaste, as folgas entre tubos e suportes tendem a aumentar.

Podem ocorrer interações com danos por desgaste entre tubo e suporte ou entre tubo e um tubo vizinho. Em geral é mais comum o primeiro caso. O choque entre tubos é evitado desde que o projeto dos suportes e seus espaçamentos estejam apropriados. O dano por desgaste pode ser identificado durante inspeções periódicas por ensaios não-destrutivos, detectando a perda de espessura localizada do tubo. Pode, também, ocorrer desgaste drástico com consumo acentuado e rápido da parede levando perfuração do tubo. Nos casos fatais é mais comum, porém, que a falha ocorra por fadiga após um certo grau de desgaste da parede. Em qualquer dos casos, sendo detectada a falha a medida paliativa é tamponar o tubo na sua entrada e saída junto ao espelho do gerador. Em raras situações é possível soldar uma luva interna ao tubo.

O desgaste em geradores de vapor é um processo complexo, onde mais de um mecanismo está presente, e sujeito à influência de uma série de condições e variáveis. Segundo KO (1993) o desgaste na interação tubo-suporte é influenciado por: amplitude da vibração, tipo de movimento, força de interação, folga, frequência de vibração, área de contato, materiais, temperatura e número de ciclos ou tempo de duração. Além destes fatores, também devem ser consideradas as presenças de lubrificantes ou de partículas abrasivas.

A influência de todos estes fatores explica a dificuldade de se idealizar um modelo confiável para avaliação de desgaste aplicado a tubos de geradores de vapor.

2.8 Fadiga

Fadiga, na forma de fadiga de alto ciclo, pode causar danos aos tubos de geradores de vapor basta que se associem materiais dos tubos com baixa resistência a fadiga, vibração e elevadas tensões. Vibrações são induzidas pelo fluxo de água do secundário e é mais acentuada na região de curvatura dos tubos. Tensões elevadas podem estar sendo ocasionadas diretamente por esmagamento ou indiretamente quando o esmagamento representa um ponto fixo do tubo que sofre ação de tensões térmicas.

CHENG & FINNIE (1996) analisaram o mecanismo e as variáveis envolvidas na fadiga em tubos de geradores. Ao avaliar as causas da falha de um gerador de vapor concluíram que o acréscimo nas tensões devido a esmagamento superava o limite de escoamento do material e foi, pelo menos no caso estudado, um importante fator na redução da vida à fadiga do equipamento.

As trincas devido à fadiga ocorrem, em geral, junto às placas suporte superiores ou a outros suportes na região de curvatura dos tubos. Estas têm orientação circular e se propagam em direção normal a parede do tubo (GORMAN et alli, 1995).

Alocar suportes na região de curvatura dos tubos tem sido uma prática comum para evitar vibrações e, assim, reduzir os efeitos de fadiga nos tubos. Como efeito colateral têm surgido problemas de desgaste por *fretting* nos pontos de contato entre os tubos e estes suportes.

3 INSPEÇÃO EM SERVIÇO

A inspeção periódica dos tubos dos geradores de vapor é uma das bases para a avaliação da integridade estrutural destes equipamentos e de sua operação segura. Requisitos específicos são apresentados por códigos e normas definindo a periodicidade e a abrangência das inspeções. A inspeção dos tubos dos geradores de vapor é apenas um dos tópicos abordados pelo plano de inspeção da planta. O programa de inspeção, em geral, prevê paradas sincronizadas com as trocas de combustível do reator, normalmente espaçadas do tempo equivalente a um ano de operação a plena potência.

O processo de parada de uma usina nuclear é uma atividade complexa. E dentre todas as atividades envolvidas a inspeção dos tubos dos geradores de vapor se destaca, sendo, para uma usina comercial, atividade crítica. Em geral, de seu andamento depende o tempo total de parada da planta. Este fato justifica a permanente preocupação em reduzir os prazos para as inspeções dos geradores de vapor. Uma inspeção considerada padrão de dois geradores de vapor, com apenas um equipamento de inspeção por gerador de vapor, empregaria em torno de 25 pessoas, teria duração prevista para 18 dias.

O objetivo da inspeção é detectar, localizar e dimensionar indicações nos tubos, e tamponar os tubos cujas indicações superem os limites de tamponamento, isto é, que superem limites relacionados à integridade estrutural e ao vazamento entre primário e secundário da planta. O termo indicação se aplica neste caso e não defeito. Isto porque a inspeção em serviço dos tubos de geradores de vapor se faz por meio indireto. Não se tem acesso direto ao defeito, portanto há incertezas quanto a sua localização, dimensões, geometria ou mesmo quanto a sua real existência. As indicações são indícios de defeitos, estes podendo ser trincas, perfurações, perdas de espessura ou deformações no tubo.

3.1 Diretrizes Básicas para Inspeções

Conforme normas americanas o projeto do gerador de vapor deve considerar que todos os tubos devem estar acessíveis para inspeção e tamponamento. O método de inspeção deve estar habilitado a detectar quaisquer defeitos com penetração de 20% ou mais na espessura do tubo conforme *Standard Review Plan*, seção 5.4.2.2 (U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1981).

De acordo com o Regulatory Guide 1.83 (U. S. Nuclear Regulatory Commission, 1975) o método de inspeção recomendado é o de correntes parasitas, porém é dada abertura para outras técnicas equivalentes. Este documento define o intervalo entre inspeções, que deve ser superior a 12 e não superior a 24 meses e a amplitude da inspeção que depende dos resultados das inspeções anteriores.

Apesar da abertura oferecida pelo órgão regulamentador americano para uso de outras técnicas de inspeção e das limitações que as técnicas por correntes parasitas apresentam, a inspeção por correntes parasitas é empregada em larga escala. O uso de outras técnicas, como ultra-sonografia, se restringe a casos isolados e específicos.

3.2 Inspeção por Correntes Parasitas

No volume 17 do *ASM Handbook* (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1989-b) se encontra uma descrição detalhada da técnica de correntes parasitas – “*eddy current*”. O princípio básico desta técnica de inspeção está em induzir a formação de um circuito de corrente elétrica no interior da peça metálica que se deseja inspecionar. Esta corrente é induzida pela aproximação de uma bobina elétrica, pela qual circula uma corrente elétrica alternada chamada corrente de excitação. O campo magnético formado pela bobina induz na peça metálica próxima a formação de uma corrente parasita que circula pela peça localizadamente na

região próxima à bobina de indução. O campo magnético gerado pela bobina é orientado paralelamente ao eixo da bobina. As correntes parasitas induzidas circularão pela peça sob inspeção em planos perpendiculares ao eixo da bobina de excitação. No caso de inspeções de tubos de geradores de vapor a bobina de excitação é introduzida dentro do tubo através de um cabo sonda.

As correntes parasitas geradas têm características marcantes de magnitude e fase. Estas características dependem do campo eletromagnético primário formado pela corrente de excitação, das propriedades eletromagnéticas do material da peça em inspeção, da homogeneidade da peça, seja esta na sua estrutura ou relacionada à presença de descontinuidades, e da presença de partes metálicas outras próximas à peça.

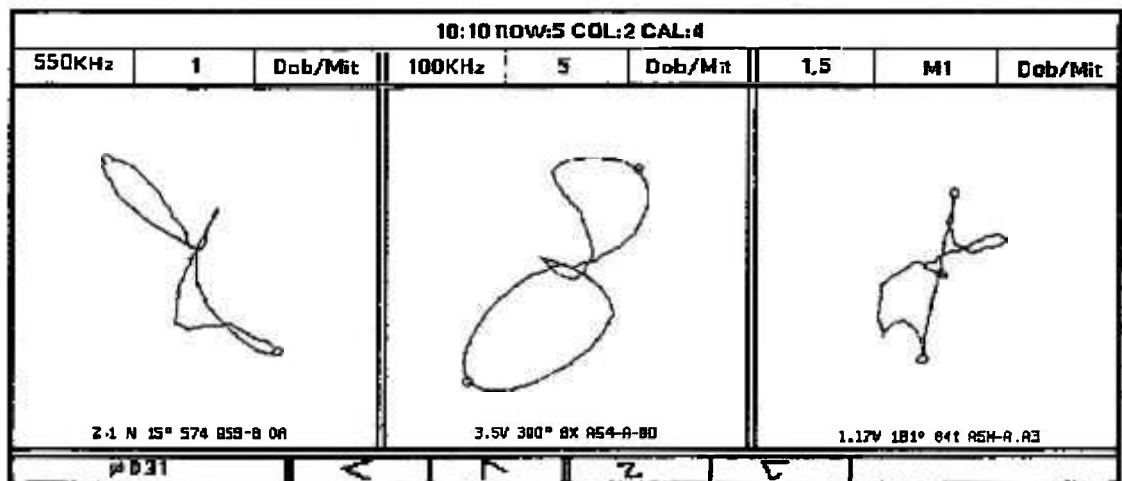
As correntes parasitas geradas na peça, por sua vez, dão origem ao seu próprio campo eletro-magnético. Ocorre um efeito de eco, o campo eletromagnético das correntes parasitas se sobrepõe ao campo original das correntes de excitação. O campo secundário tem efeito sobre a bobina de excitação impondo alterações no circuito de indução, ocorrem alterações de impedância, voltagem e corrente. O resultado final pode ser avaliado monitorando as variáveis elétricas do próprio circuito de excitação ou de um circuito independente, neste caso outra bobina está presente na sonda para análise do campo induzido.

As correntes parasitas, e por consequência seu campo eletromagnético, são fortemente dependentes da presença de descontinuidades. Defeitos como trincas ou poros deformam as correntes induzidas na peça, representando alterações no campo eletromagnético. Estas deformações seguem padrões que podem ser associados com os defeitos presentes na peça. Com isto é possível associar o sinal obtido com o defeito, e estimar sua localização e dimensões.

Para visualização dos sinais em princípio basta o uso de osciloscópio vinculado ao circuito de excitação ou a um circuito de leitura. O sinal se apresenta no osciloscópio na forma gráfica bidimensional de um digrama de impedância. Os

eixos deste diagrama são a resistência e reatância elétrica do circuito. O resultado se expressa como formas geométricas fechadas conhecidas como figuras de Lissajous (FIG. 2). Estas figuras podem ser interpretadas pelo analista que, dadas a forma e dimensões da figura, as associa ao tipo de defeito, sua localização e dimensões.

FIGURA 2 – FIGURAS DE LISSAJOUS



O emprego de técnicas modernas de análise de dados permite que a interface com o analista possa ser facilitada. O uso de sistemas de análise automática permite se acessar diretamente na tela de um terminal uma representação gráfica tridimensional do possível defeito. No caso específico da inspeção de tubos de geradores de vapor, as técnicas atualmente em uso permitem que os dados possam ser visualizados de três formas distintas: gráficos contínuos de fase ou amplitude do sinal de impedância em função da posição no tubo; gráficos de Lissajous do sinal de impedância para uma dada posição do tubo; gráfico tridimensional de um dado trecho do tubo representado. Esta figura tridimensional é montada a partir da superfície nominal desenvolvida do tubo, a superfície do tubo com todas as irregularidades e defeitos estimados.

As correntes parasitas têm uma tendência a serem superficiais, porém a profundidade em que circulam as correntes depende da frequência de excitação.

Quanto mais baixa a frequência maior será a penetração das correntes parasitas na peça, porém menor é a sensibilidade, dificultando a detecção de pequenos defeitos. Técnicas de emprego de multi-freqüências de excitação não só possibilitam garantir o processo por correntes parasitas como um método de inspeção volumétrica, como permitem maior precisão na estimativa de profundidades de localização de defeitos. De qualquer forma, a estimativa do comprimento de uma trinca, por exemplo, é sempre mais precisa que as avaliações que podem ser feitas quanto à sua profundidade.

As sondas circulares – “*bobbin coils*” - normalmente usam duas bobinas atreladas ao circuito de excitação. Conforme a disposição destas bobinas na sonda, esta pode operar no modo absoluto ou diferencial. Com as bobinas concêntricas, a bobina interna serve apenas de referência, somente a bobina externa é sensível ao campo magnético e a sonda opera no modo absoluto. Sondas absolutas respondem a todas as variáveis que afetam as correntes parasitas, incluindo parâmetros da peça em inspeção como resistividade, permeabilidade magnética, e geometria (VAN DRUNEN e CECCO, 1984). Quando as bobinas são dispostas em paralelo, ambas são sensíveis ao campo eletromagnético. Neste caso o sinal obtido corresponde à diferença entre a leitura das duas bobinas, equivalente a seções adjacentes do material. No modo diferencial o sinal representa a diferença entre duas seções, portanto apenas discrepâncias entre as seções repercutem no sinal. O sinal obtido por sondas diferenciais é mais nítido, porém defeitos longos, maiores que a distância entre bobinas, podem não ser detectados.

As sondas circulares em uso em inspeção de tubos de geradores de vapor são excitadas em multi-freqüências (algo como quatro freqüências distintas entre 50 e 1000 Hz) e operam simultaneamente no modo diferencial e absoluto. O emprego de multi-freqüências, bem como a leitura de sinais diferenciais e absolutos, possibilita ao sistema de análise de dados discriminar os efeitos de ruídos devido

à proximidade com espelho e placas suportes ou devido à presença de lama e depósitos do lado externo do tubo. Desta forma é possível eliminar ruídos que mascaram o sinal de um defeito¹.

Os equipamentos de inspeção e sondas têm características e limitações distintas. Há conjuntos para inspeção completa do tubo, habilitados para percorrer inclusive os tubos com o raio de curvatura menor do gerador de vapor. Outros modelos dispõem de cabeçotes duplos que inserem duas sondas simultaneamente colhendo dados de dois tubos ao mesmo tempo. Há ainda modelos de equipamento específicos, empregados apenas na inspeção de dadas regiões dos tubos, como a região da transição tubo/espelho (local mais propenso a defeito e de inspeção mais difícil).

A aplicabilidade da inspeção por correntes parasitas está limitada àqueles defeitos que representam uma barreira à circulação das correntes. Assim, no caso de inspeções de tubos, o emprego de sondas circulares, com bobinas com eixo longitudinal paralelo ao eixo do tubo, inviabiliza a detecção de defeitos circunferenciais. Para a efetiva detecção de defeitos circunferenciais é necessário recorrer a bobinas com eixo disposto perpendicular à parede do tubo. Sondas especiais denominadas rotativas – “*pancake coil*” - têm seu emprego específico em locais sujeitos a trincas circunferenciais ou onde as indicações oferecidas pelas sondas circulares não permitem uma precisa avaliação do defeito. As sondas rotativas representam por um lado uma maior precisão, mas, como devem ter movimento rotacional para que sua bobina faça a varredura circunferencial do tubo, são mais onerosas e representam uma velocidade de inspeção menor. A velocidade de arrasto da sonda circular é superior a cinco vezes à das sondas rotativas.

¹ Informação fornecida pelo pessoal da empresa *Tecnatom*, encarregada da inspeção dos tubos dos geradores de vapor de Angra 1 na parada de novembro de 1998 acompanhada pelo autor.

3.3 Confiabilidade da Inspeção por Correntes Parasitas

A principal limitação das técnicas de inspeção por correntes parasitas está no fato de apenas defeitos que perturbam ou alteram o fluxo de correntes parasitas na peça podem ser detectados. Esta limitação, no entanto, é eliminada com o uso de sondas especiais.

Ocorrem perturbações no sinal devido a ruídos causados pela proximidade de placas suporte e principalmente do espelho. Estas perturbações são menos graves porque o material dos tubos de geradores de vapor é não ferromagnético. O sinal de materiais ferromagnéticos, caso do espelho e das placas suportes, é geralmente pequeno (VAN DRUNEN e CECCO, 1984), causando dificuldades menores na interpretação do sinal. De qualquer forma, é necessário o emprego de peças de calibração que levam em conta, simulando, espelho e placas suportes.

Depósitos sobre o espelho e aderências à superfície externa dos tubos trazem dificuldades à inspeção por correntes parasitas (MACDONALD et alli, 1996). A lama que se deposita sobre o espelho e as incrustações nos tubos contêm magnetita, que por ser ferromagnética e ter alta permeabilidade traz ruído ao sinal da inspeção. A espessura e composição da lama e as incrustações não podem ser previstas. Portanto não podem ser simuladas na calibração dos equipamentos de inspeção.

A região de transição de expansão do tubo junto ao espelho representa dificuldades à inspeção devido à variação do diâmetro interno e da espessura do tubo (MACDONALD et alli, 1996).

A inspeção de tubos de geradores de vapor está sujeita a fatores que podem mascarar os resultados encobrindo defeitos ou resultando em dimensões subestimadas. A precisão dos valores reportados depende do tipo de defeito e de sua localização.

Conforme é possível se concluir do trabalho de BEHRAVESH et alli (1995), pode-se esperar grande precisão para defeitos que representem maiores perdas de volume de material. Por outro lado defeitos como ataque intergranular e corrosão sob tensão apresentam menor probabilidade de correta detecção. A probabilidade de detecção de defeitos varia também em função de suas dimensões. Defeitos de grandes dimensões que representam um sinal com voltagem igual ou superior a 2 V são detectados em média com probabilidade de 99,1 %. Por outro lado, defeitos pequenos, com voltagem menor que 0,25 V, são detectados apenas 35,5 % das vezes.

A profundidade de um defeito não é um parâmetro que possa ser determinado com precisão. Conforme a *Generic Letter 97-05* (U.S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1997), a habilidade de dimensionar a profundidade de indicações é possível apenas para alguns modos de deterioração específicos; especificamente, deteriorações por ataque intergranular e corrosão sob tensão são difíceis de dimensionar. Um defeito externo ao tubo pode ter sua profundidade avaliada dentro de no máximo uma precisão de $\pm 10\%$ da espessura de parede do tubo, já se o defeito for interno a precisão não ultrapassa $\pm 20\%$ da espessura do tubo, conforme VAN DRUNEN e CECCO (1984). HENRY e WELTY (1996) reportam que, empregando técnicas específicas, é possível dimensionar a profundidade do defeito dentro de um erro de 10%. Uma faixa de erro considerada adequada, conforme OBRUTSKY et alli (1995), para a profundidade seria de $\pm 15\%$.

Quanto ao do comprimento de um defeito linear, é de se esperar que comparativamente haja maior precisão em sua estimativa. De fato, para trincas pelo lado interno do tubo, o trabalho de compilação e análise de dados de inspeções em diversos países feito pelo *Electric Power Research Institute* concluiu que a média de erro entre comprimento medido e o comprimento real é de $-0,39$ mm, ou seja, o valor real é 0,39 mm menor que valor reportado (GORMAN et alli, 1996). A faixa de limite de confiabilidade de 95% se encontra a 2,12 mm da média. O trabalho de MACDONALD et alli (1996) praticamente

confirma estas informações ao considerar aceitável uma faixa de $\pm 1,5$ mm para o erro de comprimento de indicações de trincas internas.

Todos os valores apresentados nos parágrafos anteriores foram obtidos em trabalhos que se basearam em levantamentos de desempenho de inspetores e equipamentos através de simulações de inspeções em tubos artificialmente deteriorados ou tubos deteriorados em serviço e retirados. Para que as incertezas de medida possam ser precisamente consideradas nas avaliações é necessário exigir a qualificação do pessoal e dos equipamentos de inspeção. Esta qualificação teria como objetivo quantificar quais são os erros de medida esperados no caso específico do pessoal e dos equipamentos que estarão realizando a inspeção.

4 CRITÉRIO DE TAMPONAMENTO

Os tubos dos geradores de vapor são equipamentos sujeitos a deterioração em serviço. Admite-se conviver com defeitos, desde que os defeitos identificados não afetem a segurança operacional da planta. Critério de tamponamento representa o limite aceitável do defeito. Como defeitos podem assumir diferentes características, como tipo, localização e mecanismo de deterioração que está atuando para seu crescimento, o critério de tamponamento deve ser específico para um dado conjunto de defeitos com as mesmas características.

Considerando um conjunto de indicações que a inspeção em serviço vinculou a um grupo de defeitos com as mesmas características, o critério de tamponamento deve estabelecer quais indicações são aceitáveis e quais requerem o reparo ou tamponamento do tubo. Em geral, o critério de tamponamento representa um limite dimensional, como profundidade ou comprimento da indicação.

Os critérios de tamponamento são definidos pelo operador da planta e devem ser aprovados previamente pelo órgão licenciador. Basicamente devem ser definidos limites dimensionais para indicações de defeitos específicos quanto a sua localização e mecanismo de degradação vinculado. Estes limites são estabelecidos através de critérios de análise de integridade estrutural que direta ou indiretamente resguardam um limite de risco aceitável para operação do equipamento pelo próximo período operacional. Também são considerados, para o estabelecimento de critérios de tamponamento, os limites de vazamento admissível.

O critério de tamponamento de tubos de geradores de vapor é um ponto de insatisfação para os operadores de plantas nucleares. O critério de tamponamento adotado varia de país para país, dependendo das regras impostas por cada respectivo órgão regulamentador. Originalmente, salvo raras exceções,

os critérios adotados impunham limites para o percentual comprometido da espessura de parede do tubo.

A base destes critérios se encontra na legislação norte-americana. O *U.S. Code of Federal Regulations* em sua seção 10 CFR - parte 50, especifica as regras e preceitos básicos requeridos para a implantação de uma planta nuclear de potência. Esta mesma legislação, em seu parágrafo §50.55a – *Codes and Standards*, requer o uso do *ASME Boiler and Pressure Vessel Code* (ASME, 1992) como base para projeto, fabricação e inspeção de equipamentos da planta. A seção XI deste código, dedicada exclusivamente a inspeções em serviço de equipamentos nucleares, apresenta os critérios para inspeção de tubos de geradores de vapor. Entre os requisitos apresentados se destaca a imposição de um limite máximo para aceitação de indicações de trincas. Conforme o artigo IWB-3521.1 devem ser retirados de serviço quaisquer tubos que apresentem indicações de trincas que comprometam mais que 40% da espessura de parede do tubo.

Além de ter sido e ainda estar sendo formalmente usado nos Estados Unidos, o mesmo critério, em alguns casos com percentual limite diferente, tem sido adotado também na Bélgica, Canadá, Espanha, Suíça, Suécia e Alemanha (INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, 1997). Exceções importantes são a França que seguiu uma filosofia de inspeção agressiva e controle criterioso de taxas de vazamento e o Japão que adotou o simples critério de trincas zero ou, seja, trincas não são admissíveis em nenhuma circunstância. O Brasil segue, como base, os critérios estabelecidos pela legislação e pelas normas norte-americanas.

Críticas com relação ao excesso de conservadorismo deste critério começaram a surgir assim que deteriorações de tubos em grande escala começaram a representar um risco para a viabilidade econômica das plantas

afetadas e, principalmente, quando surgiram fortes indícios de que, com a sua aplicação, haveria comprometimento da vida útil das plantas. Apesar de, na operação da planta, serem tolerados vazamentos², pelos critérios do código ASME (ASME, 1992) a presença de trincas passantes, mesmo que controladas, não é admissível.

Crítérios alternativos sempre foram aceitáveis, porém deveriam ser previamente submetidos à aprovação do *U.S. Nuclear Regulatory Commission*, no caso específico de plantas americanas. Esta abertura já era dada no *Regulatory Guide 1.83* (US REGULATORY COMMISSION, 1975). As diretrizes básicas que deveriam ser obedecidas são apresentadas no *Regulatory Guide 1.121* (US REGULATORY COMMISSION, 1977). Neste último documento são definidos os critérios de aceitação de indicações de defeitos. Conforme nele consta, indicações de defeitos inaceitáveis se enquadram em três categorias:

- a. Indicações de trincas passantes que não apresentem adequada margem de segurança tanto durante operação normal quanto durante condições de acidente postulado.
- b. Indicações de trincas parciais e desgastes, ocorrendo em conjunto ou separadamente, de tal forma que a espessura de parede remanescente seja menor que a mínima espessura de parede aceitável.
- c. Indicações de trincas passantes, parciais, desgastes ou a combinação destes que excedam o limite operacional.

Em princípio, portanto, as aberturas necessárias para a implantação de critérios alternativos de tamponamento já estavam a disposição. Faltava, porém,

² As especificações técnicas das plantas nucleares apresentam valores máximos toleráveis de vazamento entre primário e secundário. Os valores especificados devem atender aos limites de dose de radiação tolerados nas fronteiras da planta especificados na legislação de cada país.

definir melhor os conceitos e detalhar as bases para aceitação de um critério alternativo. A falta de um modelo resultava em um processo desgastante e oneroso a ser empreendido por cada operador de planta isoladamente.

Em vários países, trabalhos foram iniciados para se estabelecer bases para adoção de critérios alternativos. Seguindo as diretrizes do *Regulatory Guide* 1.121, estas bases deveriam definir como estabelecer limites dimensionais para indicações de defeitos que assegurassem a integridade estrutural e operacional da planta. Ou seja, definir limites para indicações de defeitos que, com margens de segurança aceitáveis, permitissem ao tubo ainda suportar os carregamentos de operação normal e de acidente e que não representassem risco de vazamentos além das taxas admissíveis.

Alguns países já assumem formalmente critérios de tamponamento alternativos, em outros a implantação de critérios alternativos ainda continua a ser analisada caso a caso. Porém, já há uma definição das bases aceitáveis nestes casos.

Nos Estados Unidos existem propostas alternativas em uso em casos específicos e uma proposição de critério a ser formalizada já foi apresentada para avaliação da comunidade tecno-científica. Em 1998 foi emitida uma proposta de *Regulatory Guide* (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998) para comentários e avaliações. Este documento, *Draft Regulatory Guide* DG-1074, contempla definições e informações que se sobrepõem e complementam os *Regulatory Guide* 1.83 e 1.121. É intenção do U.S. *Regulatory Commission* que a aprovação final do documento DG-1074 torne obsoletos os *Regulatory Guides* 1.83 e 1.121.

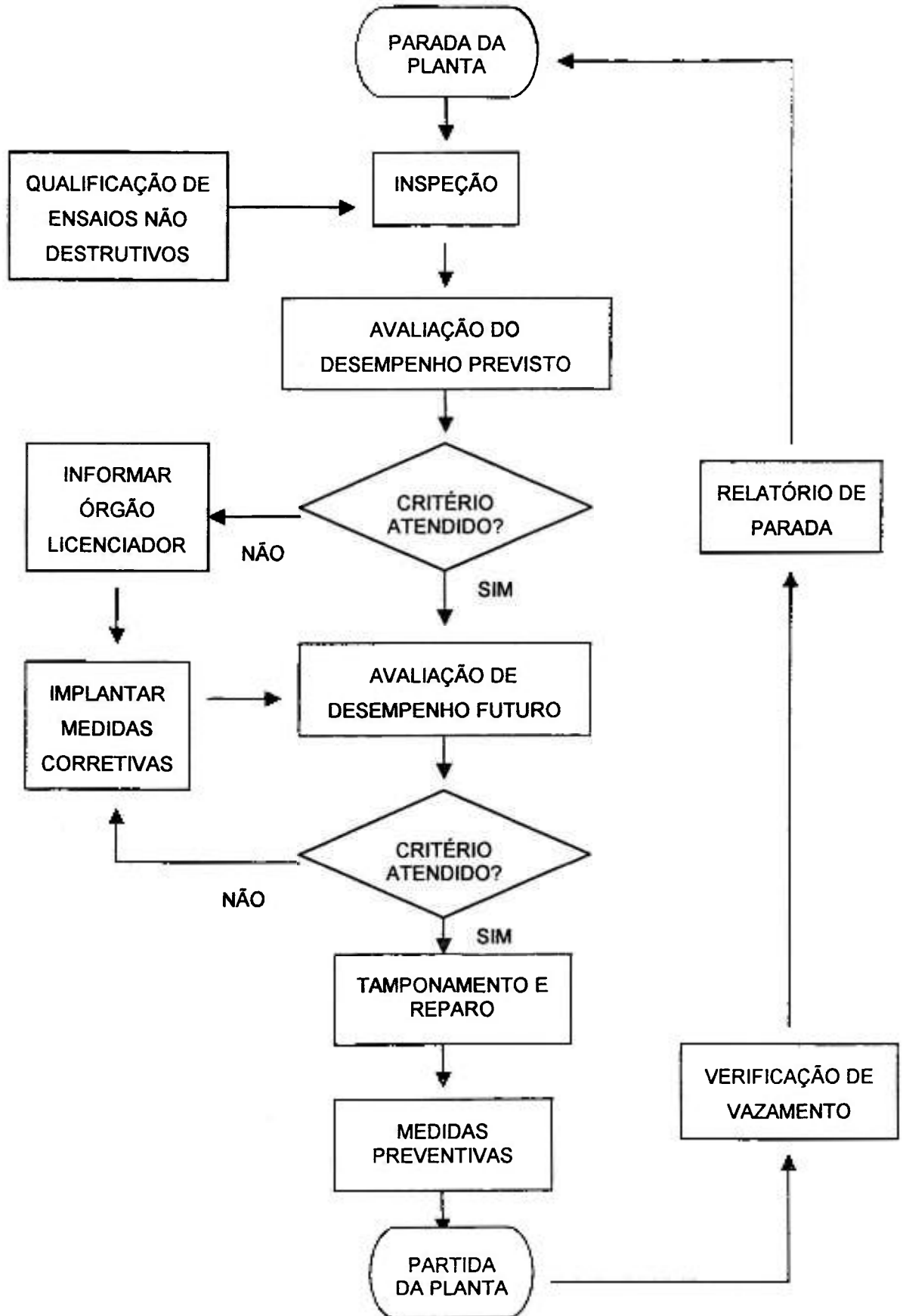
5 CRITÉRIO PARA ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL PROPOSTO PELO *DRAFT REGULATORY GUIDE* DG-1074

5.1 Programa de Integridade

O *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998) representa uma proposta de avanço em relação à regulamentação anterior. Sua implantação significará uma mudança de filosofia na abordagem da inspeção em serviço de geradores de vapor e de seu impacto na análise de integridade estrutural do equipamento. Basicamente o que se propõe é a implantação de um programa estruturado que vise assegurar a integridade do equipamento e a segurança operacional da planta. Para tanto o programa deverá cobrir e integrar todos os aspectos e fases da inspeção, avaliação de indicações de defeitos, reparo e verificação de desempenho posterior do equipamento.

A FIG. 3 apresenta o fluxograma de eventos cobertos pelo programa proposto. Cada uma das etapas deste programa é coberta pelo documento DG-1074, sendo apresentados os requisitos específicos para seu cumprimento.

FIGURA 3 – FLUXOGRAMA DO PROGRAMA DE INTEGRIDADE



O programa se baseia fundamentalmente em duas etapas de avaliação de desempenho. A etapa indicada como “Avaliação do Desempenho Previsto” (nomeada de “*Condition Monitoring*” no documento) se resume numa verificação do desempenho e propagação de defeitos com base no assumido na inspeção anterior, ou seja, representa uma validação do desempenho previsto anteriormente. Qualquer desvio implica em uma obrigatória reavaliação de critérios para previsão a serem adotados na inspeção em andamento. Já a etapa “Avaliação de Desempenho Futuro” (denominada “*Operational Assessment*” no documento) objetiva estabelecer o critério de análise de integridade estrutural para a inspeção em andamento com base na análise de desempenho previsto para o equipamento até o início da próxima parada da planta. Tanto na avaliação de desempenho previsto como na de desempenho futuro dois tópicos devem ser abordados: integridade estrutural e análise de vazamento.

Outro ponto fundamental deste programa é o estabelecimento de regras para qualificação e validação dos processos de ensaios não destrutivos. Com esta abordagem é possível se assumir com maior confiabilidade os erros de medida para as dimensões de defeitos avaliados pelos ensaios não destrutivos empregados na inspeção.

5.2 Integridade Estrutural

O objetivo das análises de integridade estrutural é garantir que margens satisfatórias estejam sendo mantidas tanto sob condições de carregamento de operação normal como sob condições de acidente postulado.

Duas abordagens distintas são apresentadas: determinística e probabilística.

5.2.1 Critério Determinístico (Critério Probabilístico Tubo a Tubo)

Nas chamadas análises por critério determinístico o objetivo é garantir que todos os tubos mantenham margens de segurança contra a falha consistentes com os fatores de segurança implícitos aos critérios de limite de tensões do *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, seção III, para todos os níveis de carregamento especificados.

Em outras palavras, todos os tubos devem apresentar uma margem de segurança de no mínimo:

- 3,0 contra falha sob quaisquer combinações de carregamentos consideradas como condições normais de operação; nesta categoria se incluem aquecimento, operação em qualquer faixa de potência, resfriamento da planta e quaisquer transitórios considerados normais de operação para a planta;
- 1,43 contra falha sob quaisquer combinações de carregamentos consideradas como condição de acidente da planta; normalmente estão incluídos neste caso entre outros eventos os acidentes de ruptura de tubulações tanto do primário como do secundário e o terremoto de desligamento seguro.

Tanto para condições normais como de acidente, os eventos isolados ou combinados que devem ser considerados resultam em carregamentos a serem impostos aos tubos na forma de carregamentos de pressão, carregamentos térmicos, cargas externas devido à interação com outras partes da estrutura do equipamento ou devido à ação do fluxo de refrigerante. Estes carregamentos podem ser estáticos ou dinâmicos.

O *Draft Regulatory Guide* DG-1074 requer ainda que os limites estruturais para cada tipo de defeito sejam estabelecidos considerando as incertezas de todas as variáveis envolvidas. Citando *ipsis litteris* o documento: "*the analysis should account for all significant uncertainties so that an indication measured by inservice*

NDE inspection to be at structural limit satisfies the performance criteria with a probability of 0.95 evaluated at 50% confidence" (a análise deve considerar todas as incertezas significativas de tal forma que uma indicação medida por ensaio não destrutivo na inspeção em serviço correspondendo ao limite estrutural satisfaça ao critério de desempenho com uma probabilidade de 0,95 avaliada a 50% de confiança). Conclui-se que o critério determinístico apresentado não é determinístico puro. Na verdade é um critério probabilístico de análise tubo a tubo.

Em resumo, olhando sob a óptica apresentada pelo *Draft Regulatory Guide* DG-1074, deve-se comprovar que todos os tubos quando sujeitos a carregamentos 3,0 vezes superiores aos impostos pelas condições de operação normais, ou 1,43 vezes superiores aos carregamentos de condições de acidente têm probabilidade média de falha não superiores a 5%.

Quando é feita a "Avaliação do Desempenho Previsto" os tubos portando as indicações de defeitos devem ser analisados sob este critério. A verificação se aplica à condição "de momento". Portanto não é feita nenhuma consideração quanto a possível evolução dos defeitos, nem devem ser desconsiderados tubos que eventualmente venham a ser tamponados. Todos os tubos devem ser incluídos na verificação e esta deve considerar a situação real de momento dos tubos. O objetivo é comprovar que o critério adotado na inspeção anterior foi efetivo ao manter as margens de segurança requeridas.

Na "Avaliação de Desempenho Futuro" devem ser consideradas previsões para as evoluções dos defeitos. Os tubos devem ser analisados com as indicações de defeitos com as dimensões previstas para o fim do período operacional seguinte a inspeção. O objetivo é assegurar que as margens de segurança serão mantidas até o fim da próxima parada da planta. Os tubos que sob esta análise não atenderem às margens de segurança deverão ser tamponados ou reparados.

O critério determinístico representa uma análise da integridade tubo a tubo. Cada tubo isoladamente deve atender a uma margem de segurança contra a

falha com relação aos carregamentos impostos. Assim, conforme este critério um gerador de vapor poderia operar, por exemplo, com 100 ou 1000 tubos com indicações de trincas correspondentes a comprimentos limites. No entanto, quaisquer indicações de trincas que superem minimamente o comprimento limite exigem o tamponamento ou reparo do tubo. Este critério propõe a avaliação de integridade do equipamento como um todo pela avaliação de cada tubo individualmente.

5.2.2 Critério Probabilístico (Critério Probabilístico Global)

O critério probabilístico é descrito pelo *Draft Regulatory Guide* DG-1074 como uma alternativa ao critério determinístico apresentado anteriormente.

A sua aplicação implica a adoção de uma análise de probabilidades de falha globais dos geradores de vapor da planta. Dois são os requisitos básicos a serem atendidos:

- A frequência esperada de falha de tubos dos geradores de vapor da planta sob condições normais de operação não deve exceder $2,5 \times 10^{-3}$ por ano de operação a plena potência.
- A probabilidade condicional³ de falha de um ou mais tubos dos geradores de vapor da planta sob condições de acidente postulado não deve exceder $2,5 \times 10^{-2}$.

³ O critério proposto para avaliação em condições normais de operação assume que o equipamento estará operando permanentemente em condições de plena potência. Neste caso se aplica o conceito de frequência de colapsos por ano para definir o limite. Quando avaliando condições de acidente, o conceito adotado é o de probabilidade condicional. O intuito é quantificar qual a probabilidade de colapso caso ocorra uma condição de acidente durante o período operacional.

Estes requisitos englobam a consideração de todos os tipos de defeitos e suas localizações concomitantemente. Adicionalmente se requer que a análise aplicada a cada tipo de defeito isoladamente considere apenas 40% dos valores limites apresentados. Assim, para uma dada indicação de defeito em uma localização específica, o limite para a frequência de falha em condições normais de operação é de $1,0 \times 10^{-3}$, e a probabilidade de falha em condições de acidente é de $1,0 \times 10^{-2}$.

A análise deve ser feita considerando incertezas nas propriedades dos materiais, na medida de dimensões das indicações, nas taxas de crescimento de defeitos e nos modelos de pressão de colapso. Os resultados finais de frequência e probabilidade de falha a serem considerados devem ser os valores médios estimados.

Novamente, quando é feita a “Avaliação do Desempenho Previsto”, todos os tubos devem ser incluídos na verificação e esta deve considerar a situação real de momento dos tubos. Neste caso, porém, deve-se ressaltar que mesmo os tubos reportados como sãos devem ser considerados já que mesmo estes têm probabilidades intrínsecas de falha. Todos os tubos devem ser considerados com defeitos com dimensões estimadas para o fim do período operacional seguinte à inspeção em curso.

Na “Avaliação de Desempenho Futuro”, em uma primeira etapa, todos os tubos são considerados. A frequência e probabilidade de falha são determinadas e comparadas com os limites. O tamponamento é imposto gradativamente a partir dos tubos com indicações de defeitos mais severos. A cada etapa, frequência e probabilidade de falha são reavaliadas até que os limites requeridos sejam atingidos. Em uma primeira fase cada tipo de indicação de defeito deve ser analisado separadamente para determinar seu limite de tamponamento preliminar. Na fase seguinte todos as indicações de defeitos são avaliadas em conjunto, porém são considerados já tamponados os tubos cujas indicações de defeitos excederam os limites determinados na análise em separado. Caso os

limites de frequência e probabilidade de falha globais sejam superados mais tubos devem ser retirados de serviço.

O critério probabilístico apresentado se caracteriza por englobar a falha geral dos geradores de vapor da planta. Sua aplicabilidade exige que todos os tubos de todos os geradores de vapor da planta sejam previamente inspecionados para que o critério de análise de integridade estrutural seja determinado.

6 MODELO PARA DETERMINAÇÃO DA PRESSÃO CRÍTICA DE COLAPSO PARA TUBOS COM TRINCAS AXIAIS PASSANTES

A alta ductilidade dos materiais empregados e a pequena espessura dos tubos impõem que tanto a propagação de trincas como o resultante colapso do tubo se dêem de forma plástica. O modo de falha considerado para avaliação do colapso de tubos de geradores de vapor trincados é o de instabilidade plástica.

O modelo empregado neste trabalho foi desenvolvido a partir de abordagens analíticas, e conta forte base experimental. Vários trabalhos experimentais (MIKSCH et alli, 1981; HERNALSTEEN, 1984; BERGE et alli, 1984, HUTIN e BILLON, 1985; GOWDA e BEGLEY, 1986; AZODI et alli, 1987; FLESCH e COCHET, 1990; ESTEBAN et alli, 1990; MAJUMDAR, 1996; DIERCKS et alli, 1997) foram realizados para levantar dados que permitam a previsão de falha por instabilidade plástica de tubos. Tanto tubos trincados retirados de serviço como tubos com trincas usinadas foram testados extensivamente.

Estas abordagens semi-empíricas se baseiam em dois conceitos básicos, desenvolvidos por HAHN et alli (1969) e aprimorados por EDORGAN (1976):

- a propriedade mecânica do material que governa o seu limite de resistência à instabilidade plástica é a tensão de colapso plástico ("*flow stress*" em inglês);
- a presença de uma trinca representa um fator que reduz o limite de resistência do tubo, e este fator pode ser avaliado em função das dimensões da trinca e do tubo.

A tensão de colapso plástico do material (S_f) é tomada como uma função das tensões de escoamento (S_y) e de limite de ruptura (S_u). A função adotada

representa em seu caso geral uma proporção da soma de S_y e S_u , conforme apresenta a EQ. 1.

$$S_f = k \cdot (S_y + S_u) \quad (1)$$

Já foram feitas várias propostas para o fator de tensão de colapso (k), a TAB. 1 apresenta alguns valores indicados na literatura. Não há um consenso quanto ao fator a ser empregado. Há basicamente duas correntes de opinião, uma a favor de 0,5 e outra de 0,58. Ambos os valores são justificados por dados experimentais. É esperado que o comportamento do material quanto à instabilidade plástica seja influenciado por propriedades que vão além das tensões de ruptura e escoamento. Fatores ainda não avaliados podem estar influenciando os resultados experimentais.

É difícil assumir que o fator de tensão de colapso possa ser proposto como uma propriedade do material, principalmente considerando resultados experimentais discrepantes apresentados. Sua influência no resultado final da avaliação de trincas não pode ser desprezada – alternar entre 0,50 e 0,58 para o fator de tensão de colapso pode representar uma variação de 16% no comprimento limite de trinca final. Em função destes fatos é possível concluir que é fundamental que sejam feitos levantamentos experimentais específicos deste valor para se justificar a aplicação do modelo de instabilidade plástica a tubos.

O fator que representa a restrição à resistência do tubo devido à presença da trinca é conhecido como “*bulging factor*” (m), neste trabalho denominado fator de deterioração. Seu papel é apresentado analiticamente conforme a EQ. 2.

$$S_{crit} = S_f / m \quad (2)$$

Ou seja, com a presença de uma trinca, a tensão crítica corresponde a uma fração da tensão de colapso plástico determinada pelo fator de deterioração. A

pressão crítica de colapso (P_{crit}) do tubo trincado é função do fator m , além das dimensões do tubo – espessura (t) e raio médio (r) (EQ. 3).

$$P_{crit} = Sf \cdot t / (r \cdot m) \quad (3)$$

O “*bulging factor*” ou fator de deterioração (m) é uma variável experimental. Vários programas de ensaios de colapso de tubos e ajustes de dados obtidos foram realizados (TAB. 1). O fator de deterioração em geral é representado como uma função do fator de casca (λ) desenvolvido por FOLIAS em 1970 (EQ. 4).

$$\lambda = [12 \cdot (1 - \nu^2)]^{1/4} \cdot c / \sqrt{r \cdot t} \quad (4)$$

Onde, c corresponde à metade do comprimento da trinca e ν é o coeficiente de Poisson do material.

A TAB. 1 apresenta uma série de equações propostas para o fator de deterioração. Todas as equações apresentadas foram propostas com base na aderência a dados experimentais. Não há unanimidade, porém é possível afirmar que a EQ. 5 é que possui mais respaldo. Esta equação foi desenvolvida a partir de um programa de pesquisas belga (HERNALSTEEN, 1984), modificado após ter sido adotado pelo programa de pesquisas francês (COCHET e FLESCH, 1987) e finalmente recomendado por um relatório do NRC americano (DIERCKS et alli, 1996).

$$m = 0,614 + 0,386 \cdot e^{(-1.25 \cdot \lambda)} + 0,481 \cdot \lambda \quad (5)$$

TABELA 1 – FATORES DE TENSÃO DE COLAPSO E DE DETERIORAÇÃO

Referência	k	m	Obs.
KASTNER et alli (1981)	0,42	$\sqrt{1+1,61 \cdot \lambda^2}$	1
HERNALSTEEN (1984)	0,57	$0,614+0,386 \cdot e^{-\lambda}+0,481 \cdot \lambda$	2
HUTIN e BILLON (1985)	0,59	—	
GOWDA e BEGLEY (1986)	0,5	$\sqrt{1+1,61 \cdot \lambda^2}$	
AZODI et alli (1987)	0,57	$0,614+0,386 \cdot e^{-\lambda}+0,481 \cdot \lambda$	3
FLESCH et alli (1987)	0,5	$\sqrt{1+1,61 \cdot \lambda^2}$	
GILLOT et alli (1987)	0,58	$\sqrt{1+1,61 \cdot \lambda^2}$ ou $0,614+0,386 \cdot e^{(-1,25 \cdot \lambda)}+0,481 \cdot \lambda$	
COCHET e FLESCH (1987)	0,59	$\sqrt{1+1,61 \cdot \lambda^2}$ ou $0,614+0,386 \cdot e^{(-1,25 \cdot \lambda)}+0,481 \cdot \lambda$	
MAVKO e CIZELJ (1991)	0,545	—	
YU et alli (1994)	0,58	$\sqrt{1+1,61 \cdot \lambda^2} \cdot e$ $\sqrt{1+0,9303 \cdot \lambda^2-0,0157 \cdot \lambda^4} \cdot e$ $\sqrt{1+1,05 \cdot \lambda^2}$	4
GORMAN et alli (1995)	0,58	$0,58/(0,58-1,324 \cdot \lambda) \cdot e$ $0,678+0,426 \cdot e^{(-0,619 \cdot \lambda)}+0,264 \cdot \lambda$	5
MAJUMDAR (1996)	0,5 ~ 0,6	$0,614+0,386 \cdot e^{(-1,25 \cdot \lambda)}+0,481 \cdot \lambda$	
CIZELJ et alli (1996)	0,5	—	
DIERCKS et alli (1996)	0,5	$0,614+0,386 \cdot e^{(-1,25 \cdot \lambda)}+0,481 \cdot \lambda$	
MATTAR NETO e CRUZ (1999)	0,58	$0,614+0,386 \cdot e^{(-1,25 \cdot \lambda)}+0,481 \cdot \lambda$	

Obs.:

- 1- aplicável a tubos sem clara especificação de material, o uso do fator k apresentado para tubos de geradores de vapor é questionável.
- 2- valor levantado experimentalmente para Inconel 600
- 3- valor empregado para Incoloy 800
- 4- a primeira equação é empregada para λ até 2,0, a segunda tem aplicação para λ maior que 2,0 e até 9,0, e a terceira é recomendável para fatores r/t menores que 0,1.
- 5- a primeira equação se aplica para valores de λ entre 0 e 1,82 e a segunda para valores de λ superiores a 1,82.

Ao se assumir um valor para o fator de tensão de colapso e uma equação para o fator de deterioração se estabelece a base para avaliação da integridade estrutural de tubos de geradores de vapor trincados. Por exemplo, assumindo:

- tubo de $\frac{3}{4}$ " BWG 18: $r = 8,98$ mm e $t = 1.09$ mm;
- material com propriedades: $S_y = 300,00$ MPa , $S_u = 600,00$ MPa e $\nu = 0,30$;
- pressão de operação: $P_{op} = 10,00$ MPa;
- pressão de acidente: $P_{ac} = 20,00$ MPa;
- fator de tensão de colapso: $k = 0,58$;

Considerando uma margem de segurança de 3,0 sobre a pressão de operação e de 1,43 sobre a pressão de acidente, a trinca crítica seria de:

$$a_{crit} = 10,66 \text{ mm.}$$

Ou seja, uma pressão de 3,0 vezes a pressão de operação, que é neste caso o carregamento crítico, representa o limite estrutural do tubo com uma trinca de 10,66 mm.

7 ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE TUBOS COM CORROSÃO SOB TENSÃO PELO PRIMÁRIO NA REGIÃO DE TRANSIÇÃO JUNTO AO ESPELHO

A corrosão sob tensão pelo primário na região de transição junto ao espelho, como foi apresentado no item 2.6 do capítulo 2, é um importante mecanismo de deterioração dos tubos de geradores de vapor. A presença de um meio agressivo, de tensões residuais de tração e de material susceptível, no caso de tubos em Inconel 600, são os fatores primordiais à ação deste mecanismo de deterioração. O fato de nenhum destes fatores poder ser eliminado ou mesmo atenuado a contento em geradores de vapor já em operação traz a necessidade de se estabelecer critérios para garantir a convivência segura com os defeitos ocasionados por este mecanismo.

Conforme já discutido, as tensões tanto circunferenciais quanto axiais no lado interno do tubo na região de transição são de tração. Fato é que ocorrem trincas por corrosão sob tensão tanto axiais quanto circunferenciais nesta região. As trincas axiais são de evolução mais previsível. De acordo com INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (1997): "No caso de uma trinca axial, um vazamento ocorrerá antes que o comprimento crítico de trinca seja atingido (levando o tubo à ruptura). Por outro lado, a evolução de trincas circunferenciais não é conhecida. Conseqüentemente, um tubo com trinca⁴ circunferencial é usualmente tamponado ou enluvado imediatamente após a detecção para evitar uma possível ruptura do tubo".

O critério de tamponamento aplicável a trincas circunferenciais na região de transição é, usualmente, tamponar o tubo quaisquer que sejam as dimensões da

⁴ O documento cita "tubo com trinca", mas deve-se interpretar que se está fazendo referência a um tubo com indicação de trinca.

indicação. Trincas axiais, por outro lado, são em geral admissíveis, desde que atendendo ao critério de tamponamento aplicável. O critério de tamponamento deve atender tanto a limites de análise de integridade estrutural quanto a limites de vazamento.

A seguir são apresentados três critérios de análise de integridade estrutural aplicáveis a tubos com trincas axiais causadas por corrosão sob tensão na região de transição junto ao espelho. Estes critérios, a luz das normas do *U.S. Nuclear Regulatory Commission* em vigor, são critérios alternativos. O primeiro critério é de simples aplicação, foi desenvolvido como primeira alternativa aos critérios originais de 40% da espessura, como foi discutido no capítulo 4. Os demais são aplicações das propostas do *Draft Regulatory Guide DG-1074* (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998) detalhados no capítulo 5.

A base para definição de um critério de análise de integridade estrutural está em agregar a um modelo de falha as incertezas inerentes às variáveis que o influenciam. Nos casos que serão apresentados, o modelo de falha é o apresentado no capítulo 6 para tubos com trincas axiais passantes. As variáveis que devem ter suas incertezas consideradas são aquelas inerentes ao tubo (sua geometria e suas propriedades mecânicas), as incertezas da inspeção (precisão na determinação das dimensões do defeito, conforme discutido no capítulo 4), o crescimento do defeito e as incertezas do próprio modelo de falha.

O que se espera de um critério de tamponamento é uma resposta à seguinte questão: esta indicação é aceitável ou o tubo deve ser tamponado? Quanto à análise de integridade estrutural, o objetivo é avaliar de forma direta ou indireta os riscos intrínsecos a uma dada indicação e definir se estes riscos são aceitáveis.

7.1 Critério Determinístico Puro

Este critério surgiu como primeira alternativa ao critério básico de 40% de espessura para trincas axiais na região junto do espelho devido à corrosão sob tensão pelo refrigerante do primário. Foi desenvolvido a partir de trabalhos realizados em diversos países, com destaque para o programa Belga (ROUSSEL e MIGNOT, 1989), e depois aprimorado pelo *Electric Power Research Institute* americano (MACDONALD et alli, 1996; GORMAN et alli, 1995).

Basicamente se resume a aplicação de fatores correspondentes ao crescimento de trinca esperado, às incertezas de medida do comprimento de trinca e devido à rigidez estrutural acrescida ao tubo pela proximidade do espelho. A estes fatores se fazem corresponder valores numéricos equivalentes a comprimento, os quais são acrescidos ou subtraídos do valor de trinca crítico obtido por um modelo de pressão crítica de ruptura.

O equacionamento básico é apresentado na EQ. 6. Nesta equação: A é o valor desejado de comprimento de indicação de trinca admissível; a_{CRI} é o valor de comprimento crítico de trinca obtido no modelo de pressão de ruptura; a_{TS} é o valor de comprimento associado ao reforço oferecido ao tubo pelo espelho; a_{CG} é o valor de comprimento associado ao crescimento de trinca no próximo intervalo de operação; a_{NDE} é o comprimento associado ao erro admitido para as medidas feitas pela inspeção em serviço.

$$A = a_{CRI} + a_{TS} - a_{CG} - a_{NDE} \quad (6)$$

O valor de indicação de trinca admissível (A) obtido corresponde ao limite de comprimento máximo admissível para indicação de trinca. Qualquer indicação de trinca que supere este valor implica no tamponamento ou reparo do tubo.

Para obtenção do comprimento crítico de trinca (a_{CRI}) é possível aplicar um modelo para determinação de pressão crítica de colapso como o apresentado no capítulo 6. Para fazer valer os critérios do *Regulatory Guide* 1.121 (US REGULATORY COMMISSION, 1977) se faz necessário impor, às pressões de operação e acidente, os fatores 3,0 e 1,43 já discutidos. No entanto, o citado *Regulatory Guide* não é suficientemente explícito ao definir como as margens de segurança deveriam ser aplicadas. Quando este critério foi elaborado inicialmente na Bélgica se tomou a opção de não aplicar os fatores de segurança sobre os carregamentos, mas sim sobre os comprimentos de trinca obtidos (GORMAN et alli, 1995). Esta opção é polêmica, pois representa algum ganho no comprimento de indicação de trinca admissível final. Há, portanto, menor margem efetiva de segurança.

Ao avaliar e propor seu critério de análise de integridade estrutural o *Electric Power Research Institute* optou por uma postura mais conservadora, os fatores de segurança são impostos sobre o carregamento (GORMAN et alli, 1995). Por apresentar uma postura mais conservadora e por ter aceitação mais ampla, adota-se neste trabalho a aplicação das margens da segurança sobre os carregamentos.

As propriedades mecânicas do material dos tubos a serem consideradas, tensão limite de ruptura e de escoamento, devem incorporar margens de segurança. A melhor opção é empregar dados correspondentes ao lote de matéria-prima que foi empregado. Porém, dados estatísticos completos raramente estão disponíveis. As informações que se têm disponíveis, em geral, correspondem às mínimas tensões de ruptura e de limite de escoamento a temperatura ambiente, conforme requerido pelos códigos de projeto do equipamento⁵. Quando certificados de matéria-prima estão disponíveis, as

⁵ Os requisitos mínimos para tubos de Inconel 600 conforme ASTM B 163 são: 241 MPa de limite de escoamento e 552 MPa de limite de ruptura (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND

informações que estes apresentam se referem apenas a amostragens mínimas por lotes de centenas ou milhares de tubos.

Não se dispondo de levantamentos estatísticos completos, duas posturas podem ser adotadas: considerar dados de literatura ou adotar os valores mínimos da especificação da matéria prima com um fator de redução devido à correção de temperatura. Esta segunda alternativa é extremamente conservadora, penalizando fortemente os resultados.

Definida a pressão crítica, tomada como o maior valor entre três vezes a pressão de operação e 1,43 vezes a pressão de acidente, e fazendo uso, pela ordem, das EQ. 3, 5 e 4, se obtém o comprimento crítico de trinca: $a_{CRI} = 2 \cdot c$, onde c , conforme empregado na EQ. 4, corresponde à metade do comprimento de trinca.

O fator de correção devido ao reforço do espelho (a_{TS}) foi computado após avaliação experimental. Conforme citado por GORMAN et alli (1995), MACDONALD et alli (1996) e INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (1997), trabalhos da *Belgatom* deram subsídios para a consideração do reforço estrutural que o espelho oferece aos tubos. A influência do reforço do espelho é tanto menor quanto maior o comprimento da trinca, até que para um dado valor de comprimento de trinca nenhum reforço é associado. O fator depende também da bitola do tubo. Para tubos de 3/4 de polegada se aplicam as correlações apresentadas nas EQ. 7. Para tubos de 7/8 de polegada são válidas as correlações da EQ. 8.

$$\begin{aligned}
0 < a_{CRI} \leq 4,5mm &\Rightarrow a_{TS} = 4,5mm \\
4,5 < a_{CRI} \leq 18mm &\Rightarrow a_{TS} = 6,0 - a_{CRI} / 3 \\
18 < a_{CRI} &\Rightarrow a_{TS} = 0
\end{aligned} \tag{7}$$

$$\begin{aligned}
0 < a_{CRI} \leq 8,5mm &\Rightarrow a_{TS} = 4,5mm \\
8,5 < a_{CRI} \leq 22mm &\Rightarrow a_{TS} = 7,33 - a_{CRI} / 3 \\
22 < a_{CRI} &\Rightarrow a_{TS} = 0
\end{aligned} \tag{8}$$

O crescimento de comprimento de trinca (a_{CG}) previsto para o ciclo operacional é função de levantamento estatístico dos valores obtidos entre paradas anteriores. O valor médio de crescimento de trincas aplicado pelos belgas e também adotado como valor de referência pelo *Electric Power Research Institute* (GORMAN et alli, 1995) é de 0,76 mm por ano de operação a plena potência. Cabe ressaltar que o crescimento de trinca sugerido representa uma média, e que o *Electric Power Research Institute* alerta que este valor deve ser encarado com ressalvas (GORMAN et alli, 1995). A INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (1997) recomenda que para o crescimento de trinca sejam empregados valores específicos da planta em análise. Dadas estas recomendações, é prudente considerar alguma margem de segurança para o crescimento de trinca. GORMAN et alli (1995) cita que os trabalhos da *Belgatom* reportam um desvio padrão de 0,83 mm por ano de operação a plena potência para o crescimento de trincas. Considerando o limite do intervalo superior de confiança de 95%, o crescimento de trinca recomendado é de: $a_{CG} = 2,13mm$ por ano de operação a plena potência.

As incertezas devido às medidas de comprimento de trincas são também levantadas com base em trabalho experimental e de campo. Considerando o limite do intervalo superior de confiança de 95% sobre dados experimentais, o valor recomendado pelo *Electric Power Research Institute* é de: $a_{NDE} = 1,73mm$ (GORMAN et alli, 1995; MACDONALD et alli, 1996; INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, 1997).

A título de ilustração, se aplicarmos este critério sobre o exemplo apresentado no item 6 teremos: $A = 9,25$ mm.

Ou seja, seria admissível manter em operação tubos com indicações de trincas axiais passantes de até 9,25 mm. Indicações de trincas de comprimento maior representariam risco superior aos limites de segurança admitidos.

7.2 Critério Probabilístico Tubo a Tubo

A aplicação do critério probabilístico tubo a tubo, conforme critério determinístico apresentado pelo *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998), representa um avanço em relação ao critério determinístico puro apresentado no item anterior. No critério determinístico puro, variáveis fundamentais são consideradas dentro de valores conservadores. Este é o caso das propriedades do material do tubo, das incertezas de medição da inspeção e do crescimento de trinca adotado.

Ao se adotar um critério probabilístico é possível trabalhar com as distribuições das variáveis, reduzindo o conservadorismo.

A adoção do critério probabilístico tem inconvenientes. Exige que se faça um levantamento estatístico e que se estabeleça uma curva de distribuição para cada uma das variáveis envolvidas. E a modelagem exige o uso de ferramentas numéricas de simulação de eventos, ou seja, simuladores tipo Monte-Carlo.

Um simulador que empregue o método de Monte-Carlo é usado, basicamente, para obtenção de informações sobre o desempenho de um sistema a partir de seus componentes, conforme descrevem HAHN e SHAPIRO (1994). É uma ferramenta que permite a análise de uma variável que é governada por outras variáveis estatísticas. Faz uso de um método de amostragem artificial baseado em geradores de números aleatórios. É necessário dispor de um modelo ou equacionamento que relacione as variáveis de entrada à variável que se deseja analisar. As variáveis de entrada devem estar disponíveis na forma de suas distribuições estatísticas. Números aleatórios são usados para estabelecer valores para as variáveis de entrada, realizando-se uma amostragem artificial destas variáveis. Através do equacionamento é obtido o valor da variável de saída. O uso repetitivo desta estratégia permite se obter a distribuição estatística da variável de saída ou um valor confiável de sua média. A confiabilidade do resultado está atrelada à precisão do gerador de números aleatórios usado, ou

seja, ao quão realmente aleatória é a sequência de números gerados, e, principalmente, à quantidade de vezes que o processo é repetido.

7.2.1 Modelo Numérico para Determinação de Limite de Tamponamento por Critério Probabilístico Tubo a Tubo

Foi montado um modelo numérico com simulações de eventos tomando como base as variáveis e suas respectivas distribuições apresentadas na TAB. 2. Este modelo numérico se apresenta como ferramenta para a Avaliação de Desempenho Futuro pelo dito critério determinístico apresentado pelo *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998).

O anexo 1 apresenta a listagem do modelo desenvolvido. O mesmo foi desenvolvido em linguagem *Fortran* versão 90.

Foi tomado como base para desenvolvimento o modelo apresentado por GORMAN et alli (1995), onde é empregado um gerador de números aleatórios baseado em uma propriedade da distribuição normal - o método é referido como método polar. A rotina apresentada utiliza um gerador de números aleatórios em distribuição uniforme e discreta, gerando números entre 0 e 1. O método polar é empregado para converter os números obtidos em valores atrelados a uma distribuição normal padrão.

Apesar de GORMAN et alli (1995) apresentar indícios de eficiência do gerador de números aleatórios empregado em seu modelo, nos modelos desenvolvidos para este trabalho optou-se por empregar uma rotina disponível na biblioteca de funções *IMSL STAT/LIBRARY*, disponível através do aplicativo *Microsoft Fortran Powerstation*. Foi empregada a rotina "RNNOA", que opera através da denominada técnica de aceitação/rejeição (MICROSOFT, 1994-95). A sequência de números gerados simula uma distribuição normal padrão.

A TAB. 2 apresenta as variáveis principais empregadas pelo modelo. Na coluna “nome” da tabela aparecem as notações adotadas para as variáveis no modelo numérico. Estas notações, que diferem daquelas em uso até este ponto, serão empregadas no equacionamento a ser apresentado no restante deste trabalho. A TAB. 2 também discrimina a distribuição considerada para cada variável e seus parâmetros.

As distribuições e parâmetros adotados seguem informações colhidas na literatura – ver notas da TAB. 2. Exceção cabe à adoção de distribuição lognormal para o crescimento de trinca. GORMAN et alli (1995) empregam distribuição normal. Como a grandeza crescimento de trinca não pode assumir valores negativos foi adotada a estratégia de truncar os valores negativos, impondo crescimento de trinca zero quando algum valor negativo surgisse da amostragem artificial. Tal prática, adotada pelos autores do trabalho citado (GORMAN et alli, 1995), implica uma excessiva concentração de valores de crescimento de trinca iguais a zero. Tomando a média e o desvio padrão apresentados para o crescimento de trinca, o valor zero seria atribuído ao crescimento de trinca em 17,99 % das amostragens simuladas.

O uso de distribuição lognormal se justifica neste caso, pois esta distribuição é truncada originalmente em zero. Outro aspecto positivo desta distribuição frente à distribuição normal truncada está no fato da distribuição lognormal ser mais alongada a direita. Conservativamente são, assim, representados crescimentos de trinca mais drásticos em um maior número de vezes.

TABELA 2 – VARIÁVEIS DOS MODELOS PROBABILÍSTICOS

Variável	Nome	Distribuição	Média	Desvio padrão	Obs.
Sy + Su	S	Normal	986,85 MPa	49,19 MPa	1
			948,44 MPa	43,75 MPa	2
Poisson (ν)	po	Constante	0,29		
"k" de colapso plástico	fk	Constante	0,58		3
Dispersão do modelo	B	Normal	0,0	0,0139	4
Raio médio (r)	R	Constante	8,98 mm		5
			10,48 mm		6
Espessura (t)	T	Normal	1,09 mm	0,04 mm	5
			1,27 mm	0,04 mm	6
Crescimento de trinca (a_{CG})	CG	Lognormal	0,76 mm	0,83 mm	7
Erro de Medida (a_{NDE})	NDE	Normal	-0,39 mm	1,33 mm	8

Obs.:

- 1- Soma das tensões limite de ruptura e limite elástico p/ Inconel 600 em tubos de 3/4": 143130 psi com desvio padrão de 7134 psi, obtido em programa de testes realizado pela *Westinghouse* conforme citado por GORMAN et alli (1995).
- 2- Idem para tubos de 7/8": 137560 psi com desvio padrão de 6345 psi.
- 3- Valor condizente com YU et alli (1994), GORMAN et alli (1995) e MATTAR NETO e CRUZ (1999).
- 4- A variável B representa a dispersão do modelo de pressão crítica de colapso, cobre a dispersão dos fatores k e m. O valor corresponde ao empregado por GORMAN et alli (1995).
- 5- Valores sugeridos por GORMAN et alli (1995) para tubos de 3/4".
- 6- Valores sugeridos por GORMAN et alli (1995) para tubos de 7/8".
- 7- Valores de média e desvio padrão apresentados pela *Belgatom* e pelo *Electric Power Research Institute*, citado por GORMAN et alli (1995).
- 8- Valores apresentados pelo *Electric Power Research Institute*, citado por GORMAN et alli (1995).

Foram adotados média e desvio padrão para a distribuição lognormal idênticos aos citados para distribuição normal empregada por GORMAN et alli (1995), valendo-se, para tanto, das equações de transformação apresentadas por HAHN e SHAPIRO (1994). Os coeficientes de posição ("a", equivalente a μ) e de forma ("b", equivalente a σ) da distribuição lognormal são obtidos pelas EQ. 9 e 10 em função da média e desvio padrão desejados⁶.

$$a = \ln CGmean - 1/2 \cdot \ln (CGsd^2 / CGmean^2 + 1) \quad (9)$$

$$b = \sqrt{ \ln (CGsd^2 / CGmean^2 + 1) } \quad (10)$$

Os valores indicados na TAB. 2 são assumidos como parâmetros pelo modelo numérico. Como dados de entrada devem ser fornecidos: a bitola do tubo (BT) - 3/4" ou 7/8", o período de operação em anos a plena potência (OC), a pressão diferencial entre primário e secundário em condição de operação normal (Pop) e a pressão diferencial entre primário e secundário em condição de acidente (Pac).

O modelo numérico trabalha com uma seqüência de passos. Partindo de um comprimento de indicação de trinca (A_m) de 0,0 mm e majorando esta dimensão com intervalos de 0,1 mm.

Para cada dado comprimento de indicação de trinca, os números aleatórios permitem simular um evento através da amostragem artificial das variáveis, conforme EQ. 11, 12, 13, 14. O vetor "X" empregado nestas equações é uma seqüência de números aleatórios obtidos pelo uso da rotina "RNNOA".

$$T = Tmean + X(1) \cdot Tsd \quad (11)$$

⁶ Para todas as variáveis o sub-índice "mean" indica a média da distribuição da variável e o sub-índice "sd" indica o seu desvio padrão.

$$S = S_{\text{mean}} + X(2) \cdot S_{\text{sd}} \quad (12)$$

$$CG = e^{a + X(3) \cdot b} \quad (13)$$

$$NDE = NDE_{\text{mean}} + X(4) \cdot NDE_{\text{sd}} \quad (14)$$

$$B = X(5) \cdot B_{\text{sd}} \quad (15)$$

O fator de correção devido ao reforço do espelho (TS, anteriormente denominado a_{TS}), conforme as correlações EQ. 7 e 8, deve ser obtido a partir do valor do comprimento crítico de trinca. As correlações EQ. 7 e 8 podem ser traduzidas em função do parâmetro A' , definido pela EQ. 16. Nesta equação OC corresponde ao período de operação em anos a plena potência.

$$A' = A_m + OC \cdot CG + NDE \quad (16)$$

Para o caso de tubos de 3/4" de bitola, valem as correlações da EQ. 17 para obter o fator de correção devido ao reforço do espelho⁷.

se $A' < 9$	=>	$TS = 4,5$	
se $9 \leq A' < 18$	=>	$TS = 9 - 0,5 \cdot A'$	
se $A' \geq 18$	=>	$TS = 0$	(17)

⁷ Para tubos de 7/8" as correlações equivalentes são:

se $A' < 13$	=>	$TS = 4,5$
se $13 \leq A' < 22$	=>	$TS = 11 - 0,5 \cdot A'$
se $A' \geq 22$	=>	$TS = 0$

O comprimento a ser considerado comprimento crítico pelo modelo é obtido conforme EQ. 18.

$$A_{cri} = A_m + OC \cdot CG + NDE - TS \quad (18)$$

A pressão crítica de colapso (P_{cri}) do tubo portador da indicação é obtida fazendo uso do modelo de pressão crítica de colapso estabelecido no capítulo 6. Aplicando os resultados das EQ. 1, 4 e 5 na EQ. 3 resulta a EQ. 19 para obtenção da pressão crítica (P_{cri}) a partir do fator de forma (L , anteriormente denominado λ) da EQ. 20.

$$P_{cri} = (S \cdot T / R) \cdot (f_k / (0,614 + 0,386 \cdot e^{-1,25 \cdot L} + 0,481 \cdot L) + B) \quad (19)$$

$$L = (12 \cdot (1 - p_o^2))^{1/4} \cdot A_{cri} / 2 \cdot \sqrt{(R \cdot T)} \quad (20)$$

A comparação da pressão crítica obtida com os valores correspondentes a três vezes a pressão de operação e 1,43 vezes a pressão de acidente, permite concluir se o tubo trincado na condição simulada atende ou não às margens de segurança requeridas. Caso não atenda, é acrescido 1 à quantidade do contador de probabilidade de ruptura (PROB).

Para um mesmo valor de comprimento de indicação (A_m) este processo é repetido. Fazendo uso desta estratégia de forma recorrente, simulando um grande número de eventos, é determinado o percentual de vezes em que as margens de segurança, para o comprimento de indicação considerado, não são atendidas. O modelo numérico simula, para cada comprimento de indicação de trinca, 100.000

eventos (N). A probabilidade de falha⁸ é então obtida pela razão do contador de probabilidade de ruptura pelo número de eventos simulados (PROB / N).

O número de eventos simulados é significativo o bastante para que o modelo apresente, com resultados confiáveis, uma curva de probabilidade de falha em função do comprimento de indicação de trinca do tubo.

Para definir o comprimento de indicação de trinca limite para tamponamento é determinado o comprimento de indicação de trinca ao qual está associada uma probabilidade de falha de 5%. O modelo apresenta este valor e a curva probabilidade de falha x comprimento de indicação de trinca como dados de saída. Adicionalmente as mesmas informações são apresentadas para uma probabilidade de falha de 10%.

⁸ O termo probabilidade de falha como foi empregado significa probabilidade de não atendimento às margens de segurança. Como existem margens de segurança de três sobre a pressão de operação e 1,43 sobre a pressão de acidente, não se deve associar o não cumprimento destas margens com o colapso explícito do tubo.

7.3 Critério Probabilístico Global

O critério probabilístico global aplicável à verificação da probabilidade de falha dos tubos dos geradores de vapor da planta, conforme requisitos do critério probabilístico apresentado pelo *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998), tem como base os mesmos princípios adotados para o critério tubo a tubo. A diferença básica é que o critério global exige que se apresente como dado de entrada toda a distribuição de indicação de defeitos reportada pela inspeção em serviço. Com estes dados, o risco de falha de cada tubo isoladamente é avaliado.

Para cada tubo com indicação de defeito, e para cada tipo de defeito, são determinadas a frequência de falha individual por ano em operação normal a plena potência e a probabilidade de falha individual em condição de acidente. Para determinar estas grandezas, a pressão crítica do tubo é comparada diretamente com os valores de pressão de operação normal e de acidente, não sendo consideradas margens de segurança.

O Limite de Tamponamento é estabelecido de forma que não sejam superados os limites de frequência de falha por ano em operação normal a plena potência nem de probabilidade de falha em condições de acidente. Tubos com indicações de trincas de comprimento superior ao Limite de Tamponamento determinado devem ser reparados ou tamponados.

Foram desenvolvidos dois modelos numéricos considerando o critério probabilístico global. Um modelo simplificado e um modelo para definição do Limite de Tamponamento.

7.3.1 Modelo Numérico Simplificado para Análise por Critério Probabilístico Global

Foi montado um modelo numérico simplificado que permite uma análise comparativa da aplicação do critério global frente aos outros critérios. Este programa estabelece as curvas de frequência e probabilidade de falha individual em função do comprimento de indicação de trinca até um dado valor máximo. Este valor máximo seria um suposto valor limite determinado pela aplicação do critério determinístico puro ou do critério probabilístico tubo a tubo. A análise é limitada a este valor já que se admite que tubos com comprimento de indicação de trinca superior ao limite de tamponamento tenham sido reparados ou tamponados.

O modo de operação deste modelo numérico simplificado é semelhante ao do modelo desenvolvido para análise tubo a tubo – ver item 7.2.1. As variáveis empregadas têm as mesmas distribuições e características apresentadas na tabela 2. Uma diferença importante se refere ao número de eventos simulados por Monte-Carlo. Neste caso são empregados 1.000.000 eventos por valor de comprimento de indicação analisado.

No modelo tubo a tubo descrito no item 7.2.1, a probabilidade de falha significativa para análise é 5×10^{-2} , correspondente ao limite de probabilidade de falha de 5%. O modelo simplificado para análise global, como será apresentado no próximo capítulo, tem como resultados probabilidades de falha individual em condições de acidente com ordem de grandeza 10^{-4} e frequências de falha individual em condições de operação normal a plena potência com ordem de grandeza de 10^{-6} . O número de eventos simulados deve, portanto, atender a um mínimo de 1.000.000 para uma análise significativa.

Tal qual no modelo tubo a tubo, para cada comprimento de indicação de trinca analisado são simulados eventos. Os números aleatórios gerados permitem determinar as variáveis que definem a pressão crítica de colapso do tubo usando

o mesmo equacionamento das EQ. de 9 a 20 e os parâmetros das variáveis da TAB. 2. Para cada evento simulado é feita a comparação direta da pressão crítica obtida com as pressões de operação normal e de acidente, não são considerados coeficientes de segurança. Ao se determinar a quantidade de vezes que a pressão crítica supera as pressões de operação e de acidente dentro do universo de eventos simulados, é possível se estabelecer a frequência de falha individual por ano de operação a plena potência e a probabilidade de falha individual em condições de acidente para o dado comprimento de indicação de trinca.

Dá-se entrada com as mesmas informações já descritas para o modelo numérico anterior e, adicionalmente, informa-se o valor do máximo comprimento de indicação de trinca a ser analisado. Como resultado, o modelo apresenta as curvas de frequência de falha individual por ano de operação em condições de operação normal a plena potência e probabilidade de falha⁹ individual em condições de acidente em função do comprimento de indicação de trinca. Também são apresentados os valores numéricos destas grandezas para indicações de trincas de comprimento equivalente ao limite de comprimento analisado e para tubos sãos, sem indicações de trincas reportadas.

⁹ Conforme empregados nos modelos por critério global, frequência e probabilidade de falha se referem às expectativas reais de colapso. Como os resultados são tomados na comparação direta com as pressões normais de operação e de acidente, sem margens de segurança, falha neste caso corresponde ao colapso do tubo.

7.3.2 Modelo Numérico para Determinação de Limite de Tamponamento por Critério Probabilístico Global

O modelo numérico para determinação do Limite de Tamponamento por Critério Probabilístico Global é uma extensão do modelo simplificado apresentado no item 7.3.1.

Usando os mesmos procedimentos do modelo simplificado são determinadas a frequência de falha individual por ano de operação em condições normais a plena potência e a probabilidade de falha individual em condições de acidente. Estas grandezas são determinadas em função do comprimento de indicação de trinca. Para isto o mesmo equacionamento e as mesmas variáveis empregadas no modelo simplificado são usados neste modelo.

Como dados de entrada, além dos dados solicitados pelo modelo simplificado, este modelo requer a distribuição de indicações de trincas fornecidas pela inspeção em serviço. Esta distribuição deve ser apresentada como número de indicações por faixas de comprimento. Estas faixas têm amplitude de 1 mm. Ou seja, deve ser informada a quantidade de indicações com supostos defeitos maiores que 0 mm até 1 mm, maiores que 1 mm até 2 mm, e assim sucessivamente.

O modelo considera que todas as indicações de uma determinada faixa têm comprimento igual ao limite superior da faixa. A frequência de falha global por ano em condições de operação normal a plena potência e a probabilidade de falha global em condições de acidente são determinadas em etapas. A cada faixa de indicações se atribui valores destas grandezas correspondentes ao acúmulo de frequência e probabilidade até aquela faixa.

Para uma dada faixa (i) de indicações são consideradas a frequência de falha global por ano em condições de operação normal a plena potência e a probabilidade de falha global em condições de acidente das faixas anteriores,

com comprimentos de indicação menores, conforme equacionamento EQ. 21 e 22. Por estas equações são obtidos números equivalentes a quantidade de falhas esperadas em um universo de “N” eventos nas condições de operação por ano a plena potência (DEFop) e nas condições de acidente (DEFac).

$$DEFop(i) = (1 - (1 - DEFop(i-1) / N) \cdot (1 - PROBop(i) / (OC \cdot N))^{IND(i)}) \cdot N \quad (21)$$

$$DEFac(i) = (1 - (1 - DEFac(i-1) / N) \cdot (1 - PROBac(i) / N)^{IND(i)}) \cdot N \quad (22)$$

São considerados na equação EQ. 21: a freqüência de falha global por ano em condições de operação normal a plena potência associada à faixa anterior ($DEFop(i-1) / N$), a freqüência de falha individual por ano em condições de operação normal a plena potência ($PROBop(i) / (OC \cdot N)$) atribuída a indicações com comprimento igual ao limite superior da faixa “i” e a quantidade de indicações da faixa ($IND(i)$). A equação EQ. 22 considera variáveis equivalentes, porém associadas à probabilidade de falha global em condições de acidente.

O modelo simplificado considera um número de eventos (N) de 1.000.000, conforme já foi relatado. Considerando os objetivos do modelo simplificado, estabelecer uma comparação entre critérios de análise de integridade estrutural, basta que a quantidade de eventos atenda a um mínimo correspondente a ordem de grandeza do inverso das probabilidades e freqüências analisadas.

O objetivo deste modelo é, por outro lado, estabelecer o Limite de Tamponamento. Nos casos de plantas com geradores de vapor drasticamente deteriorados, o Limite de Tamponamento tenderia a valores baixos. Isto ocorre porque, nestes casos, estariam presentes grandes quantidades de indicações que, mesmo em comprimentos pequenos, representariam em conjunto freqüência de falha global por ano em condições de operação normal a plena potência e probabilidade de falha global em condições de acidente elevadas. As grandezas globais são obtidas dos valores das grandezas individuais, que para pequenos comprimentos de indicação assumem valores muito baixos. A ordem de grandezas destes valores, como se verifica no capítulo seguinte, atinge $1,0 \times 10^{-6}$.

Desvios nos valores individuais se propagam exponencialmente para as grandezas globais. Desta forma, é justificada a adoção de um número maior de eventos para garantir precisão de resultados. Foi adotado um número de eventos de 10.000.000.

Para reduzir o tempo de processamento, na determinação dos valores individuais de frequência de falha por ano em condições de operação normal a plena potência e a probabilidade de falha em condições de acidente, foram adotados valores de comprimento de indicação mais espaçados. O intervalo entre os comprimentos considerados neste modelo correspondente a 0,5 mm, enquanto os modelos anteriores consideram intervalos de 0,1 mm. Apesar do maior intervalo, não há comprometimento dos resultados finais, pois a distribuição de indicações a ser considerada é apresentada em faixas de 1,0 mm. Porém, há uma falsa impressão de maior precisão na determinação dos valores individuais, pois as curvas têm contornos mais suaves. Os valores individuais obtidos têm maior precisão que os determinados através do modelo simplificado, já que é empregado um maior número de eventos. No entanto, as curvas apresentadas não podem ser tomadas como testemunho desta maior precisão.

Os resultados obtidos pelo modelo numérico para determinação do Limite de Tamponamento por Critério Probabilístico Global são: gráficos da frequência de falha por ano em condições de operação normal a plena potência e probabilidade de falha em condições de acidente tanto individuais como globais. Também estas grandezas são apresentadas para a maior trinca e para o conjunto original de trincas considerado. O Limite de Tamponamento é especificado tanto para atender as condições de operação normal como de acidente.

8 RESULTADOS

Foram realizadas análises pelos três critérios apresentados (Critério Determinístico Puro, Critério Probabilístico Tubo a Tubo e Critério Probabilístico Global) considerando parâmetros comuns aos geradores de vapor *Westinghouse* modelo D3 – modelo empregado na usina nuclear de Angra 1 ¹⁰. Para as três análises feitas pelo modelo numérico para determinação do Limite de Tamponamento por critério probabilístico global, foram utilizadas distribuições de defeitos reais apresentadas por MANESCHY e RODRIGES (2001) para a central da Angra 1, por HERNALSTEEN (1989) para uma central belga e por CIZELJ (1994) para central eslovena de *Krsko*.

8.1 Aplicação do Critério Determinístico Puro

Para o critério determinístico puro são considerados:

- tubo de 3/4" BWG 18: $r = 8,98 \text{ mm}$ e $t = 1,09 \text{ mm}$;
- Inconel 600 operando a $300 \text{ }^{\circ}\text{C}$: $S_u + S_y = 905,93 \text{ MPa}$ – correspondente ao limite do intervalo inferior de confiança de 95% aplicado sobre os dados obtidos pela *Westinghouse* citados por GORMAN et alli (1995): 143130 psi de média com desvio padrão de 7134 psi - e $\nu = 0,29$;

¹⁰ Angra 1 possui 2 geradores de vapor *Westinghouse* modelo D3. Cada gerador possui 4674 tubos em Inconel 600 (UNS N6600) com fixação ao espelho por expansão mecânica total por mandrilamento (MACDONALD et alli, 1996).

- pressão de operação: $P_{op} = 9,47 \text{ MPa} - 1373 \text{ psi}$ conforme GOWDA e BEGLEY (1986) para geradores de vapor *Westinghouse* modelos D e E;
- pressão de acidente: $P_{ac} = 18,27 \text{ MPa}$ - ibidem para pressão de acidente de 2650 psi;
- fator de tensão de colapso: $k = 0,58$;
- período de operação: 1 ano a plena potência.

Considerando uma margem de segurança de 3,0 sobre a pressão de operação e de 1,43 sobre a pressão de acidente, a pressão crítica corresponde a: $P_{CRIT} = 28,41 \text{ MPa}$. Aplicando este valor na EQ. 3, resulta um fator de deterioração: $m = 2,2449$. Este valor para o fator m , conforme aplicação da EQ. 5, resulta em um fator de casca: $\lambda = 3,7889$. Conforme resulta da EQ. 4, o valor do meio comprimento de trinca é: $c = 5,8059$. Portanto, o comprimento de trinca crítico obtido é: $a_{CRI} = 11,61 \text{ mm}$.

O valor de comprimento de trinca crítico obtido deve ser considerado nas correlações EQ. 7, para definição do fator de correção devido ao espelho. Conforme EQ. 7: $a_{TS} = 2,13 \text{ mm}$.

Considera-se, como já discutido no capítulo 7, $a_{CG} = 2,13 \text{ mm}$ por ano de operação a plena potência e $a_{NDE} = 1,73 \text{ mm}$. Aplicando estes valores na EQ. 6 resulta: $A = 9,88 \text{ mm}$.

Portanto, para o caso em análise, aplicando o Critério Determinístico Puro o limite de tamponamento seria de 9,88 mm.

8.2 Aplicação do Modelo Numérico para Determinação de Limite de Tamponamento por Critério Probabilístico Tubo a Tubo

Foram aplicados como dados de entrada no modelo numérico:

- bitola do tubo: 3/4";
- período de operação: 1 ano a plena potência;
- pressão de operação: $P_{op} = 9,47 \text{ MPa}$;
- pressão de acidente: $P_{ac} = 18,27 \text{ MPa}$.

Estes dados e as demais variáveis do modelo, apresentadas na TAB. 2, são coerentes com os dados considerados na análise por Critério Determinístico Puro. Portanto, os resultados daquela análise podem ser comparados aos resultados deste modelo numérico para Critério Probabilístico Tubo a Tubo.

Os resultados do modelo numérico são representados na FIG. 4 em termos da probabilidade de falha em função do comprimento de indicação de trinca. Também é apresentado o valor do comprimento de indicação de trinca correspondente à probabilidade de falha de 5%. Este valor de comprimento de indicação de trinca é assumido como o Limite de Tamponamento, atendendo aos requisitos do *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998).

O Limite de Tamponamento obtido pelo Critério Probabilístico Tubo a Tubo é de: 11,24 mm.

FIGURA 4 – RESULTADO DO MODELO PARA CRITÉRIO PROBABILÍSTICO
TUBO A TUBO

PROBABILIDADE DE FALHA x TAMANHO DE TRINCA MEDIDO (PROBABILÍSTICO TUBO A TUBO)

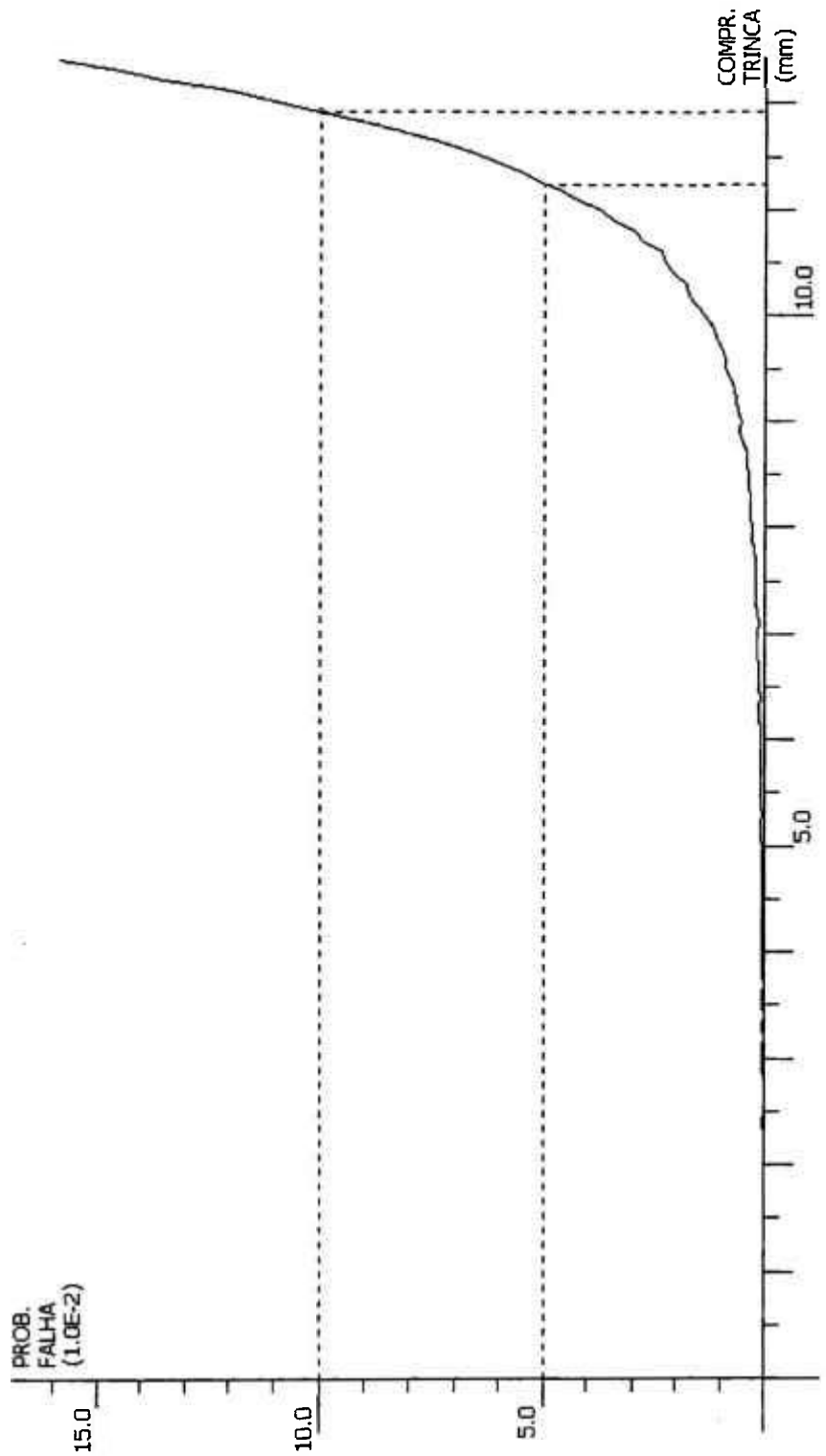
BITOLA= 3 PERIODO DE OPERAÇÃO= 1.000000 ANOS

PRESSÃO DE OPERAÇÃO= 9.470000 MPa

PRESSÃO DE ACIDENTE= 18.270000 MPa

PARA 5% DE PROBABILIDADE DE FALHA, TRINCA DE 11.242000 mm

PARA 10% DE PROBABILIDADE DE FALHA, TRINCA DE 11.923000 mm



8.3 Aplicação do Modelo Numérico Simplificado para Análise por Critério Probabilístico Global

Foram aplicados como dados de entrada neste modelo os mesmos aplicados ao modelo de critério tubo a tubo, acrescentando-se o valor limite de indicação de trinca a ser analisado. Os dados foram:

- bitola do tubo: 3/4";
- período de operação: 1 ano a plena potência;
- pressão de operação: $P_{op} = 9,47 \text{ MPa}$;
- pressão de acidente: $P_{ac} = 18,27 \text{ MPa}$;
- limite de análise: $a_{max} = 11,242 \text{ mm}$.

O valor limite de análise considerado é o Limite de Tamponamento obtido pelo Critério Probabilístico Tubo a Tubo.

Os resultados, apresentados na FIG. 5, incluem os gráficos de frequência de falha individual por ano em condição de operação normal a plena potência e de probabilidade de falha individual em condição de acidente. Também são apresentados os valores destas duas grandezas para tubos com indicações de trincas correspondentes ao comprimento limite de análise e para tubos sem indicações de trincas reportadas, tubos que a inspeção tenha assumido como sãos.

Os resultados numéricos são:

Para tubos com indicações de trincas de 11,24 mm de comprimento:

- Freqüência de falha por ano em condições normais de operação a plena potência de $2,00 \times 10^{-6}$ por ano de operação a plena potência;
- Probabilidade condicional de falha em condições de acidente de $5,15 \times 10^{-4}$.

Para tubos sãos:

- Freqüência de falha em condições normais de operação de $1,00 \times 10^{-6}$ por ano a plena potência;
- Probabilidade condicional de falha em condições de acidente de $5,00 \times 10^{-6}$.

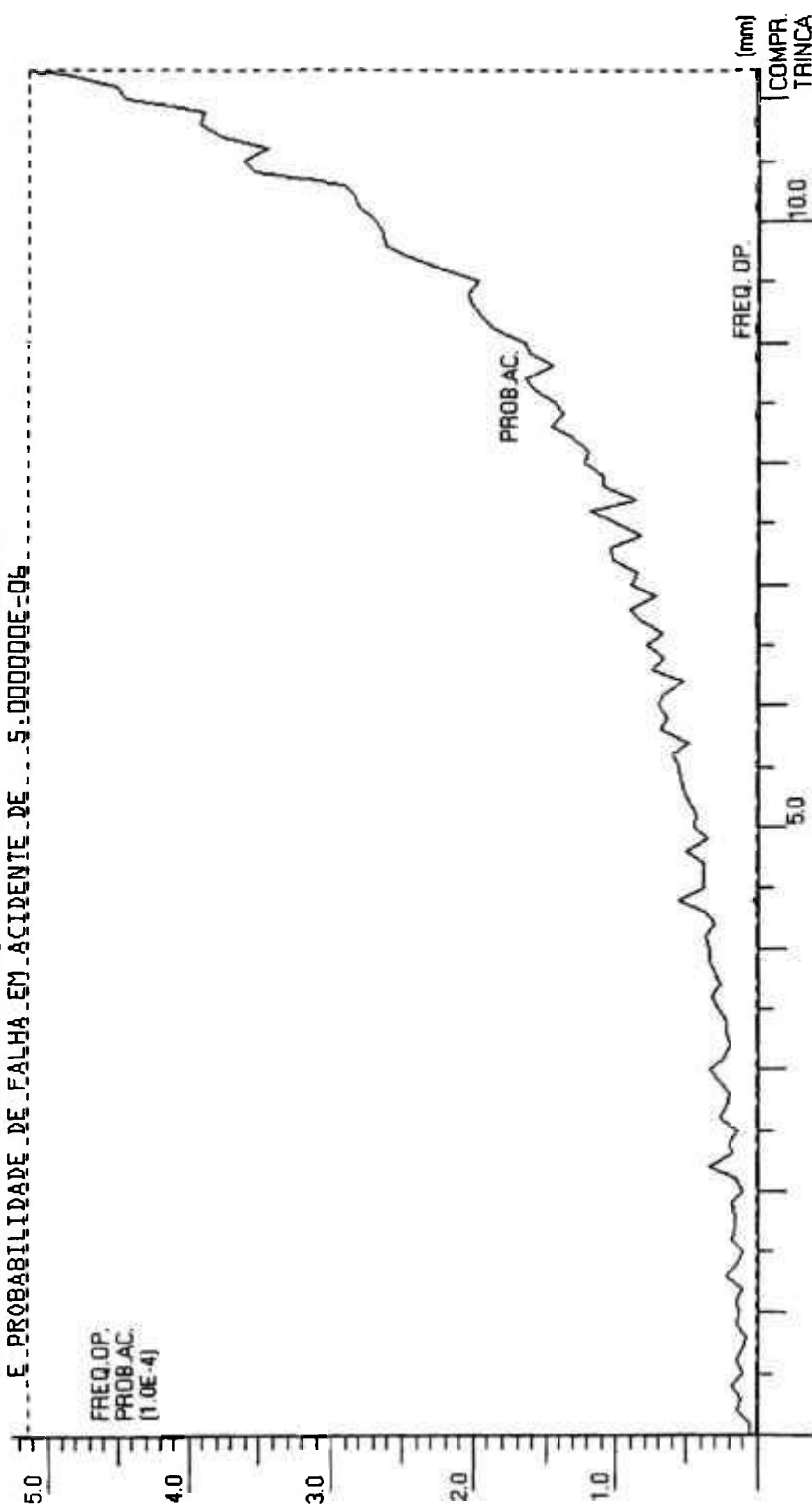
FIGURA 5 – RESULTADO DO MODELO SIMPLIFICADO PARA ANÁLISE
POR CRITÉRIO PROBABILÍSTICO GLOBAL

FREQUENCIA/PROBABILIDADE DE FALHA X TAMANHO DE TRINCA
(CRITÉRIO PROBABILÍSTICO GLOBAL - MODELO SIMPLIFICADO)

BITOLA= 3 PERÍODO DE OPERAÇÃO= 1.000000 ANOS
PRESSÃO: DE OPERAÇÃO= 9.470000 MPa, DE ACIDENTE= 18.270000 MPa

PARA TRINCA DE 11.241900 mm :
FREQUÊNCIA DE FALHA EM OPERAÇÃO POR ANO DE 2.000000E-06
E PROBABILIDADE DE FALHA EM ACIDENTE DE 5.150000E-04

PARA TRINCA DE 0.000 mm :
FREQUÊNCIA DE FALHA EM OPERAÇÃO POR ANO DE 1.000000E-06
E PROBABILIDADE DE FALHA EM ACIDENTE DE 5.000000E-06



8.4 Aplicações do Modelo Numérico para Determinação de Limite de Tamponamento por Critério Probabilístico Global

Foram empregados neste modelo os mesmos dados de entrada aplicados ao modelo simplificado:

- bitola do tubo: 3/4";
- período de operação: 1 ano a plena potência;
- pressão de operação: $P_{op} = 9,47 \text{ MPa}$;
- pressão de acidente: $P_{ac} = 18,27 \text{ MPa}$;

Além destes dados foram fornecidas distribuições de indicações. Para tanto, três estudos de caso foram feitos:

8.4.1 Aplicação à Usina de Angra 1

MANESCHY e RODRIGES (2001) informam que a inspeção em serviço identificou nos geradores de vapor da planta indicações de trincas axiais na região de transição. A distribuição destas indicações é apresentada na segunda coluna da TAB. 3. Um histograma das indicações reportadas é apresentado no gráfico 1.

Como as indicações apresentadas se referem a todas as indicações da planta referidas a um mecanismo de deterioração e a um local específico, se aplica neste caso, conforme *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998), os seguintes limites:

- Limite para frequência de falha por ano em condições de operação normal a plena potência: $1,0 \times 10^{-3}$.
- Limite para probabilidade de falha em condições de acidente: $1,0 \times 10^{-2}$.

As indicações e os limites foram introduzidos no modelo numérico. Os resultados são apresentados na FIG. 6. Nesta figura estão representadas as curvas de frequência de falha por ano em condições de operação normal a plena potência e probabilidade de ruptura em condições de acidente em função do comprimento de indicação. São apresentadas curvas das grandezas individuais, aplicáveis a um tubo, e globais aplicáveis a distribuição.

Para a distribuição têm-se:

- Frequência de falha em condições de operação normal por ano a plena potência de $2,86 \times 10^{-5}$.
- Probabilidade de falha em condições de acidente de $2,52 \times 10^{-3}$.

Nenhum dos dois valores supera os limites, portanto, como o próprio modelo informa, não é necessário proceder a tamponamento. A terceira coluna da tabela TAB. 3 apresenta a distribuição de tubos a permanecer em serviço, depois de cumpridos os tamponamentos que fossem necessários. A distribuição de tubos a permanecer em serviço também é apresentada como histograma no gráfico 1. Neste caso, como não foi necessário tamponar tubos, as distribuições reportadas e após tamponamento são iguais.

TABELA 3 – DISTRIBUIÇÃO DE INDICAÇÕES PARA CENTRAL DE ANGRA 1

Faixas	Quantidade de Indicações	
	Reportado	Após Tamponamento
$0 < Am \leq 1$	1	1
$1 < Am \leq 2$	5	5
$2 < Am \leq 3$	8	8
$3 < Am \leq 4$	11	11
$4 < Am \leq 5$	12	12
$5 < Am \leq 6$	11	11
$6 < Am \leq 7$	4	4
$7 < Am \leq 8$	2	2

GRÁFICO 1 – HISTOGRAMAS DE INDICAÇÕES DA CENTRAL DE ANGRA 1

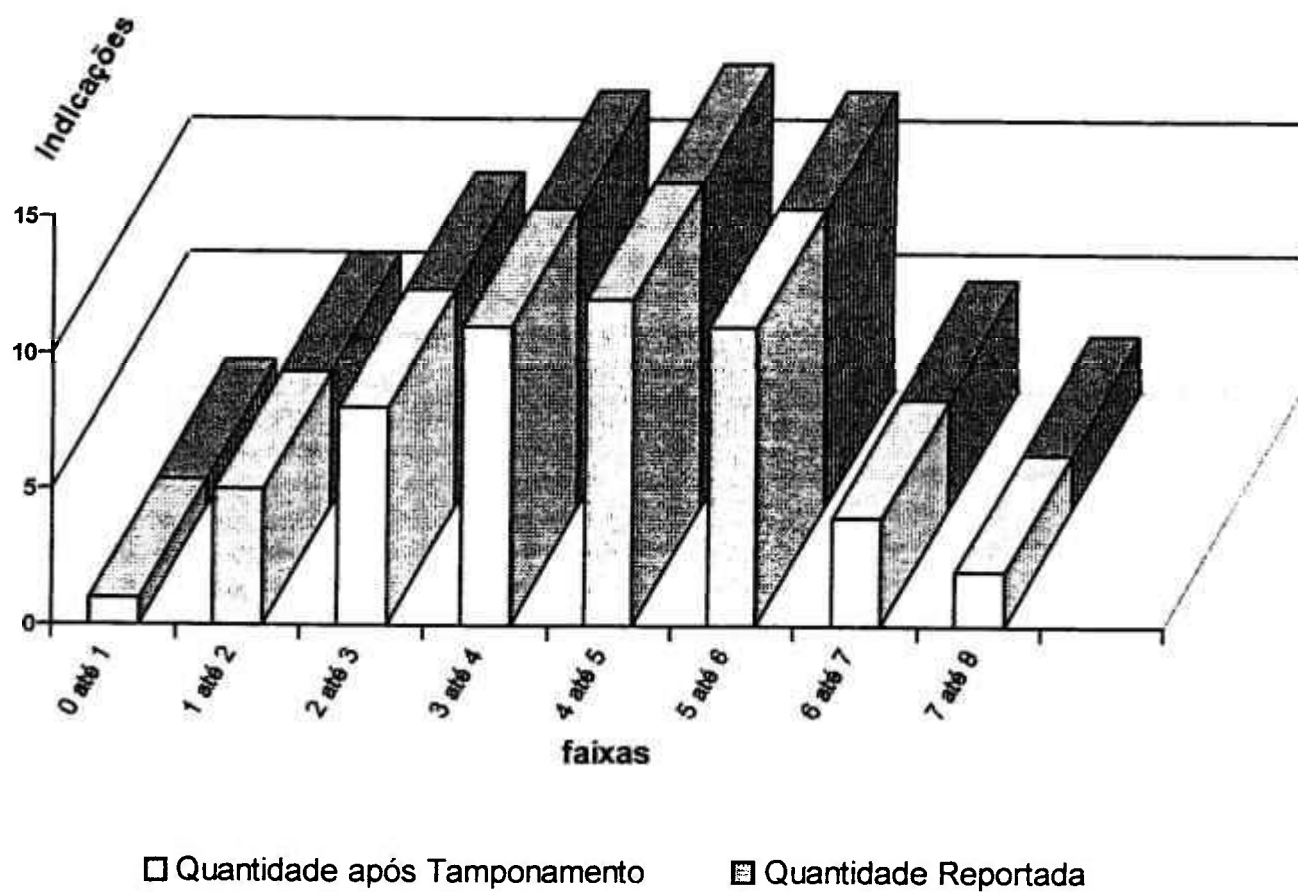
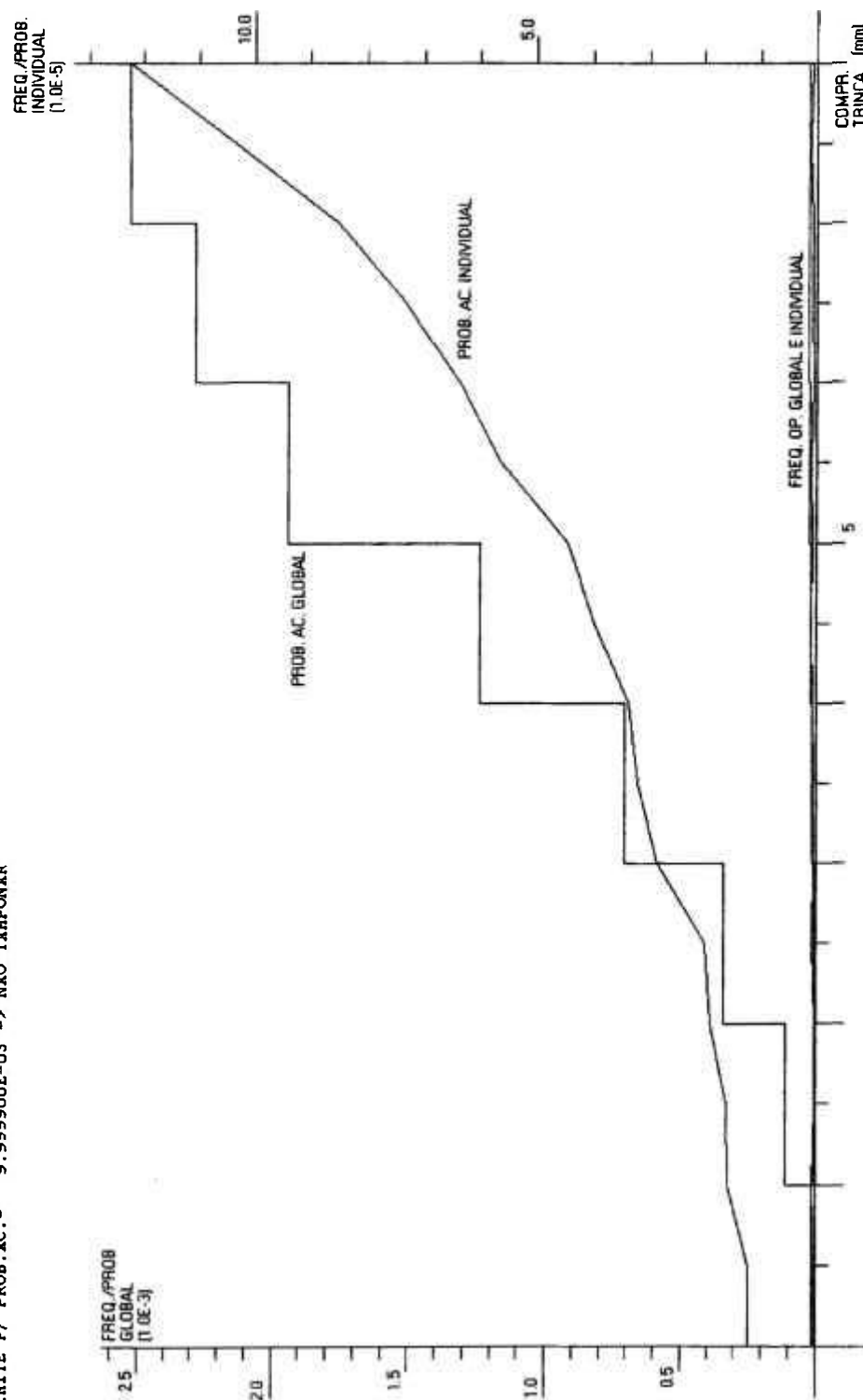


FIGURA 6 – RESULTADO DO MODELO NUMÉRICO PARA
DETERMINAÇÃO DE LIMITE DE TAMPONAMENTO POR CRITÉRIO
PROBABILÍSTICO GLOBAL APLICADO À ANGRA 1

FREQÜÊNCIA/PROBABILIDADE DE FALHA X TAMANHO DE TRINCA (AVALIAÇÃO PROBABILÍSTICA GLOBAL)

BITOLA= 3 PERIODO DE OPERAÇÃO= 1.000000 ANOS
PRESSÃO: OPERAÇÃO= 9.470000 MPa ACIDENTE= 18.270000 MPa
TOTAL DE TRINCAS= 54 MAIOR TRINCA= 8.000000 mm
MAIOR TRINCA => FREQ.OP.= 7.000000E-07 E PROB.AC.= 1.225000E-04
CONJUNTO DE TRINCAS => FREQ.OP.= 2.860000E-05 E PROB.AC.= 2.523900E-03
LIMITE P/ FREQ.OP.= 1.000000E-03 => NÃO TAMPONAR
LIMITE P/ PROB.AC.= 9.999900E-03 => NÃO TAMPONAR



8.4.2 Aplicação a uma Central Belga

Conforme HERNALSTEEN (1989), durante a inspeção em serviço realizada em uma central belga em 1988, um particular gerador de vapor apresentou 1585 indicações na região de expansão devido à corrosão sob tensão pelo primário. A distribuição das indicações adotada é apresentada na segunda coluna da TAB. 4. Esta distribuição foi obtida de análise dos dados apresentados no citado trabalho. O histograma da distribuição reportada é apresentado no gráfico 2.

As indicações apresentadas se referem apenas a um dos geradores de vapor da planta. HERNALSTEEN (1989) não define a qual planta pertence o gerador de vapor citado. A Bélgica possui em operação sete usinas, destas, três tiveram os tubos de seus geradores de vapor excepcionalmente deteriorados por corrosão sob tensão pelo primário na região de transição: Doel 1, 2 e 3 (ROUSSEL e MIGNOT, 1989). Doel 1 e 2 são plantas de dois circuitos, com dois geradores de vapor. Doel 3 possui três geradores de vapor. Todas as três plantas utilizam geradores de vapor da *Westinghouse*. Neste trabalho assume-se que a planta em análise possui dois geradores de vapor.

Para aplicar o critério probabilístico global, seguindo os requisitos do *Draft Regulatory Guide DG-1074* (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998), é necessário considerar a distribuição de indicações de todos os tubos dos geradores de vapor da planta. Ao fazer a análise de posse das indicações de apenas um gerador de vapor foi considerado que se atribui a cada gerador a mesma parcela de risco. As equações EQ. 23 e 24 apresentam como obter para um gerador de vapor os limites de frequência de falha em condições normais de operação por ano a plena potência (LFREopGV) e de probabilidade de falha em condições de acidente (LPROacGV) em função dos mesmos limites aplicáveis à planta (LFREop e LPROac) e do número de geradores de vapor da planta (n).

$$\text{LFREopGV} = 1 - (1 - \text{LFREop})^{1/n} \quad (23)$$

$$LPROacGV = 1 - (1 - LPROac)^{1/n} \quad (24)$$

Seguindo os requisitos do *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998), $LFREop = 1,0 \times 10^{-3}$ e $LPROac = 1,0 \times 10^{-2}$ para mecanismos de deterioração específicos em locais também específicos.

- Limite para frequência de falha por ano em condições de operação normal a plena potência aplicável a um gerador de vapor de uma planta de dois geradores de vapor: $5,001 \times 10^{-4}$.
- Limite para probabilidade de falha em condições de acidente aplicável a um gerador de vapor de uma planta de dois geradores de vapor: $5,001 \times 10^{-3}$.

As indicações e os limites foram introduzidos no modelo numérico. O resultado é apresentado na FIG. 7. Nesta figura, tal qual na figura anterior, estão representadas as curvas de frequência de falha por ano em condições de operação normal a plena potência e probabilidade de ruptura em condições de acidente em função do comprimento de indicação. São apresentadas curvas das grandezas individuais, aplicáveis a um tubo, e globais aplicáveis ao conjunto de indicações reportadas.

Para a distribuição têm-se:

- Frequência de falha em condições de operação normal por ano a plena potência de $1,84 \times 10^{-4}$.
- Probabilidade de falha em condições de acidente de $3,13 \times 10^{-1}$.

O limite para probabilidade de falha em condições de acidente foi superado. O resultado indica que se permanecessem todos os tubos em operação, caso ocorresse um acidente, haveria um risco de aproximadamente 30% de pelo

menos uma ruptura de tubo em um dos geradores de vapor caso ocorresse uma situação de acidente.

O modelo informa que todos os tubos com indicações a partir de 4,5 mm devem ser tamponados e que entre 3,5 e 4,5 mm podem permanecer em serviço apenas 86 indicações. A terceira coluna da tabela TAB. 4 apresenta a distribuição de tubos a permanecer em serviço e seu histograma é apresentado no gráfico 2.

TABELA 4 – DISTRIBUIÇÃO DE INDICAÇÕES PARA CENTRAL BELGA

Faixas	Quantidade de Indicações	
	Reportado	Após Tamponamento
$0,5 < Am \leq 1,5$	8	8
$1,5 < Am \leq 2,5$	6	6
$2,5 < Am \leq 3,5$	40	40
$3,5 < Am \leq 4,5$	125	86
$4,5 < Am \leq 5,5$	225	0
$5,5 < Am \leq 6,5$	270	0
$6,5 < Am \leq 7,5$	270	0
$7,5 < Am \leq 8,5$	222	0
$8,5 < Am \leq 9,5$	156	0
$9,5 < Am \leq 10,5$	136	0
$10,5 < Am \leq 11,5$	64	0
$11,5 < Am \leq 12,5$	33	0
$12,5 < Am \leq 13,5$	14	0
$13,5 < Am \leq 14,5$	13	0
$14,5 < Am \leq 15,5$	3	0

GRÁFICO 2 – HISTOGRAMAS DE INDICAÇÕES DA CENTRAL BELGA

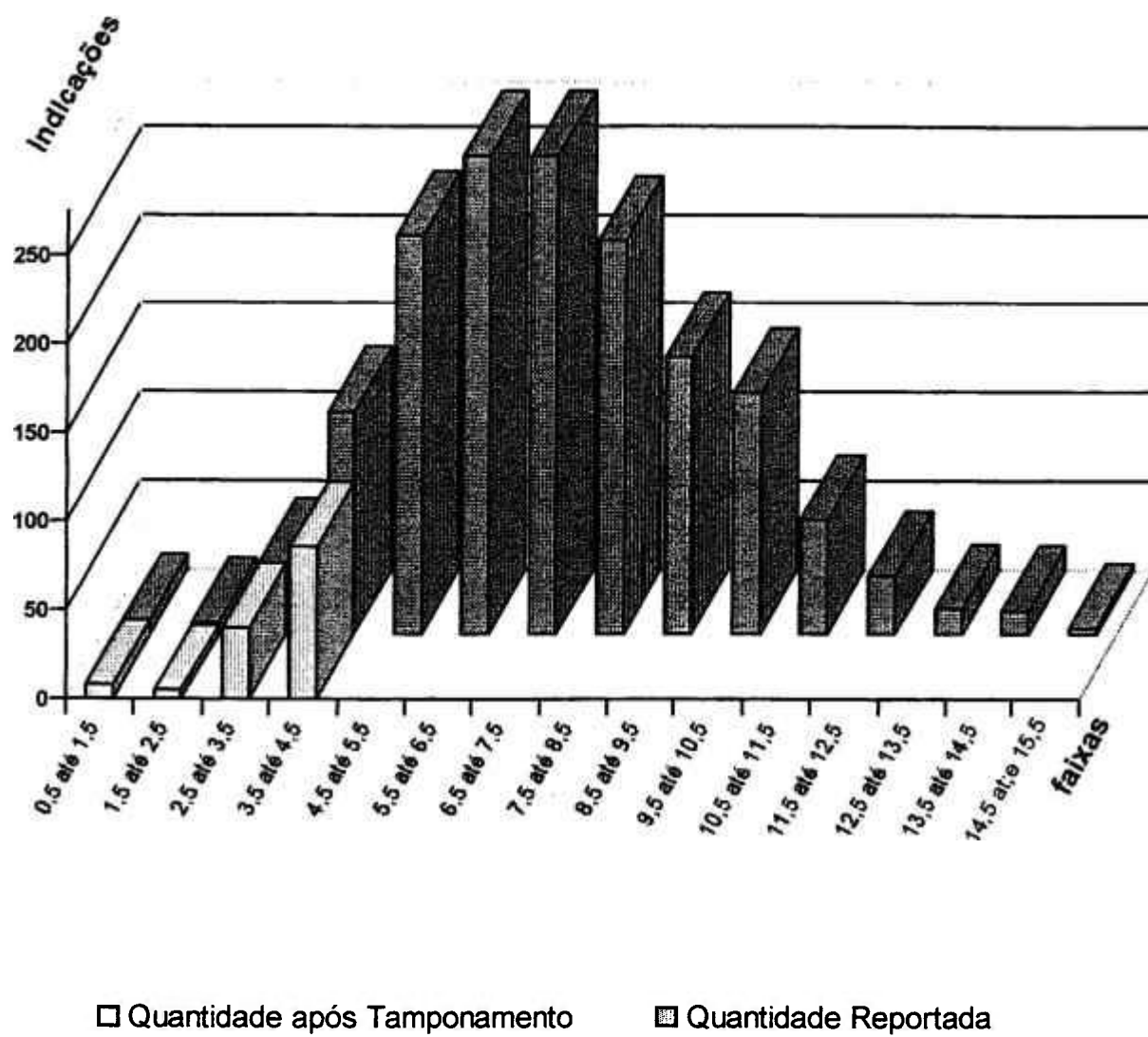
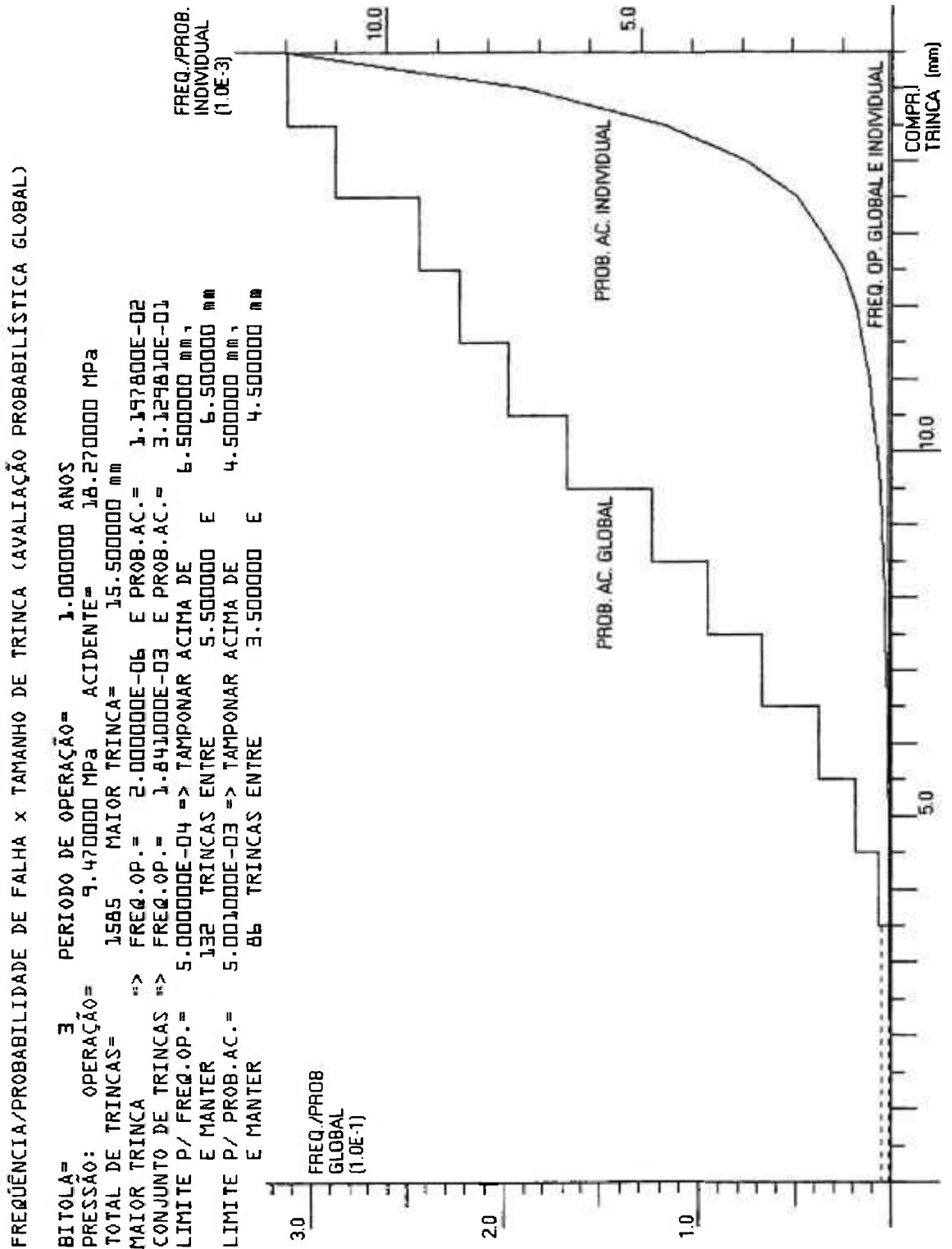


FIGURA 7 – RESULTADO DO MODELO NUMÉRICO PARA
DETERMINAÇÃO DE LIMITE DE TAMPONAMENTO POR CRITÉRIO
PROBABILÍSTICO GLOBAL APLICADO A CENTRAL BELGA



8.4.3 Aplicação à Central de *Krsko*

CIZELJ (1994) cita em seu trabalho que durante a inspeção de 1992 foram identificadas 273 indicações na região de transição dos tubos do gerador de vapor nº 1 da central de *Krsko*. Inferindo valores a partir do histograma apresentado no trabalho citado foi obtida a distribuição de indicações apresentada na segunda coluna da tabela TAB. 5. A mesma distribuição de indicações reportadas é apresentada como histograma no gráfico 3.

A central de *Krsko* opera com dois circuitos no primário. Contava com dois geradores de vapor de fabricação *Westinghouse*¹¹.

Os limites a serem aplicados são os mesmos empregados no item 8.4.2:

- Limite para frequência de falha por ano em condições de operação normal a plena potência aplicável a um gerador de vapor de uma planta de dois geradores de vapor: $5,001 \times 10^{-4}$.
- Limite para probabilidade de falha em condições de acidente aplicável a um gerador de vapor de uma planta de dois geradores de vapor: $5,001 \times 10^{-3}$.

Com a distribuição de indicações e os limites apresentados o modelo forneceu os resultados indicados na FIG. 8. Novamente, na figura estão representadas as curvas de frequência de falha por ano em condições de operação normal a plena potência e probabilidade de ruptura em condições de acidente em função do

¹¹ Os geradores de vapor da central de *Krsko* foram substituídos em 2000 por equipamentos de fabricação *Siemens*.

comprimento de indicação. São apresentadas curvas das grandezas individuais, aplicáveis a um tubo, e globais aplicáveis à distribuição de indicações reportadas.

O limite para probabilidade de falha em condições de acidente foi superado, conforme os resultados obtidos para a distribuição original de indicações:

- Frequência de falha em condições de operação normal por ano a plena potência de $1,46 \times 10^{-4}$;
- Probabilidade de falha em condições de acidente de $1,53 \times 10^{-2}$;

O modelo informa que todos os tubos com indicações a partir de 5,0 mm devem ser tamponados e entre 4,0 e 5,0 mm pode permanecer em serviço apenas um tubo com indicação. A terceira coluna da tabela TAB. 5 apresenta a distribuição de tubos a permanecer em serviço, após terem sido efetuados os tamponamentos necessários. O histograma da distribuição de tubos a permanecer em serviço é apresentado no gráfico 3.

TABELA 5 – DISTRIBUIÇÃO DE INDICAÇÕES PARA CENTRAL DE KRSKO

Faixas	Quantidade de Indicações	
	Reportado	Após Tamponamento
$0 < Am \leq 1$	30	30
$1 < Am \leq 2$	46	46
$2 < Am \leq 3$	62	62
$3 < Am \leq 4$	60	60
$4 < Am \leq 5$	39	1
$5 < Am \leq 6$	11	0
$6 < Am \leq 7$	13	0
$7 < Am \leq 8$	5	0
$8 < Am \leq 9$	1	0
$9 < Am \leq 10$	1	0
$10 < Am \leq 11$	2	0
$11 < Am \leq 12$	1	0
$12 < Am \leq 13$	1	0
$13 < Am \leq 14$	1	0

GRÁFICO 3 – HISTOGRAMAS DE INDICAÇÕES DA CENTRAL DE KRSKO

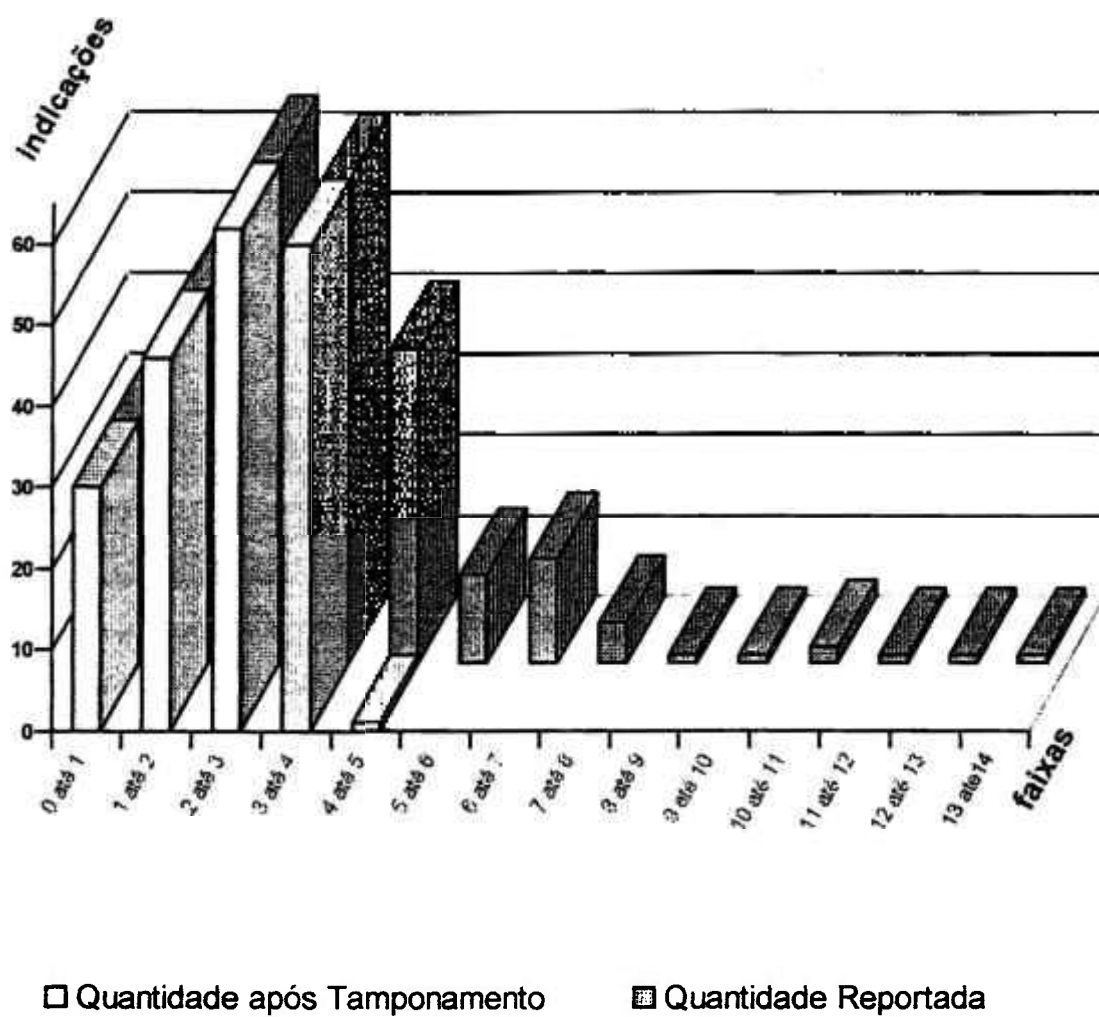
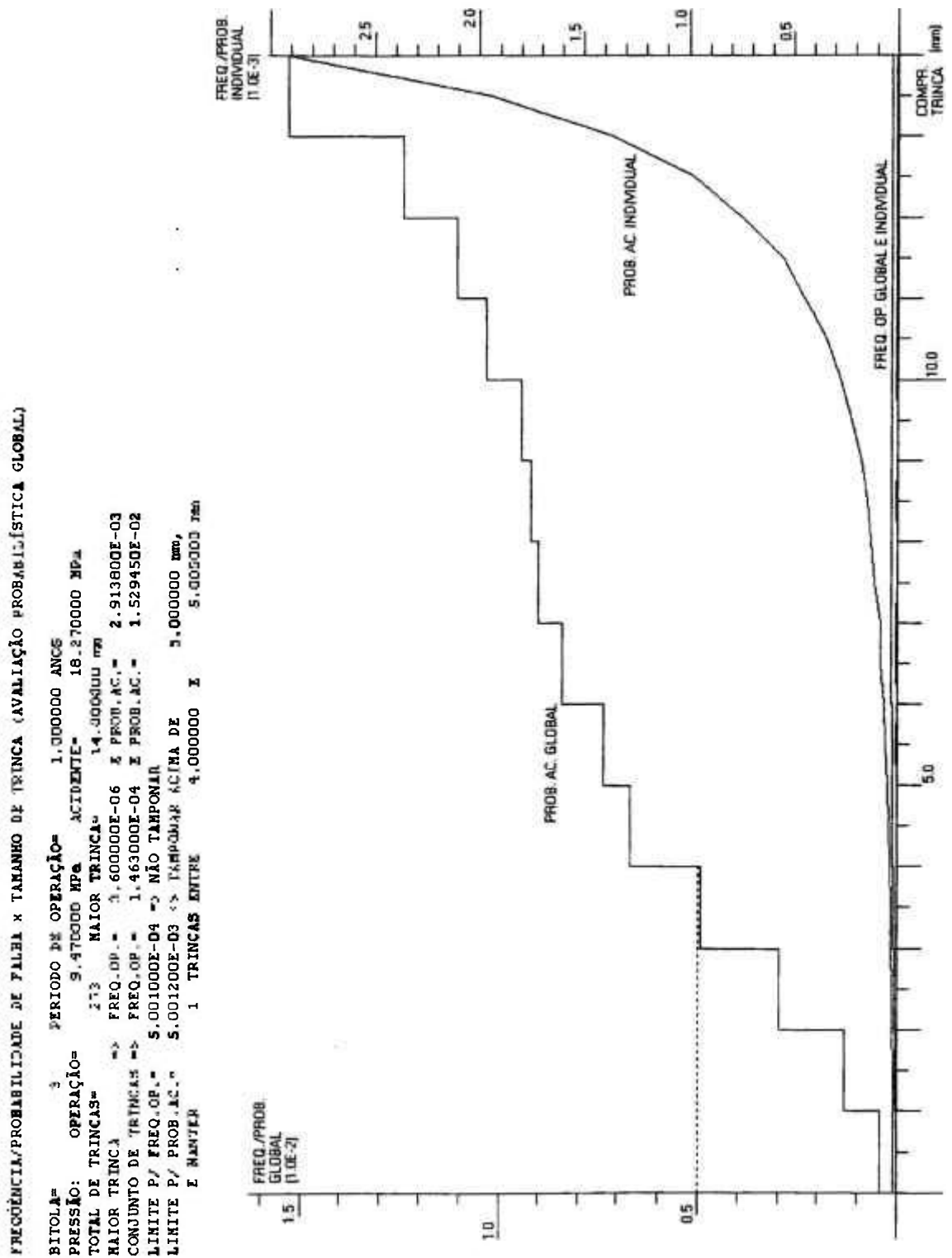


FIGURA 8 – RESULTADO DO MODELO NUMÉRICO PARA DETERMINAÇÃO DE LIMITE DE TAMPONAMENTO POR CRITÉRIO PROBABILÍSTICO GLOBAL APLICADO À CENTRAL DE KRSKO



9 ANÁLISE DOS RESULTADOS

9.1 Comparação entre Critério Determinístico Puro e Critério Probabilístico Tubo a Tubo

Considerando em uma primeira comparação os Limites de Tamponamento obtidos pelo Critério Determinístico Puro e pelo Critério Probabilístico Tubo a Tubo, os números demonstram que há uma clara vantagem na adoção do Critério Probabilístico Tubo a Tubo. Por este critério seriam admissíveis tubos com indicações de trincas de até 11,24 mm, contra 9,88 mm conforme Critério Determinístico Puro. Esta diferença representa um ganho de aproximadamente 14%. Apesar de aparentemente indicar uma redução na segurança operacional da planta, é uma melhoria significativa. De fato, como a adoção de critérios probabilísticos permite uma melhor avaliação de riscos, houve sim uma redução de conservadorismo em relação ao Critério Determinístico Puro.

9.2 Comparação entre Critério Probabilístico Tubo a Tubo e Critério Probabilístico Global pelos Resultados do Modelo Simplificado

Para discutir os resultados obtidos do Modelo Numérico Simplificado do Critério Probabilístico Global são necessárias algumas considerações adicionais. Considerando os valores de Frequência e Probabilidade de Falha que este modelo apresentou para tubos com indicações de trincas axiais de 11,24 mm e os limites aceitáveis apresentados pelo *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (U.S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998):

- um conjunto de 500 tubos com indicações de trincas de 11,24 mm apresentaria uma Frequência de Falha por Ano em Condição de Operação Normal a Plena Potência de $1,00 \times 10^{-3}$, atingindo exatamente o limite

apresentado pelo DG-1074 para consideração de um mecanismo de falha isoladamente.

- um conjunto de 20 tubos com indicações de trincas de 11,24 mm apresentaria uma Probabilidade de Falha em Condição de Acidente de $1,02 \times 10^{-2}$, superando o limite do DG-1074 para mecanismo de falha isolado.

Para tubos sem indicações reportadas:

- 2503 tubos são implicam uma Frequência de Falha por Ano em Condições de Operação a Plena Potência de $2,50 \times 10^{-3}$, atingindo o limite global do DG-1074.
- 5063 tubos são apresentam uma Probabilidade Condicional de Falha em Condições de Acidente de $2,50 \times 10^{-2}$, atingindo também o limite global do *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998).

A análise destes valores conduz a três observações:

- a) O Critério Probabilístico Global, ao permitir um conjunto de menos de 20 tubos com trinca de comprimento igual ao Limite de Tamponamento do Critério Tubo a Tubo, apresenta indícios de ser mais conservador que o Critério Tubo a Tubo. Porém, a aplicação do Modelo Simplificado, que não permite a análise de distribuições de indicações, não é suficiente para justificar esta colocação.
- b) Para o Critério Probabilístico Global o limite crítico é o da Probabilidade de Falha em Condições de Acidente. Para o Critério Tubo a Tubo, bem como para o Critério Determinístico Puro, o limite crítico está nas considerações das condições de operação. Isto depende das pressões de operação e acidente adotadas, mas, para os valores empregados nestas análises, o Critério Global é cerceado pelas condições de acidente e os outros critérios pelas condições de operação normal.

- c) Considerando a Frequência de Falha por Ano em Condições de Operação Normal a Plena Potência, apenas 2503 tubos sem indicações reportadas seriam admissíveis, ainda que nenhuma outra indicação de qualquer tipo tenha sido reportada.

A Frequência de Falha por Ano em Condições de Operação Normal a Plena Potência obtida para tubos sem indicações pode ser criticada, pois o número de eventos empregados pelo simulador Monte-Carlo (1.000.000) pode ser considerado não significativo. Quatro análises com um maior número de eventos (10.000.000) foram feitas; seus resultados estão expressos na tabela TAB. 6.

TABELA 6 – RESULTADOS PARA TUBOS SEM INDICAÇÕES

Eventos		FREop	PROac
$1,0 \times 10^6$	Valores	$5,00 \times 10^{-6}$	$1,00 \times 10^{-6}$
	Limite de Tubos	2503	5063
$1,0 \times 10^7$	Valores 1	$5,00 \times 10^{-7}$	$1,05 \times 10^{-5}$
	Valores 2	$2,00 \times 10^{-7}$	$1,37 \times 10^{-5}$
	Valores 3	$4,00 \times 10^{-7}$	$1,12 \times 10^{-5}$
	Valores 4	$2,00 \times 10^{-7}$	$1,29 \times 10^{-5}$
	Média	$3,25 \times 10^{-7}$	$1,21 \times 10^{-5}$
	Limite de Tubos	7.701	2092

Pelos resultados apresentados, nota-se que o aumento do número de eventos de uma ordem de grandeza representou alteração nos resultados. Com maior número de eventos as condições de acidente passam a ser as condições críticas da análise, fato coerente com os comentários feitos em (b) acima.

Apesar de ter ocorrido alteração comparando com a análise anterior (análise com $1,0 \times 10^6$ eventos), a relativa estabilidade de valores apresentados pelas análises com maior número de eventos ($1,0 \times 10^7$) pode ser tomado como testemunho da significância destes resultados.

Tomando a média dos valores obtidos, as quantidades limites de tubos sem indicações admissíveis, considerando os limites globais do *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998), foram determinadas. Conclui-se que não mais que 2092 tubos são seriam admissíveis nos geradores de vapor da planta a ser considerada.

Importante notar que só foi considerado nestas análises um único mecanismo de deterioração. Os limites globais apresentados pelo *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998) devem em princípio ser aplicados sobre o conjunto de mecanismos de deterioração possíveis em todos os locais onde atuam nos tubos. Conforme apresentado no capítulo 2, são muitos os mecanismos de deterioração possíveis de estarem atuando simultaneamente. Mesmo que a corrosão sob tensão pelo primário na região de transição seja a mais atuante, é de se esperar que computando todos os mecanismos de deterioração um número ainda significativamente menor de tubos são seja admissível.

Ainda assim, a simples comparação destes números com a quantidade de tubos que possuem os geradores de vapor de uma usina de médio porte, como

Angra 1¹², permite que seja questionada a aplicabilidade do Critério Probabilístico Global a tubos sem indicações reportadas.

9.3 Análise dos Resultados do Modelo para Determinação de Limite de Tamponamento pelo Critério Probabilístico Global

Os três casos analisados pelo Modelo para Determinação de Limite de Tamponamento pelo Critério Probabilístico Global indicam o seu maior conservadorismo em relação ao Critério Probabilístico Tubo a Tubo e ao Critério Determinístico Puro, confirmando o apresentado no item 9.2(a). Tal fato pode ser constatado pela análise dos valores apresentados pela TAB. 7.

TABELA 7 – TAMPONAMENTO REQUERIDO PELOS CRITÉRIOS ANALISADOS

Usina	Total de Indicações (vide nota)	Tubos Tamponados		
		Determinístico Puro	Probabilístico Tubo a Tubo	Probabilístico Global
Angra 1	54	0	0	0
Belga	1585	263	127	1445
Krsko	273	6	3	74

Nota: Para Angra 1 as indicações se referem ao total dos geradores de vapor da usina, para a central Belga e a usina de Krsko as indicações se referem a um gerador de vapor apenas.

¹² Os dois geradores de vapor de Angra 1 possuem em conjunto 9348 tubos.

10 CONCLUSÕES

Neste trabalho foi feito um levantamento dos modos de deterioração de tubos de geradores de vapor. Foram apresentados os mecanismos de deterioração e discutidas as variáveis que os influenciam. Com base no apresentado, foi destacada a importância da corrosão sob tensão pelo refrigerante do primário, em especial quando atuando na região de transição de expansão do tubo junto ao espelho.

Os critérios de análise de integridade estrutural em vigor e os critérios alternativos do *Draft Regulatory Guide* DG-1074 (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998) foram apresentados.

Com relação à análise de integridade estrutural dos tubos, foram aplicados três critérios: Critério Determinístico Puro, baseado em critério alternativo em uso por centrais belgas e norte-americanas; Critério Probabilístico Tubo a Tubo, baseado no critério determinístico apresentado pelo *Draft Regulatory Guide* DG-1074; e Critério Probabilístico Global, baseado no critério probabilístico deste mesmo documento.

A aplicação dos critérios de análise de integridade estrutural foi feita considerando indicações de trincas axiais na região de transição de expansão do tubo junto ao espelho pela atuação de mecanismo de corrosão sob tensão pelo primário. Foram adotados dados consistentes com as condições presentes em centrais similares à usina de Angra 1. Para as análises por critérios probabilísticos foram desenvolvidos modelos numéricos com simulações de eventos. Os estudos de caso feitos se basearam em dados de indicações de trincas de três centrais: a usina de Angra 1, uma central belga e a usina de *Krsko*.

Pelos resultados das análises é possível destacar:

- a) O Critério Probabilístico Tubo a Tubo apresenta resultados menos conservadores que os demais critérios.
- b) O Critério Probabilístico Global demonstrou ser o mais conservador dos critérios. Sua aplicação em um dos casos analisados poderia implicar a inviabilidade do equipamento, requerendo a substituição do gerador de vapor.
- c) Tanto o Critério Determinístico Puro quanto o Critério Probabilístico Tubo a Tubo são governados pelos carregamentos das condições normais de operação. O Critério Probabilístico Global é regido pelos carregamentos da condição de acidente.
- d) A consideração de tubos sem indicações reportadas de defeitos em análise por Critério Probabilístico Global pode representar um impasse. A quantidade admissível de tubos seria inferior ao total de tubos dos geradores de vapor da usina.

Estes pontos destacados sugerem que a aplicação do Critério Probabilístico Tubo a Tubo é vantajosa em relação ao Critério Determinístico Puro. Porém, o Critério Probabilístico Global, conforme as considerações e os resultados deste trabalho, apresenta indícios de difícil aplicabilidade. O *Draft Regulatory Guide DG-1074* (US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1998) tem caráter preliminar. Assim, deve ser considerado que sua emissão oficial poderá trazer alterações que modifiquem este quadro.

Deve ser ressaltado que estas conclusões se baseiam em análises feitas para um único mecanismo de deterioração. Mesmo considerando a relevância que apresenta a corrosão sob tensão pelo primário na região de transição junto ao espelho, estudos mais profundos, considerando outros mecanismos de deterioração, são fundamentais para que se possam estabelecer conclusões definitivas.

Também deve ser destacado que o Critério Probabilístico Global exige o uso de modelos bem estruturados. Os modelos numéricos devem operar com um grande número de eventos simulados. Há também indícios que o Critério Probabilístico Global seja mais sensível às distribuições estatísticas das variáveis consideradas. Neste trabalho foram colhidas informações sobre os parâmetros estatísticos de diversas fontes, porém levantamentos de dados mais precisos e específicos para uma dada análise podem representar uma menor dispersão das distribuições. Este fato pode implicar alterações no comportamento do modelo numérico para aplicação do Critério Probabilístico Global.

Para a correta definição de conclusões seria necessário um maior número de análises, considerando, principalmente, diversas distribuições estatísticas para as variáveis envolvidas com os critérios de análise de integridade estrutural abordados. Seria necessário fazer uma análise de sensibilidade dos modelos a variações nos parâmetros estatísticos.

Também seria fundamental que outros estudos, com a mesma abrangência e escopo adotados por este, fossem desenvolvidos para aplicação em análises de outros mecanismos de deterioração.

Este trabalho enfocou apenas aspectos da análise de integridade estrutural para tubos com indicações de defeitos. Para que possa ser feita a aplicação prática dos conceitos aqui explorados, é necessário cobrir também a aplicação de limites de vazamento associados a indicações de defeitos em tubos. Esta é uma lacuna importante, pois, somente com a consideração conjunta de critérios de análise de integridade estrutural e critérios de vazamento aplicados aos tubos com indicações seria possível definir um critério de tamponamento a ser aplicado.

APÊNDICE 1

MODELO NUMÉRICO PARA DETERMINAÇÃO DE LIMITE DE TAMPONAMENTO PELO CRITÉRIO PROBABILÍSTICO TUBO A TUBO (CRITÉRIO DETERMINÍSTICO DO *DRAFT REGULATORY GUIDE* DG-1074)

```

PROGRAM PROBABILIDADE_DE_RUPTURA___PROBABILISTICO_TUBO_A_TUBO

!MS$OPTIMIZE:'ON:p'
USE MSFLIB
INTEGER(2) BT, f1, f2, f3, f4
INTEGER(4) i, ii, np, j, PROBRUP(100000,2), md, no, ii5, ii10
REAL x(100000,5), T, S, CG, NDE, B, TS, a, L, Prup, zoon
REAL R, Smean, Ssd, Tmean, Am, P, aCG, bCG, OC, Pop, Pac
PARAMETER (Tsd=0.04,CGmean=0.76,CGsd=0.83,NDEmean=-
0.39,NDEsd=1.33,Bsd=0.0139)
PARAMETER (N=100000,fk=0.58,po=0.3)
COMMON /A/ x, no, ii
COMMON /B/ PROBRUP, np, md, noo, ii5, ii10, BT, OC, Pop, Pac

no= N
noo= N
zoon= .15

c= SETTEXTCOLORRGB (#00FFFF)
WRITE (*,*) ' CRITÉRIO DE ANÁLISE DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL POR CRITÉRIO
PROBABILÍSTICO TUBO A TUBO.'
WRITE (*,*)
WRITE (*,*) 'DETERMINAÇÃO DE COMPRIMENTO DE TRINCA COM 5% DE
PROBABILIDADE DE FALHA'
WRITE (*,*) ' SOB CONDIÇÕES NORMAIS DE OPERAÇÃO E DE ACIDENTE'
WRITE (*,*)

c= SETTEXTCOLORRGB (#00FF00)
WRITE(*,*) 'ENTRE A BITOLA DO TUBO, "3" P/ 3/4 OU "7" P/ 7/8'
READ(*,*) BT
WRITE(*,*) 'ENTRE O TEMPO DE OPERAÇÃO PREVISTO EM ANOS A PLENA POTÊNCIA'
READ(*,*) OC
WRITE(*,*) 'ENTRE A PRESSÃO DE OPERAÇÃO EM MPa'
READ(*,*) Pop
WRITE(*,*) 'ENTRE A PRESSÃO DE ACIDENTE EM MPa'
READ(*,*) Pac

c= SETTEXTCOLORRGB (#00FFFF)
WRITE(*,*)
WRITE(*,*) 'MONTE-CARLO RODANDO COM SIMULAÇÕES DE', N, ' EVENTOS'
WRITE(*,*)
WRITE(*,*) 'COMPRIMENTO DE TRINCA', ' PROBABILIDADE DE FALHA'

P= MAX(3.0*Pop,1.43*Pac)

```

No primeiro caso analisado, aplicado a usina de Angra 1 (ver item 8.4.1), foi constatada a não necessidade de tamponamento de tubos. Porém, se fosse adotado o Critério Probabilístico Tubo a Tubo ou o Critério Determinístico Puro, também não haveria necessidade de tamponamento. Os resultados das análises feitas pelos três critérios demonstram que as indicações reportadas por MANESCHY e RODRIGES (2001) são pouco significativas e representam baixo risco de falha para os geradores de vapor da usina.

Pelos dados apresentados na tabela TAB. 7, tanto para a central Belga quanto para a usina de *Krsko*, o Critério Probabilístico Global representa um maior número de tubos a serem tamponados que os demais critérios. Isto representaria uma redução mais drástica nos tubos em operação. Esta redução seria especialmente acentuada para a central Belga. A quantidade de tubos do gerador de vapor analisado seria reduzida de algo como um terço. Isto certamente implicaria a inviabilidade operacional deste equipamento e, portanto, sua substituição.

```

bCG= LOG((CGsd/CGmean)**2+1.)
aCG= LOG(CGmean)-bCG/2
bCG= SQRT(bCG)

```

```

IF (BT.EQ.3) THEN
  R=8.98
  Smean=986.8466
  Ssd=49.1872
  Tmean=1.09

```

```

ELSE
  R=10.48
  Smean=948.4428
  Ssd=43.7472
  Tmean=1.27

```

```

END IF

```

```

PROBRUP=0

```

```

Am= -.1

```

```

ii=0

```

```

f1=0

```

```

f2=0

```

```

f3=0

```

```

f4=0

```

```

dA= 0.1

```

```

1 IF ((PROBRUP(ii,2).LE.N*.05).OR.(f1.EQ.1)) GOTO 2

```

```

  f1=1

```

```

  dA= 0.001

```

```

  Am= PROBRUP(ii-1,1)/10000.0

```

```

  PROBRUP(ii,2)= 0

```

```

  ii= ii-1

```

```

2 IF ((PROBRUP(ii,2).LE.N*.05).OR.(f2.EQ.1)) GOTO 3

```

```

  f2= 1

```

```

  ii5=ii-1

```

```

  dA= 0.1

```

```

3 IF ((PROBRUP(ii,2).LE.N*.1).OR.(f3.EQ.1)) GOTO 4

```

```

  f3=1

```

```

  dA= 0.001

```

```

  Am= PROBRUP(ii-1,1)/10000.0

```

```

  PROBRUP(ii,2)= 0

```

```

  ii= ii-1

```

```

4 IF ((PROBRUP(ii,2).LE.N*.1).OR.(f4.EQ.1)) GOTO 5

```

```

  f4= 1

```

```

  ii10=ii-1

```

```

  dA= 0.1

```

```

5 ii= ii+1

```

```

  Am= Am+dA

```

```

  PROBRUP(ii,1)= INT4(Am*10000)

```

```

  PROBRUP(ii,2)= 0

```

```

CALL RDM()

```

```

DO 10 j=1,N
  T= Tmean+x(j,1)*Tsd
  S= Smean+x(j,2)*Ssd
  CG= EXP(aCG+x(j,3)*bCG)
  NDE= NDEmean+x(j,4)*NDEsd
  B= x(j,5)*Bsd
  a= Am+OC*CG+NDE
  IF (BT.EQ.3) THEN
    TS= 9-0.5*a
    IF (a.LT.9.0) TS= 4.5
    IF (a.GT.18.0) TS= 0.0
  ELSE
    TS= 11-0.5*a
    IF (a.LT.13.0) TS= 4.5
    IF (a.GT.22.0) TS= 0.0
  END IF
  a= a-TS
  IF (a.LT.0.0) a=0.0
  L= (12*(1-po**2))**.25 * (a/2)/SQRT(R*T)
  Prup=(fk/(0.614+0.386*EXP(-1.25*L)+0.481*L)+B)*S*T/R
  IF (Prup.LE.P) PROBRUP(ii,2)= PROBRUP(ii,2)+1
10 CONTINUE

WRITE(*,*) Am,'      ', REAL(PROBRUP(ii,2))/N

IF (PROBRUP(ii,2).LT.N*zoon) GOTO 1
np=ii
md=0

DO 20 i=1,np
  IF (PROBRUP(i,2).GT.md) md= PROBRUP(i,2)
20 CONTINUE

CALL PLOT()

i= SETTEXTCOLORRGB (#0)

END

SUBROUTINE RDM()

USE MSIMSL
USE PORTLIB
INTEGER i, j, s, ii
REAL x(100000,5), m(1)
COMMON /A/ x, no, ii

s= INT((TIME()*1.001**ii)**(2*ii-4*INT(ii/2)-1))
CALL RNSET(s)
DO i=1,no
  DO j=1,5
    CALL RNNOA(1,m)
    x(i,j)= m(1)
  END DO
END DO

RETURN
END

```

```

SUBROUTINE PLOT()

USE MSFLIB
LOGICAL modestatus
INTEGER(2) x, y, mx, my, i, NX, NY, BT
INTEGER(4) c, dummy, np, mp, PROBRUP(100000,2), md, mf, ii5, ii10
REAL OC, Pop, Pac
TYPE (windowconfig) myscreen
TYPE (xycoord) xy
COMMON /B/ PROBRUP, np, md, no, ii5, ii10, BT, OC, Pop, Pac
COMMON /C/ mx, mp
COMMON /D/ my, mf
EXTERNAL NX, NY

mp=PROBRUP(np,1)
mf=md

myscreen.numxpixels=-1
myscreen.numypixels=-1
myscreen.numtextcols=-1
myscreen.numtextrows=-1
myscreen.numcolors=-1
myscreen.fontsize=-1
myscreen.title= " "C
modestatus=SETWINDOWCONFIG(myscreen)
modestatus=GETWINDOWCONFIG(myscreen)
mx=myscreen.numxpixels-1
my=myscreen.numypixels-1
c= SETBKCOLORRGB (#FFFFFF)
c= SETCOLORRGB (#0)
c= SETTEXTCOLORRGB(#0)
CALL CLEARSCREEN(0)
c= #0

WRITE (*,*) 'PROBABILIDADE DE FALHA x TAMANHO DE TRINCA MEDIDO
(PROBABILISTICO TUBO A TUBO)'
WRITE (*,*)
WRITE (*,*) 'BITOLA=', BT, ' PERIODO DE OPERAÇÃO=', OC, ' ANOS'
WRITE (*,*) 'PRESSÃO DE OPERAÇÃO=', Pop, ' MPa'
WRITE (*,*) 'PRESSÃO DE ACIDENTE=', Pac, ' MPa'
WRITE (*,*)
WRITE (*,*) 'PARA 5% DE PROBABILIDADE DE FALHA, TRINCA DE',
PROBRUP(ii5,1)/10000.0, ' mm'
WRITE (*,*)
WRITE (*,*) 'PARA 10% DE PROBABILIDADE DE FALHA, TRINCA DE',
PROBRUP(ii10,1)/10000.0, ' mm'

CALL SETLINESTYLE(INT(#FFFF))
CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(mf+10**INT(LOG10(REAL(mf))-1))),xy)
dummy= LINETO(NX(INT(0)),NY(INT(0)))
dummy= LINETO(NX(INT(mp)),NY(INT(0)))

DO 5 i=0,INT(mp/5000)
CALL MOVETO(NX(INT(i*5000)),NY(0),xy)
y=INT(.02*mf)
IF (REAL(i/2.,8).EQ.INT(i/2.)) y= 2*y
IF (REAL(i/20.,8).EQ.INT(i/20.)) y= 2*y
dummy= LINETO(NX(INT(i*5000)),NY(INT(-y)))
5 CONTINUE

```

```

DO 7 i=0,INT(mf/10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)+1)
  CALL MOVETO(NX(0),NY(i*10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)),xy)
  y=INT(.01*mp)
  IF (REAL(i/5.,8).EQ.INT(i/5.)) y= 2*y
  IF (REAL(i/10.,8).EQ.INT(i/10.)) y= 2*y
  dummy= LINETO(NX(INT(-y)),NY(i*10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)))
7  CONTINUE

CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(PROBRUP(1,2))),xy)
CALL SETLINESTYLE(INT(#FFFF))

DO 10 i=1,np
  x= NX(INT(PROBRUP(i,1)))
  y= NY(INT(PROBRUP(i,2)))
  dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
  dummy= LINETO(x,y)
10 CONTINUE

! CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(PROBRUP(1,2)+1.96*(PROBRUP(1,2)-
PROBRUP(1,2)**2/no)**0.5)),xy)
! CALL SETLINESTYLE(INT(#F0F0))
! DO 20 i=1,np
!   x= NX(INT(PROBRUP(i,1)))
!   y= NY(INT(PROBRUP(i,2)+1.96*(PROBRUP(i,2)-PROBRUP(i,2)**2/no)**0.5))
!   dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
!   dummy= LINETO(x,y)
!20 CONTINUE
! CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(PROBRUP(1,2)-1.96*(PROBRUP(1,2)-
PROBRUP(1,2)**2/no)**0.5)),xy)
! CALL SETLINESTYLE(INT(#F0F0))
! DO 30 i=1,np
!   x= NX(PROBRUP(i,1))
!   y= NY(INT(PROBRUP(i,2)-1.96*(PROBRUP(i,2)-PROBRUP(i,2)**2/no)**0.5))
!   dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
!   dummy= LINETO(x,y)
!30 CONTINUE

CALL SETLINESTYLE(INT(#F0F0))
CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(.05*no)),xy)
dummy= LINETO(NX(INT(PROBRUP(ii5,1))),NY(INT(.05*no)))
dummy= LINETO(NX(INT(PROBRUP(ii5,1))),NY(INT(0)))

CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(.1*no)),xy)
dummy= LINETO(NX(INT(PROBRUP(ii10,1))),NY(INT(.1*no)))
dummy= LINETO(NX(INT(PROBRUP(ii10,1))),NY(INT(0)))

```

```

RETURN
END

```

```

INTEGER(2) FUNCTION NX(x)

```

```

  INTEGER(4) x, npn
  INTEGER(2) mx
  COMMON /C/ mx, npn

```

```

  nx= INT(x*mx/(1.1*npn)+0.5+mx*.05)

```

```

END

```



```
INTEGER(2) FUNCTION NY(y)

INTEGER(4) y, mf
INTEGER(2) my
COMMON /D/ my, mf

ny= INT(my*0.95-(y*my*0.65/mf+0.5))

END
```

Nota:

No corpo da subrotina PLOT há linhas desativadas – inicializadas por “!”. Estas linhas, se ativadas, resultarão na impressão de curvas adjacentes à curva de probabilidade de falha. Estas curvas delimitam os intervalos de confiança de 95% da probabilidade de falha obtida.

APÊNDICE 2

MODELO NUMÉRICO PARA ANÁLISE SIMPLIFICADA PELO CRITÉRIO PROBABILÍSTICO GLOBAL

(CRITÉRIO PROBABILÍSTICO DO *DRAFT REGULATORY GUIDE* DG-1074)

```

PROGRAM PROBABILIDADE_DE_FALHA__PROBABILISTICO_GLOBAL_SIMPLIFICADO

!MS$OPTIMIZE:'ON:p'
USE MSFLIB
INTEGER(2) BT, f
INTEGER(4) i, k, np, j, PROB(1000000,3), md, no
REAL x(1000000,5), T, S, CG, NDE, B, TS, a, L, Prup
REAL R, Smean, Ssd, Tmean, Am, aCG, bCG, OC, Pop, Pac, Amax
PARAMETER (Tsd=0.04,CGmean=0.76,CGsd=0.83,NDEmean=-
0.39,NDEsd=1.33,Bsd=0.0139)
PARAMETER (N=1000000,fk=0.58,po=0.30)
COMMON /A/ x, no, k
COMMON /B/ PROB, np, md, noo, BT, OC, Pop, Pac

no= N
noo= N

c= SETTEXTCOLORRGB (#00FFFF)
WRITE (*,*) 'AVALIAÇÃO DE PROBABILIDADE DE FALHA POR CRITÉRIO
PROBABILÍSTICO GLOBAL SIMPLIFICADO.'
WRITE (*,*)
WRITE (*,*) '          DETERMINAÇÃO DE PROBABILIDADES DE FALHA'
WRITE (*,*) '          SOB CONDIÇÕES NORMAIS DE OPERAÇÃO E DE ACIDENTE'
WRITE (*,*) '          CONSIDERANDO UM LIMITE DE TRINCA MÁXIMA A PERMANECER EM
OPERAÇÃO.'
WRITE (*,*)

c= SETTEXTCOLORRGB (#00FF00)
WRITE(*,*) 'ENTRE A BITOLA DO TUBO, "3" P/ 3/4 OU "7" P/ 7/8'
READ(*,*) BT
WRITE(*,*) 'ENTRE O TEMPO DE OPERAÇÃO PREVISTO EM ANOS A PLENA POTÊNCIA'
READ(*,*) OC
WRITE(*,*) 'ENTRE A PRESSÃO DE OPERAÇÃO EM MPa'
READ(*,*) Pop
WRITE(*,*) 'ENTRE A PRESSÃO DE ACIDENTE EM MPa'
READ(*,*) Pac
WRITE (*,*) 'ENTRE A MAIOR TRINCA EM MM'
READ (*,*) Amax

c= SETTEXTCOLORRGB (#00FFFF)
WRITE(*,*)
WRITE(*,*) 'MONTE-CARLO RODANDO COM SIMULAÇÕES DE', N, ' EVENTOS'
WRITE(*,*)
WRITE(*,*) '          ', ' FREQUÊNCIA DE FALHA POR ANO', '  PROBABILIDADE DE
FALHA'
WRITE(*,*) 'COMPRIMENTO DE TRINCA', '  EM CONDIÇÕES DE OPERAÇÃO', '  EM
CONDIÇÕES DE ACIDENTE'

```

```

bCG= LOG((CGsd/CGmean)**2+1.)
aCG= LOG(CGmean)-bCG/2
bCG= SQRT(bCG)

IF (BT.EQ.3) THEN
    R=8.98
    Smean=986.8466
    Ssd=49.1872
    Tmean=1.09
ELSE
    R=10.48
    Smean=948.4428
    Ssd=43.7472
    Tmean=1.27
END IF

PROB=0
Am= -.1
k=0
f=0

1  k= k+1
    Am=Am+.1
    IF (Am.GE.Amax) Am=Amax
    PROB(k,1)= INT4(Am*10000)
    PROB(k,2)= 0
    PROB(k,3)= 0
    CALL RDM()

    DO 5 j=1,N
        T= Tmean+x(j,1)*Tsd
        S= Smean+x(j,2)*Ssd
        CG= EXP(aCG+x(j,3)*bCG)
        NDE= NDEmean+x(j,4)*NDEsd
        B= x(j,5)*Bsd
        a= Am+OC*CG+NDE
        IF (BT.EQ.3) THEN
            TS= 9-0.5*a
            IF (a.LT.9.0) TS= 4.5
            IF (a.GT.18.0) TS= 0.0
        ELSE
            TS= 11-0.5*a
            IF (a.LT.13.0) TS= 4.5
            IF (a.GT.22.0) TS= 0.0
        END IF
        a= a-TS
        IF (a.LT.0.0) a=0.0
        L= (12*(1-po**2))**0.25 * (a/2)/SQRT(R*T)
        Prup=(fk/(0.614+0.386*EXP(-1.25*L)+0.481*L)+B)*S*T/R
        IF (Prup.LE.Pop) PROB(k,2)= PROB(k,2)+1
        IF (Prup.LE.Pac) PROB(k,3)= PROB(k,3)+1
5  CONTINUE

WRITE(*,*) Am,' ', REAL(PROB(k,2))/(OC*N),' ', REAL(PROB(k,3))/N

IF (Am.LT.Amax) GOTO 1

np=k
md=0

```

```

DO 20 i=1,np
  IF (PROB(i,3).GT.md) md= PROB(i,3)
20 CONTINUE

```

```

CALL PLOT()
i= SETTEXTCOLORRGB (#0)

```

```

END

```

```

SUBROUTINE RDM()

```

```

  USE MSIMSL
  USE PORTLIB
  INTEGER i, j, s, k
  REAL x(1000000,5), m(1)
  COMMON /A/ x, no, k

```

```

  s= INT((TIME()*1.001**k)**(2*k-4*INT(k/2)-1))
  CALL RNSET(s)
  DO i=1,no
    DO j=1,5
      CALL RNNOA(1,m)
      x(i,j)= m(1)
    END DO
  END DO

```

```

  RETURN
END

```

```

SUBROUTINE PLOT()

```

```

  USE MSFLIB
  LOGICAL modestatus
  INTEGER(2) x, y, mx, my, i, NX, NY, BT
  INTEGER(4) c, dummy, np, mp, PROB(1000000,3), md, mf, noo
  REAL OC, Pop, Pac
  TYPE (windowconfig) myscreen
  TYPE (xycoord) xy
  COMMON /B/ PROB, np, md, noo, BT, OC, Pop, Pac
  COMMON /C/ mx, mp
  COMMON /D/ my, mf
  EXTERNAL NX, NY

```

```

  mp=PROB(np,1)
  mf=md

```

```

  myscreen.numxpixels=-1
  myscreen.numypixels=-1
  myscreen.numtextcols=-1
  myscreen.numtextrows=-1
  myscreen.numcolors=-1
  myscreen.fontsize=-1
  myscreen.title= " "C
  modestatus=SETWINDOWCONFIG(myscreen)
  modestatus=GETWINDOWCONFIG(myscreen)
  mx=myscreen.numxpixels-1

```

```

my=myscreen.numpixels-1
c= SETBKCOLORRGB (#FFFFFF)
c= SETCOLORRGB (#0)
c= SETTEXTCOLORRGB(#0)
CALL CLEARSCREEN(0)
c= #0

WRITE (*,*) '    FREQUENCIA/PROBABILIDADE DE FALHA x TAMANHO DE TRINCA'
WRITE (*,*) '    (CRITÉRIO PROBABILÍSTICO GLOBAL - MODELO SIMPLIFICADO)'
WRITE (*,*) 'BITOLA=', BT, '    PERIODO DE OPERAÇÃO=', OC, ' ANOS'
WRITE (*,*) 'PRESSÃO: DE OPERAÇÃO=', REAL(INT(Pop*100.0+.4)/100.0), ' MPa, ', 'DE
ACIDENTE=', REAL(INT(Pac*100.0+.4)/100.0), ' MPa'
WRITE (*,*)
WRITE (*,*) '    PARA TRINCA DE', PROB(np,1)/10000.0, ' mm .'
WRITE (*,*) '    FREQUÊNCIA DE FALHA EM OPERAÇÃO POR ANO DE',
REAL(PROB(np,2))/OC/noo
WRITE (*,*) '    E PROBABILIDADE DE FALHA EM ACIDENTE DE',
REAL(PROB(np,3))/noo
WRITE (*,*)
WRITE (*,*) '    PARA TRINCA DE', ' 0.000 mm .'
WRITE (*,*) '    FREQUÊNCIA DE FALHA EM OPERAÇÃO POR ANO DE',
REAL(PROB(1,2))/OC/noo
WRITE (*,*) '    E PROBABILIDADE DE FALHA EM ACIDENTE DE',
REAL(PROB(1,3))/noo
WRITE (*,*)
WRITE (*,*)
WRITE (*,*)
WRITE (*,*)
WRITE (*,*)

CALL SETLINESTYLE(INT(#FFFF))
CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(mf+10**INT(LOG10(REAL(mf))-1))),xy)
dummy= LINETO(NX(INT(0)),NY(INT(0)))
dummy= LINETO(NX(INT(mp)),NY(INT(INT(0))))

DO 5 i=0,INT(mp/5000)
    CALL MOVETO(NX(i*5000),NY(0),xy)
    y=INT(.02*mf)
    IF (REAL(i/2.,8).EQ.INT(i/2.)) y=2*y
    IF (REAL(i/20.,8).EQ.INT(i/20.)) y=2*y
    dummy= LINETO(NX(INT(i*5000)),NY(INT(-y)))
5 CONTINUE

DO 7 i=0,INT(mf/10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)+1)
    CALL MOVETO(NX(0),NY(i*10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)),xy)
    y=INT(.01*mp)
    IF (REAL(i/5.,8).EQ.INT(i/5.)) y=2*y
    IF (REAL(i/10.,8).EQ.INT(i/10.)) y=2*y
    dummy= LINETO(NX(INT(-y)),NY(i*10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)))
7 CONTINUE

CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(PROB(1,2))),xy)
CALL SETLINESTYLE(INT(#FFFF))

DO 10 i=1,np
    x= NX(INT(PROB(i,1)))
    y= NY(INT((PROB(i,2)+0.5)/OC))
    dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
    dummy= LINETO(x,y)
10 CONTINUE

```

```

! CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT((PROB(1,2)+0.5)/OC+1.96*((PROB(1,2)+0.5)/OC-
((PROB(1,2)+0.5)/OC)**2/noo)**0.5)),xy)
! CALL SETLINESTYLE(INT(#F0F0))
! DO 20 i=1,np
!     x= NX(INT(PROB(i,1)))
!     y= NY(INT((PROB(i,2)+0.5)/OC+1.96*((PROB(i,2)+0.5)/OC-
((PROB(i,2)+0.5)/OC)**2/noo)**0.5))
!     dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
!     dummy= LINETO(x,y)
!20 CONTINUE
! CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT((PROB(1,2)+0.5)/OC-1.96*((PROB(1,2)+0.5)/OC-
((PROB(1,2)+0.5)/OC)**2/noo)**0.5)),xy)
! CALL SETLINESTYLE(INT(#F0F0))
! DO 30 i=1,np
!     x= NX(PROB(i,1))
!     y= NY(INT((PROB(i,2)+0.5)/OC-1.96*((PROB(i,2)+0.5)/OC-
((PROB(i,2)+0.5)/OC)**2/noo)**0.5))
!     dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
!     dummy= LINETO(x,y)
!30 CONTINUE

CALL MOVETO(NX(INT(PROB(np,1))),NY(INT((PROB(np,2)+0.5)/OC)),xy)
CALL SETLINESTYLE(INT(#F0F0))
dummy= LINETO(NX(INT(0)),NY(INT((PROB(np,2)+0.5)/OC)))
CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(PROB(1,3))),xy)
CALL SETLINESTYLE(INT(#FFFF))
DO 50 i=1,np
    x= NX(INT(PROB(i,1)))
    y= NY(INT(PROB(i,3)))
    dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
    dummy= LINETO(x,y)
50 CONTINUE

! CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(PROB(1,3)+1.96*(PROB(1,3)-
PROB(1,3)**2/noo)**0.5)),xy)
! CALL SETLINESTYLE(INT(#F0F0))
! DO 60 i=1,np
!     x= NX(INT(PROB(i,1)))
!     y= NY(INT(PROB(i,3)+1.96*(PROB(i,3)-PROB(i,3)**2/noo)**0.5))
!     dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
!     dummy= LINETO(x,y)
!60 CONTINUE
! CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(PROB(1,3)-1.96*(PROB(1,3)-
PROB(1,3)**2/noo)**0.5)),xy)
! CALL SETLINESTYLE(INT(#F0F0))
! DO 70 i=1,np
!     x= NX(PROB(i,1))
!     y= NY(INT(PROB(i,3)-1.96*(PROB(i,3)-PROB(i,3)**2/noo)**0.5))
!     dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
!     dummy= LINETO(x,y)
!70 CONTINUE

CALL MOVETO(NX(INT(PROB(np,1))),NY(INT(PROB(np,3))),xy)
CALL SETLINESTYLE(INT(#F0F0))
dummy= LINETO(NX(INT(0)),NY(INT(PROB(np,3))))
CALL MOVETO(NX(INT(PROB(np,1))),NY(INT(PROB(np,3))),xy)
dummy= LINETO(NX(INT(PROB(np,1))),NY(INT(0)))

RETURN
END

```

```

INTEGER(2) FUNCTION NX(x)

INTEGER(4) x, npn
INTEGER(2) mx
COMMON /C/ mx, npn

nx= INT(x*mx/(1.1*npn)+0.5+mx*.05)

END

```

```

INTEGER(2) FUNCTION NY(y)

INTEGER(4) y, mf
INTEGER(2) my
COMMON /D/ my, mf

ny= INT(my*0.95-(y*my*0.65/mf+0.5))

END

```

Nota:

No corpo da subrotina PLOT há linhas desativadas – inicializadas por "!". Estas linhas se ativadas resultarão na impressão de curvas adjacentes às curvas de frequência de falha por ano em condições de operação normal a plena potência e probabilidade de falha em condições de acidente. Estas curvas delimitam os intervalos de confiança de 95% das respectivas grandezas.

APÊNDICE 3

MODELO NUMÉRICO PARA DETERMINAÇÃO DO LIMITE DE TAMPONAMENTO PELO CRITÉRIO PROBABILÍSTICO GLOBAL

(CRITÉRIO PROBABILÍSTICO DO *DRAFT REGULATORY GUIDE* DG-1074)

```

PROGRAM LIMITE_DE_TAMPONAMENTO_GLOBAL

!MS$OPTIMIZE:'ON:p'
USE MSFLIB
INTEGER(2) BT, ndef
INTEGER(4) i, k, nprob, j, PROB(1000000,3), mprob, mdef, no, DEF(100,3), FRop(3),
PRac(3)
REAL x(10000000,5), T, S, CG, NDE, B, TS, a, L, Prup
REAL R, Smean, Ssd, Tmean, Am, OC, Pop, Pac, Amax, aCG, bCG
PARAMETER (Tsd=0.04,CGmean=0.76,CGsd=0.83,NDEmean=-
0.39,NDEsd=1.33,Bsd=0.0139)
PARAMETER (N=10000000, fk=0.58, po=0.30)
COMMON /A/ x, no, k
COMMON /B/ PROB, nprob, mprob, mdef, noo, BT, OC, Pop, Pac, ndef, DEF, FRop, PRac

no= N
noo= N

c= SETTEXTCOLORRGB (#00FFFF)
WRITE (*,*) 'DETERMINAÇÃO DE LIMITE DE TAMPONAMENTO POR CRITÉRIO
PROBABILÍSTICO GLOBAL.'
WRITE (*,*)
WRITE (*,*) '          DETERMINAÇÃO DO LIMITE DE TAMPONAMENTO PARA'
WRITE (*,*) '          UMA DISTRIBUIÇÃO DE TRINCAS CONSIDERANDO'
WRITE (*,*) '          FREQUÊNCIA DE FALHA SOB CONDIÇÕES NORMAIS DE OPERAÇÃO'
WRITE (*,*) '          E PROBABILIDADE DE FALHA EM CONDIÇÕES DE ACIDENTE.'
WRITE (*,*)
c= SETTEXTCOLORRGB (#00FF00)
WRITE(*,*) 'ENTRE A BITOLA DO TUBO: "3" P/ TUBOS DE 3/4 OU "7" P/ 7/8'
READ(*,*) BT
WRITE(*,*) 'ENTRE O TEMPO DE OPERAÇÃO PREVISTO EM ANOS A PLENA POTÊNCIA'
READ(*,*) OC
WRITE(*,*) 'ENTRE A PRESSÃO DE OPERAÇÃO EM MPa'
READ(*,*) Pop
WRITE(*,*) 'ENTRE A PRESSÃO DE ACIDENTE EM MPa'
READ(*,*) Pac
WRITE(*,*) 'ENTRE A MAIOR TRINCA EM mm'
READ(*,*) Amax
ndef= INT2(Amax-.001)+1
DO 200 i=1,ndef
    WRITE(*,*) 'ENTRE A QUANTIDADE DE TRINCAS MAIORES QUE', REAL(i-1), ' ATÉ',
    REAL(i), ' mm'
    READ(*,*) DEF(i,1)
200 CONTINUE
    WRITE(*,*) 'ENTRE O LIMITE DE FREQUÊNCIA DE FALHA POR ANO EM OPERAÇÃO
NORMAL'
    READ(*,*) T
    FRop(1)= INT(T*no)
    WRITE(*,*) 'ENTRE O LIMITE DE PROBABILIDADE DE FALHA EM ACIDENTE'

```



```

READ(*,*) T
PRac(1)= INT(T*no)

c= SETTEXTCOLORRGB (#00FFFF)
WRITE(*,*)
WRITE(*,*) 'MONTE-CARLO RODANDO COM SIMULAÇÕES DE', N, ' EVENTOS'
WRITE(*,*)
WRITE(*,*) '          ', ' FREQUÊNCIA DE FALHA POR ANO', ' PROBABILIDADE DE
FALHA'
WRITE(*,*) 'COMPRIMENTO DE TRINCA', ' EM CONDIÇÕES DE OPERAÇÃO', ' EM
CONDIÇÕES DE ACIDENTE'

bCG= LOG((CGsd/CGmean)**2+1.)
aCG= LOG(CGmean)-bCG/2
bCG= SQRT(bCG)
IF (BT.EQ.3) THEN
  R=8.98
  Smean=986.8466
  Ssd=49.1872
  Tmean=1.09
ELSE
  R=10.48
  Smean=948.4428
  Ssd=43.7472
  Tmean=1.27
END IF

Am= -.5
k=0

1  k= k+1
  Am=Am+.5
  PROB(k,1)= INT4(Am*10000)
  PROB(k,2)= 0
  PROB(k,3)= 0
  CALL RDM()
  DO 5 i=1,N
    T= Tmean+x(i,1)*Tsd
    S= Smean+x(i,2)*Ssd
    NDE= NDEmean+x(i,3)*NDEsd
    B= x(i,4)*Bsd
    CG= EXP(aCG+x(i,5)*bCG)
    a= Am+OC*CG+NDE
    IF (BT.EQ.3) THEN
      TS= 9-0.5*a
      IF (a.LT.9.0) TS= 4.5
      IF (a.GT.18.0) TS= 0.0
    ELSE
      TS= 11-0.5*a
      IF (a.LT.13.0) TS= 4.5
      IF (a.GT.22.0) TS= 0.0
    END IF
    a= a-TS
    IF (a.LT.0.0) a=0.0
    L= (12*(1-po**2))**0.25 * (a/2)/SQRT(R*T)
    Prup=(fk/(0.614+0.386*EXP(-1.25*L)+0.481*L)+B)*S*T/R
    IF (Prup.LE.Pop) PROB(k,2)= PROB(k,2)+1
    IF (Prup.LE.Pac) PROB(k,3)= PROB(k,3)+1
5  CONTINUE

```

```

WRITE(*,*) Am,'      ', REAL(PROB(k,2))/(OC*N),'      ', REAL(PROB(k,3))/N

IF (Am.LT.REAL(ndef)) GOTO 1

nprob=k
mprob=0
DO 20 i=1,nprob
  IF (PROB(i,3).GT.mprob) mprob= PROB(i,3)
20 CONTINUE

FRop(2)= 1000
PRac(2)= 1000
FRop(3)= 0
PRac(3)= 0
DO 100 i=1,ndef
  j=1
50  IF (PROB(j,1)+1.GE.10000*i) GOTO 40
    j=j+1
    GOTO 50
40  nprob=j
    IF (i.EQ.1) GOTO 60
    DEF(i,2)= INT4((1.0-(1.0-REAL(DEF(i-1,2))/no)*(1.0-
REAL(PROB(j,2))/OC/no)**INT(DEF(i,1)))no)
    DEF(i,3)= INT4((1.0-(1.0-REAL(DEF(i-1,3))/no)*(1.0-
REAL(PROB(j,3))/no)**INT(DEF(i,1)))no)
    GOTO 30
60  DEF(i,2)= INT4((1.0-(1.0-REAL(PROB(j,2))/OC/no)**INT(DEF(i,1)))no)
    DEF(i,3)= INT4((1.0-(1.0-REAL(PROB(j,3))/no)**INT(DEF(i,1)))no)
30  IF (DEF(i,2).LE.FRop(1)) GOTO 70
    IF (FRop(2).NE.1000) GOTO 70
    FRop(2)= i
    DO 80 k=1,DEF(i,1)
      IF (FRop(1).LE.INT4((1.0-((1.0-REAL(DEF(i-1,2))/OC/no)*(1.0-
REAL(PROB(j,2))/OC/no)**k))*OC*no)) GOTO 70
    FRop(3)= k
80  CONTINUE
70  IF (DEF(i,3).LE.PRac(1)) GOTO 100
    IF (PRac(2).NE.1000) GOTO 100
    PRac(2)= i
    DO 90 k=1,DEF(i,1)
      IF (PRac(1).LE.INT4((1.0-((1.0-REAL(DEF(i-1,3))/no)*(1.0-
REAL(PROB(j,3))/no)**k))*no)) GOTO 100
    PRac(3)= k
90  CONTINUE
100 CONTINUE

mdef=0
DO 110 i=1,ndef
  IF (DEF(i,3).GT.mdef) mdef= DEF(i,3)
110 CONTINUE

CALL PLOT()
i= SETTEXTCOLORRGB (#0)

END

```

SUBROUTINE RDM()

```

USE MSIMSL
USE PORTLIB
INTEGER i, j, s, k
REAL x(10000000,5), m(1)
COMMON /A/ x, no, k

s= INT((TIME()*1.001**k)**(2*k-4*INT(.5*k)-1))
CALL RNSET(s)
no= no
DO i=1,no
    DO j=1,5
        CALL RNNOA(1,m)
        x(i,j)= m(1)
    END DO
END DO

RETURN
END

```

SUBROUTINE PLOT()

```

USE MSFLIB
LOGICAL modestatus
INTEGER(2) x, y, mx, my, i, NX, NY, BT, ndef
INTEGER(4) c, dummy, nprob, mp, PROB(1000000,3), mprob, mdef, mf, noo, DEF(100,3),
FRop(3), PRac(3)
REAL OC, Pop, Pac
TYPE (windowconfig) myscreen
TYPE (xycoord) xy
COMMON /B/ PROB, nprob, mprob, mdef, noo, BT, OC, Pop, Pac, ndef, DEF, FRop, PRac
COMMON /C/ mx, mp
COMMON /D/ my, mf
EXTERNAL NX, NY

mp=INT4(ndef*10000)
mf=mdef

myscreen.numxpixels=-1
myscreen.numypixels=-1
myscreen.numtextcols=-1
myscreen.numtextrows=-1
myscreen.numcolors=-1
myscreen.fontsize=-1
myscreen.title= " "C
modestatus=SETWINDOWCONFIG(myscreen)
modestatus=GETWINDOWCONFIG(myscreen)
mx=myscreen.numxpixels-1
my=myscreen.numypixels-1
c= SETBKCOLORRGB (#FFFFFF)
c= SETCOLORRGB (#0)
c= SETTEXTCOLORRGB(#0)
CALL CLEARSCREEN(0)
c= #0

```

```

x=0
DO 1 i=1,ndef
    x=x+DEF(i,1)
1  CONTINUE
    WRITE (*,*) 'FREQÜÊNCIA/PROBABILIDADE DE FALHA x TAMANHO DE TRINCA
(AVALIAÇÃO PROBABILÍSTICA GLOBAL)'
    WRITE (*,*)
    WRITE (*,*) 'BITOLA=', BT, ' PERIODO DE OPERAÇÃO=', OC, ' ANOS'
    WRITE (*,*) 'PRESSÃO: OPERAÇÃO=', REAL(INT(Pop*100.0+.4)/100.0), ' MPa ',
ACIDENTE=', REAL(INT(Pac*100.0+.4)/100.0), ' MPa'
    WRITE (*,*) 'TOTAL DE TRINCAS=', x, ' MAIOR TRINCA=', REAL(ndef), ' mm'
    WRITE (*,*) 'MAIOR TRINCA => FREQ.OP.=', REAL(PROB(nprob,2))/OC/noo, ' E
PROB.AC.=', REAL(PROB(nprob,3))/noo
    WRITE (*,*) 'CONJUNTO DE TRINCAS => FREQ.OP.=', REAL(DEF(ndef,2))/OC/noo, ' E
PROB.AC.=', REAL(DEF(ndef,3))/noo
    IF (Frop(2).EQ.1000) THEN
        WRITE (*,*) 'LIMITE P/ FREQ.OP.=', REAL(Frop(1))/noo, ' => NÃO TAMPONAR'
    ELSE
        WRITE (*,*) 'LIMITE P/ FREQ.OP.=', REAL(Frop(1))/noo, ' => TAMPONAR ACIMA DE',
REAL(INT(Frop(2)+.00001)), ' mm,'
        WRITE (*,*) ' E MANTER', INT(Frop(3)+.00001), ' TRINCAS ENTRE',
REAL(INT(Frop(2)+.00001-1)), ' E', REAL(INT(Frop(2)+.00001)), ' mm'
    END IF
    IF (PRac(2).EQ.1000) THEN
        WRITE (*,*) 'LIMITE P/ PROB.AC.=', REAL(PRac(1))/noo, ' => NÃO TAMPONAR'
    ELSE
        WRITE (*,*) 'LIMITE P/ PROB.AC.=', REAL(PRac(1))/noo, ' => TAMPONAR ACIMA DE',
REAL(INT(PRac(2)+.00001)), ' mm,'
        WRITE (*,*) ' E MANTER', INT(PRac(3)+.00001), ' TRINCAS ENTRE',
REAL(INT(PRac(2)+.00001-1)), ' E', REAL(INT(PRac(2)+.00001)), ' mm'
    END IF
    WRITE (*,*)
    WRITE (*,*)
    WRITE (*,*)

    CALL SETLINESTYLE(INT(#FFFF))
    CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(mf+10**INT(LOG10(REAL(mf))-1))),xy)
    dummy= LINETO(NX(INT(0)),NY(INT(0)))
    dummy= LINETO(NX(INT(mp)),NY(INT(0)))

    DO 5 i=0,INT(mp/5000)
        CALL MOVETO(NX(i*5000),NY(0),xy)
        y=INT(.02*mf)
        IF (REAL(i/2.,8).EQ.INT(i/2.)) y= 2*y
        IF (REAL(i/20.,8).EQ.INT(i/20.)) y= 2*y
        dummy= LINETO(NX(INT(i*5000)),NY(INT(-y)))
5  CONTINUE

    DO 7 i=0,INT(mf/10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)+1)
        CALL MOVETO(NX(0),NY(i*10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)),xy)
        y=INT(.01*mp)
        IF (REAL(i/5.,8).EQ.INT(i/5.)) y= 2*y
        IF (REAL(i/10.,8).EQ.INT(i/10.)) y= 2*y
        dummy= LINETO(NX(INT(-y)),NY(i*10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)))
7  CONTINUE

    CALL SETLINESTYLE(INT(#FFFF))
    CALL MOVETO(NX(0),NY(INT(DEF(1,2))),xy)
    dummy= LINETO(NX(INT(10000)),NY(INT(DEF(1,2))))
    CALL MOVETO(NX(0),NY(INT(DEF(1,3))),xy)

```

```

dummy= LINETO(NX(INT(10000)),NY(INT(DEF(1,3))))

DO 100 i=2,ndef
  CALL MOVETO(NX(INT((i-1)*10000)),NY(INT(DEF(i-1,2))),xy)
  dummy= LINETO(NX(INT((i-1)*10000)),NY(INT(DEF(i,2))))
  dummy= LINETO(NX(INT((i)*10000)),NY(INT(DEF(i,2))))
  CALL MOVETO(NX(INT((i-1)*10000)),NY(INT(DEF(i-1,3))),xy)
  dummy= LINETO(NX(INT((i-1)*10000)),NY(INT(DEF(i,3))))
  dummy= LINETO(NX(INT((i)*10000)),NY(INT(DEF(i,3))))
100 CONTINUE

CALL SETLINESTYLE(INT(#F0F0))
CALL MOVETO(NX(0),NY(INT(FRop(1))),xy)
dummy= LINETO(NX(INT((FRop(2)-1)*10000)),NY(INT(FRop(1))))
CALL MOVETO(NX(0),NY(INT(PRac(1))),xy)
dummy= LINETO(NX(INT((PRac(2)-1)*10000)),NY(INT(PRac(1))))

mf= mprob
CALL SETLINESTYLE(INT(#FFFF))
CALL MOVETO(NX(INT(mp)),NY(INT(0)),xy)
dummy= LINETO(NX(INT(mp)),NY(INT(mf+10**INT(LOG10(REAL(mf))-1))))

DO 9 i=0,INT(mf/10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)+1)
  CALL MOVETO(NX(mp),NY(i*10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)),xy)
  y=INT(.01*mp)
  IF (REAL(i/5.,8).EQ.INT(i/5.)) y= 2*y
  IF (REAL(i/10.,8).EQ.INT(i/10.)) y= 2*y
  dummy= LINETO(NX(INT(mp+y)),NY(i*10**INT(LOG10(REAL(mf))-1)))
9 CONTINUE

CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(PROB(1,2))),xy)
DO 10 i=1,nprob
  x= NX(INT(PROB(i,1)))
  y= NY(INT((PROB(i,2)+0.5)/OC))
  dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
  dummy= LINETO(x,y)
10 CONTINUE

CALL MOVETO(NX(INT(0)),NY(INT(PROB(1,3))),xy)
DO 50 i=1,nprob
  x= NX(INT(PROB(i,1)))
  y= NY(INT(PROB(i,3)))
  dummy= SETPIXELRGB(x,y,c)
  dummy= LINETO(x,y)
50 CONTINUE

RETURN
END

```

INTEGER(2) FUNCTION NX(x)

INTEGER(4) x, mp
 INTEGER(2) mx
 COMMON /C/ mx, mp

nx= INT(x*mx/(1.1*mp)+0.5+mx*.05)

END

```
INTEGER(2) FUNCTION NY(y)
```

```
  INTEGER(4) y, mf
```

```
  INTEGER(2) my
```

```
  COMMON /D/ my, mf
```

```
  ny= INT(my*0.95-(y*my*0.65/mf+0.5))
```

```
END
```

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMAR, A.S.; SHAH, V. N.; Remedies for PWR recirculating steam generator tube failures. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 10., San Diego, Calif., Aug. 21-23, Transactions, v. D, p. 189-194, 1989

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS; **ASME boiler and pressure vessel code**, 1992.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS - **ASM handbook. Vol. 11 - Failure Analysis and Prevention**. Metals Handbook, 9th ed., 1989(a).

AMERICAN SOCIETY FOR METALS - **ASM handbook. Vol. 17 – Non-Destructive Examination**. Metals Handbook, 9th ed., 1989(b).

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. Standard specification for seamless nickel and nickel alloy condenser and heat-exchanger tubes. Feb. 1996. (ASTM B 163-95a). In: 1996 Annual Book of ASTM Standards, v. 03.05, p. 59-68.

AZODI, D.; SCHULZ, H.; ARENZ, R. On the integrity of steam generator tubes and plugging assessment. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 9., Aug. 17-21, 1987, Lausanne, Switzerland. Transactions, v. D, p. 383-393.

BEHRAVESH, M.; HENRY, G.; HARRIS, D. Qualification of eddy current techniques and personnel for inspection of steam generator tubes. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 13. Porto Alegre, Brasil, Transactions, v. 2, p. 629-634, 1995.

BERGE, P.; CATTANT, F.; CALLE, P.; HUTIN, J.P. Characteristics of roll transition cracks in steam generator tubes. In: NEA/CSNI-UNIPED SPECIALIST MEETING ON STEAM GENERATORS, Oct. 1-5, 1984, Stockholm, Transactions, session 4.7.

BLEVINS, R.D.; SIMONS, J.C. *Fluid structure interaction, its prediction and measurement*. Tutorial session. The American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, s.d..

BOUSIER, J.M.; BOUVIER, O.; GRAS, J.M.; NOEL, D.; RIOS, R.; VAILLANT, F. SCC of alloy 600 in high temperature water: a study of mechanisms. In: INTERNATIONAL CONF. ON CORROSION-DEFORMATION INTERACTIONS, p. 119-137, 1992.

CHENG, W.; FINNIE, I. Stress analysis and fatigue life prediction for a U-bend steam generator tube. *Nucl. Eng. Design*, v. 165(1-2), p. 101-109, Aug 1996.

COCHET, B.; FLESCHE, B. Crack stability criteria in steam generator tubes. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 9., Aug. 17-21, 1987, Lausanne, Switzerland. Transactions, v. D, p. 413-419.

CIZELJ, L. *On the estimation of the steam generator maintenance efficiency by the means of probabilistic fracture mechanics*. Karlsruhe: Kernforschungszentrum, (KfK 5359), Oct. 1994.

CIZELJ, L.; MAVKO, B.; VENCELJ, P. Reliability of steam generator tube with axial cracks. *J. Pres. Ves. Technology*, v. 118, p. 441-446, Nov. 1996.

CONGLETON, J.; HEMSWORTH, B.; PARKINS, R.N.; SINGH, P.M. Effects of heat treatments on the stress corrosion cracking of alloy 600 in high temperature waters. *Nucl. Eng. Design*, v. 132, p. 119-132, 1991.

DIERCKS, D.R.; BAKHTIARI, S.; CHOPRA, O.K.; KASZA, K.E.; KUPPERMAN, D.S.; MAJUMDAR, S.; PARK, J.Y.; SHACK, W.J. **Steam generator tube integrity program – semiannual report August 1995 – March 1996**. Argonne National Laboratory (ANL-96/17, NUREG/CG-6511), April 1997.

EDORGAN, F. Ductile failure theories for pressurized pipes and containers. *Int. J. of Pres. Ves. & Piping*, v. 4, 1976 apud MAJUMDAR (1996).

ESTEBAN, A.; BOLANOS, M.F.; FIGUEIRAS, J.M. A plugging criterion for steam generator tubes based on leak-before-break. *Int. J. Press. Ves. & Piping*, v. 43, p. 181-186, 1990.

EVANS, U.R. *Corrosion*, v. 7, n. 238, 1951, apud FONTANA e GREENE, 1978.

FLESCH, B.; COCHET, B. Leak-before-break in steam generator tubes. *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, v. 43, p. 165-179, 1990.

FLESCH, B.; KEROULAS, F.; BERGE, P. Steam generator tube cracks at Dampierre 1 EDF PWR plant – impact on plant safety. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 9., Aug. 17-21, 1987, Lausanne, Switzerland. Transactions, v. D, p. 395-404.

FOLIAS, E.S. On the theory of fracture of curved sheets. *Engineering Fracture Mechanics*, v.2, 1970 apud YU et alli (1994).

FONTANA, M.G.; GREENE, N.D. *Corrosion engineering*. 2. ed., McGraw-Hill, 1978.

GENTIL, V. *Corrosão*. Livros Técn. e Científicos, Rio de Janeiro, RJ, 3 ed., 1996.

GILLOT, E.; COCHET, B.; RICHARD, P.; FAIDY, C.F. Validation of leak before break analysis for stem generator tubes. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 9., Aug. 17-21, 1987, Lausanne, Switzerland. Transactions, v. D, p. 405-411.

GOWDA, B.C.; BEGLEY, J.A. ***Tube plugging margin criteria for roll transition regions in preheat steam generators***. EPRI Research Project S301-9, Final Report, Dec. 1986.

GORMAN, J.A.; HARRIS, J.E.; LOWENSTEIN, D.B. ***Steam generator tube fitness-for-service guidelines***. Canada Atomic Energy Control Board (INFO-0572), July 1995.

GREEN, S. J. Solving chemical and mechanical problems of PWR steam generators. ***Chemical Engineering Progress***. p. 31-45, July 1987.

HAHN, G.T.; SARRATE, M.; ROSENFELD, A.R. Criteria for crack extension in cylindrical pressure vessels. ***Int. J. Fracture Mech.***, v. 5, n. 3, 1969 apud MAJUMDAR (1996).

HANH, G.J.; SHAPIRO, S.S. ***Statistical models in engineering***. New York, N.Y.: Wiley Classics Library, 1994.

HENRY, G.; WELTY, C.S. Steam generator tubing NDE performance. In: WATER REACTOR SAFETY MEETING, Bethesda, MD, Oct 21-23, p. 355-364, 1996.

HERNALSTEEN, P. Critical flaw sizes in steam generator tubing. In: NEA/CSNI-UNIPED SPECIALIST MEETING ON STEAM GENERATORS, Oct. 1-5, 1984, Stockholm, Transactions, session 4.6.

HERNALSTEEN, P. Belgium steam generator research and development activities. In: STEAM GENERATOR RELIABILITY PROJECT, TECHNICAL ADVISORY GROUP, Oct., 1987, Dallas, Texas, Report, attachment 5.

HERNALSTEEN, P. A predictive model for steam generator degradation through PWSCC in roll transitions. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 10., San Diego, Calif., Aug. 21-23, Transactions, v. D, p. 183-188, 1989.

HUTIN, J.P.; BILLON, F. Integrity analysis of cracked steam generator tubes. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 8., Aug. 19-23, 1985, Brussels, Belgium. Transactions, v. G, p. 261-265.

INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Assessment and management of ageing of major nuclear power plant components important to safety: steam generators*. (IAEA-TECDOC-981). Nov. 1997.

KASTNER, W.; ROHRICH, E.; SCHMITT, W.; STEINBUCH, R. Critical crack sizes in ductile piping. *Pres. Ves. & Piping*, v. 9, p. 197-219, 1981.

KAI, J.J.; TSAI, C.H.; YU, G.P. The IGSCC, sensitization, and microstructure study of alloys 600 and 690. *Nucl. Eng. Design*, v. 144, p. 449-457, 1993.

KO, P. L. Wear due to flow-induced vibration. In: *Technology for the '90s*. New York, N.Y.: The American Society of Mechanical Engineers, p. 865-896, 1993.

MACDONALD, P.E.; SHAH, V.N.; WARD, L.W.; ELLISON, P.G. *Steam generator tube failures*. Idaho National Engineering Laboratory (INEL-95/0383, NUREG/CR-6365). April 1996.

- MAJUMDAR, S. Predictions on structural integrity of steam generator tubes under normal operating, accident and severe accident conditions. In: WATER REACTOR SAFETY MEETING, 24., Oct 21-23, 1996, Bethesda, MD, Transactions, p. 389-413.
- MANESCHY, E; RODRIGES, P.. Steam generator tube integrity assessment using a probabilistic approach. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 16., Aug., 2001, Washington, DC, USA.
- MATTAR NETO, M.; CRUZ, J.R.B. Integridade de tubos de geradores de vapor de reatores PWR: critérios de tamponamento para PWSCC na região de transição próximo ao espelho. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 15., 22-26 nov., 1999, Águas de Lindóia, Transactions.
- MAVKO, B.; CIZELJ, L. Failure probability of axially cracked steam generator tubes: a probabilistic fracture mechanics model. *Nuc. Technology*, v. 98, p. 171-177, May 1992.
- MAYO, W.E. Predicting IGSCC/IGA susceptibility of Ni-Cr-Fe alloys by modeling of grain boundary chromium depletion. *Materials Science and Engineering*, v. A232, p. 129-139, 1997.
- MICROSOFT CORPORATION. *Microsoft Fortran PowerStation version 4.0 – Users Manual*. 1994-95.
- MIKSCH, M.; EICHLER, R.; SCHWARZ, T.; BRASCHEL, R. Criteria for the structural integrity of degraded steam generator tubes – draft for a KWU Regulatory Guide. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 6., Aug. 17-21, 1981, Paris, France, Transactions, v. F, n. F9/12.

MILLETT, P.; Steam generator degradation: current mitigation strategies for controlling corrosion. In: CNRA/CSNI WORKSHOP ON STEAM GENERATOR TUBE INTEGRITY IN NUCLEAR POWER PLANTS. (NUREG/CP-0154) Argonne National Laboratory, USA, Oct.-Nov. 1995, p. 151-170.

NORDMANN, F.; FIQUET, J-M; Selection criteria for the best secondary water chemistry. *Nuc. Eng. & Desing*, v. 160, p. 193-201, 1996.

NUCLEAR ENGINEERING INTERNATIONAL Tube problems. *Nuclear Eng. Int.*, p. 20-22, Jan. 1993.

OBRUTSKY, L.S.; CECCO, V.S.; SULLIVAN, S.P. Transmit-receive eddy current probes for defect detection and sizing in steam generator tubes. In: NEA/CNRA/CSNI WORKSHOP ON STEAM GENERATOR TUBE INTEGRITY IN NUCLEAR POWER PLANTS, Oak Brook, Ill., Oct 30- Nov 2, (NUREG/CP-0154), p. 305-320, 1995.

PATRIDGE, M.J. *Proceedings: 1985 EPRI Workshop on Remedial Actions for Secondary-Side Intergranular Corrosion*. EPRI NP-4478, Electric Power Research Institute, Palo-Alto, CA, 1986. apud MACDONALD et alli (1996).

REBAK, R.B.; SZKLARSKA-SMIALOWSKA, Z. Influence of stress intensity and loading mode on intergranular stress corrosion cracking of alloy 600 in primary waters of pressurized water reactors. *Corrosion Science*, v. 50, n. 5, p. 378-393, 1994.

REBAK, R.B.; XIA, Z.; SZKLARSKA-SMIALOWSKA, Z. Effect of temperature and cold work on the crack growth rate of alloy 600 in primary water. *Corrosion Science*, v. 51, n. 9, p. 689-697, 1995.

- ROUSSEL, G.; MIGNOT, P. Behavior of steam generator tubes in Belgium and their Consequences. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 10., San Diego, Calif., Aug. 21-23, Transactions, v. D, p. 167-175, 1989.
- SHAH, V.N.; MACDONAL, P.E. *Aging and life extension of major light water reactor components*. Elsevier, preprint.
- SINGH, K. P.; SOLER, A. I. *Mechanical design of heat exchangers and pressure vessel components*. Cherry Hill, N. J.: Arcturus, 1984.
- SPEIDEL, M.O.; MAGDOWSKI, R. Stress corrosion crack growth of cold worked nickel base alloy 600. IN: INTERNATIONAL CONF. ON CORROSION-DEFORMATION INTERACTIONS, 1992.
- STIEDING, L.; STELLWAG, B.; WIELING, N.; RIESS, R. Steam generator tubing and associated operating performance. *Kerntechnik*, v. 55, n. 6, p. 340-345, 1990.
- SZKLARSKA-SMIALOWSKA, Z. Factors influencing IGSCC of alloy 600 in primary and secondary waters of PWR steam generators. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON ENVIRONMENTAL DEGRADATION OF MATERIALS IN NUCLEAR POWER SYSTEMS – WATER REACTORS. 4., Jekyll Island, Georgia, Aug. 1989.
- SYMONS, D.M. Hydrogen embrittlement of Ni-Cr-Fe alloys. *Metallurgical and Material Transactions*, v. 28A, mar. 1997, p. 655-663.
- THIEL, F.; KANG, S.; CHABRERIE, J. Evaluation of the residual stress field in a steam generator end tube after hydraulic expansion. In: ASME PRESSURE VESSEL AND PIPING CONFERENCE, Jun. 19-23, 1994, Minneapolis, Minn. Transactions, v. 280, p. 51-56.

- U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION Steam generator tube issues. **NRC Technical Issue Papers and Fact Sheets**. U. S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, s.d..
- U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION. **Inservice inspection of pressurized water reactor steam generator tubes**. (Regulatory Guide 1.83). July 1975.
- U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION. **Bases for plugging degraded PWR steam generator tubes**. (Regulatory Guide 1.121). Aug. 1976.
- U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION Steam generator tube issues. **Steam generator tube inservice inspection**. Standard Review Plan, section 5.4.2.2. U. S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, July 1981.
- U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION. **Steam generator tube inspection techniques** (Generic Letter 97-05). Dec. 1997.
- U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION. **Draft regulatory guide DG-1074, steam generator tube integrity**. Dec. 1998.
- VAN DRUNEN, G; CECCO, V.S. Recognizing limitations in eddy-current testing. **NDT International**, v. 17, n. 1, p 9-17, 1984.
- WAKAI, T.; WATASHI, K. LBB assessment for steam generator tube having an initial flaw. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, 13., AUG. 13-18, 1995, Porto Alegre, Transactions, v. ii, p. 509-514.
- YANG, I.J. Effect of sulphate and chloride ions on the crevice chemistry and stress corrosion cracking of alloy 600 in high temperature aqueous solutions. **Corrosion Science**. v. 33, n. 1, p. 25-37, 1992.

YU, Y.J.; KIM, J.H.; KIM, Y.; KIM, Y.J. Development of steam generator tube plugging criteria for axial crack. In: ASME PRESSURE VESSEL AND PIPING CONFERENCE, Jun. 19-23, 1994, Minneapolis, Minn. Transactions, v. 280, p. 79-83.