



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

PAULO FERNANDO SILVA SOUSA

**PLANEJAMENTO DE MANUTENÇÕES EM DUTOS CORROÍDOS USANDO
METAMODELOS**

Recife
2022

PAULO FERNANDO SILVA SOUSA

**PLANEJAMENTO DE MANUTENÇÕES EM DUTOS CORROÍDOS USANDO
METAMODELOS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Pernambuco, como requisito parcial para obtenção do título de doutor em Engenharia Civil. Área de concentração: Estruturas

Orientadora: Prof^a. Dr^a. Silvana Maria Bastos Afonso da Silva

Coorientador: Prof. Dr. Ramiro Brito Willmersdorf

Recife

2022

Catálogo na fonte
Bibliotecária Maria Luiza de Moura Ferreira, CRB-4 / 1469

S725p Sousa, Paulo Fernando Silva.
Planejamento de manutenções em dutos corroídos usando metamodelos / Paulo
Fernando Silva Sousa. - 2022.
105 folhas, il.; tab.

Orientadora: Prof^a. Dr^a. Silvana Maria Bastos Afonso.
Coorientador: Prof. Dr. Ramiro Brito Willmersdorf.

Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2022.
Inclui Referências.

1. Engenharia Civil. 2. Dutos corroídos. 3. Confiabilidade. 4. Otimização.
5. Planejamento de manutenções. I. Afonso, Silvana Maria Bastos (Orientadora).
II. Willmersdorf, Ramiro Brito (Coorientador). III. Título.

UFPE

624 CDD (22. ed.)

BCTG/2022-111

PAULO FERNANDO SILVA SOUSA

**PLANEJAMENTO DE MANUTENÇÕES EM DUTOS CORROÍDOS
USANDO METAMODELOS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, como requisito para obtenção do título de Doutor em Engenharia Civil, Área de Concentração Estruturas.

Aprovada em 18/02/2022

Orientadora: Prof.^a Dr.^a Silvana Maria Bastos Afonso da Silva - UFPE
Coorientador: Prof. Dr. Ramiro Brito Willmersdorf - UFPE

BANCA EXAMINADORA

participação por videoconferência

Prof.^a Dr.^a Silvana Maria Bastos Afonso da Silva (orientadora)
Universidade Federal de Pernambuco

participação por videoconferência

Prof. Dr. André Teófilo Beck (examinador externo)
Universidade de São Paulo

participação por videoconferência

Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas (examinador externo)
Universidade Federal de Ouro Preto

participação por videoconferência

Prof. Dr. Tiago Ancelmo de Carvalho Pires de Oliveira (examinador interno)

Universidade Federal de Pernambuco

participação por videoconferência

Prof. Dr. Renato de Siqueira Motta (examinador interno)

Universidade Federal de Pernambuco

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus e a toda sua equipe espiritual, pelo dom da vida, por todas as bênçãos e por todo o suporte nos inúmeros momentos difíceis.

Agradeço imensamente também às duas pessoas mais importantes da minha vida, Emanuel Sousa, também conhecido como painho, e Creusélia Sousa, também conhecida como mainha, por sempre serem os meus maiores apoiadores, incentivadores e dividirem a presidência do meu fã-clube.

Aproveitando também para agradecer a toda a minha família, pelo suporte, amor e carinho sempre demonstrados. Família Leite e Silva, com tia Ceça, tia Chris, tio Carlos, e meus primos/irmãos tão amados, Gui, Gabi e Dudu. Família Costa e Sousa, com Alda, Samuel e Rebeca.

Agradeço demais também aos meus amigos, que estão sempre comigo nesta difícil caminhada, sempre me dando todo o apoio necessário. Hortência Nascimento, obrigado por essa amizade de tantos anos, por todo o teu amor e por deixar as coisas leves quando tudo ficava muito pesado. Mariella Falcão, amiga tão querida, obrigado pelas preces, pelas conversas, pelos memes, pela preocupação e carinho. Hygor Costa, gratidão pela sua parceria de anos, meu amigo de caminhadas, cafés e conversas sobre a vida. Jeane Pimentel, obrigado pelo seu carinho, pela sua preocupação, por todos os cafés, risadas e pelas conversas. Aos meus ousadinhos, Clarinha, Thati e André, obrigado por sempre torcerem por mim e por estarem comigo nessa jornada.

Agradeço também a minha orientadora, professora Silvana Bastos, pela preocupação de sempre, por ser uma mãe acadêmica mesmo, e por ter me dado essa oportunidade de ser seu orientando. Obrigado, professora, por acreditar em mim, no meu potencial e no meu trabalho. Gratidão também ao professor Ramiro Willmersdorf, meu coorientador, pelas orientações sempre oportunas e pelas correções de trabalhos sempre bem detalhadas. Aproveito também para agradecer a todos os demais integrantes do grupo de pesquisa de dutos. Ao pessoal de manutenção, Álamo, Savanna e Paulo Neto, e a todos os demais integrantes do grupo: Júlio, Marco, Adriano, João Lucas, Rodolfo.

Gratidão também aos professores André Beck e Marcílio Freitas, por participarem como examinadores externos na minha banca. Agradeço também aos

examinadores internos, professores Renato Motta e Tiago Ancelmo, que também foram meus professores durante a pós-graduação. Obrigado também pelos ensinamentos, pelas conversas e orientações. Um agradecimento também importante a professora Juliana Torres, pela participação e pelas considerações durante o exame de qualificação.

Um agradecimento especial a todos os meus professores ao longo desta enorme caminhada acadêmica. Vou citar aqui em especial os professores Bernardo Horowitz e Paulo Marcelo, que foram meus professores durante a graduação e a pós, e são verdadeiras inspirações para mim como pesquisadores e docentes.

Aproveito também para agradecer a todos os meus alunos da UFPE e da UNIBRA, pela parceria, pela troca e por sempre torcerem por mim.

Agradecimento especial a Ivan Ferreira e Adélia Mindêllo, que foram meus psicoterapeutas durante todo esse processo do doutorado. Obrigado pelo trabalho extremamente humano e atencioso que sempre tiveram comigo.

Um agradecimento bastante importante e necessário a FACEPE, pelo financiamento desta pesquisa através da bolsa de doutorado identificada por IBPG-0959-3.01/17.

Por fim, um agradecimento especial ao pessoal da pós de civil: Andréa, Claudiana, Cleide e agora também Juliana. Obrigado a todas vocês pela paciência de sempre, por terem esclarecido as minhas inúmeras dúvidas, por terem me ajudado com as questões burocráticas e principalmente por terem me incentivado também durante todos esses anos de mestrado e doutorado.

RESUMO

Dutos correspondem a uma das formas mais seguras de transporte no mundo. Grande parte da estrutura dutoviária está enterrada, e pode ser operada remotamente. Essa infraestrutura, contudo, vem envelhecendo, e sofrendo com os efeitos da corrosão, o que origina defeitos (perdas de espessura) ao longo da tubulação. Esses defeitos diminuem a resistência do duto, o que tem causado vários acidentes. Os acidentes envolvendo dutos costumam ser bastante graves, por causa dos impactos econômicos, ambientais e sociais. Nesse contexto, ao longo da vida útil, os dutos devem sofrer inspeções e reparos; em princípio, quanto mais inspeções forem feitas, tem-se uma maior segurança. Contudo, esses eventos de manutenção são de grande custo financeiro, pois requerem a escavação do duto e a interrupção ou redução do que está sendo transportado. Por outro lado, inspeções muito espaçadas podem fazer com o que o duto atinja níveis muito baixos de segurança, com elevadas probabilidades de falha. Sendo assim, esse problema de gestão de manutenções é um problema de grande relevância na literatura. Neste trabalho, o planejamento de manutenções é feito de duas formas: a manutenção preventiva baseada em confiabilidade e o planejamento ótimo dos custos de manutenção. Esta tese apresenta uma nova abordagem para esses problemas: o uso de metamodelos, construídos a partir de simulações em elementos finitos, para avaliar o cálculo da pressão de falha. Os resultados indicam respostas menos conservadoras para o cronograma e também para os custos de manutenção quando são utilizados metamodelos em comparação às abordagens tradicionais da literatura, que utilizam apenas metodologias empíricas para obtenção da pressão de falha de dutos corroídos.

Palavras-chave: dutos corroídos; confiabilidade; otimização; planejamento de manutenções.

ABSTRACT

Pipelines are one of the safest ways of transport in the world. Most of the pipeline structure is buried, and can be operated remotely. This infrastructure, however, has been aging, and suffering from the effects of corrosion, which causes defects (thickness losses) along the pipe. These defects reduce the resistance of the pipeline, which has caused several accidents. Accidents involving pipelines are usually quite serious, because of their economic, environmental and social impacts. In this context, inspections and repairs should take place during the useful life of the pipes. Basically, increasing the number of inspections lead to higher security levels. However, these maintenance events are of great financial cost, because they usually require the excavation of the pipeline and the interruption or reduction of what is being transported. On the other hand, an insufficient number of inspections can make the pipeline reach very low levels of safety, with high failure probabilities. Therefore, this maintenance management problem is a problem of great relevance in the literature. In this work, maintenance planning is done in two ways: preventive maintenance based on reliability and optimal planning of maintenance costs. This thesis presents a new approach to these problems: the use of substitute models, built from finite element simulations, for calculating the burst pressure of the pipelines. The results indicate that the less responses for the schedule and also for maintenance costs using surrogate models for the burst pressure calculations are less conservative when compared to traditional approaches in the literature, which use only empirical methodologies to obtain the burst pressure of the corroded pipelines.

Keywords: corroded pipelines; reliability; optimization; maintenance planning.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	11
1.1	JUSTIFICATIVA E MOTIVAÇÃO	11
1.2	APRESENTAÇÃO DA METODOLOGIA	14
1.3	OBJETIVOS	16
1.4	ESCOPO DO TRABALHO	17
2	REVISÃO DE LITERATURA – DUTOS CORROÍDOS	18
2.1	ANÁLISE DE CONFIABILIDADE	18
2.2	CÁLCULO DA PRESSÃO DE FALHA	24
2.2.1	Métodos empíricos	25
2.2.2	Uso de elementos finitos	26
2.2.3	Uso de metamodelos	30
2.2.4	Uso do software PIPEFLAW	31
2.3	PLANEJAMENTO DE MANUTENÇÕES	34
3	METODOLOGIA	46
3.1	SURGIMENTO DE DEFEITOS DE CORROSÃO	46
3.2	CRESCIMENTO DE DEFEITOS DE CORROSÃO	49
3.3	PRESSÃO INTERNA	50
3.4	CÁLCULO DA PRESSÃO DE RUPTURA	52
3.4.1	Modelo empírico - PCORRC	52
3.4.2	Metamodelo – Função de Base Radial (RBF)	52
3.5	MODO DE FALHA	54
3.6	MANUTENÇÃO BASEADA EM CONFIABILIDADE	55
3.6.1	Aplicação para defeito simples	55
3.6.2	Aplicação para múltiplos defeitos não-interagentes	56
3.7	MANUTENÇÃO BASEADA NO TEMPO	58
3.7.1	Definição dos custos e inspeções	58
3.7.2	Planejamento ótimo – formulação e solução	60
4	RESULTADOS	63
4.1	ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DO METAMODELO	63
4.2	DESCRIÇÃO DO ESTUDO DE CASO	67
4.3	MANUTENÇÃO BASEADA EM CONFIABILIDADE	68

4.3.1	Aplicação para defeito simples	68
4.3.2	Aplicação para múltiplos defeitos não-interagentes	71
4.3.3	Influência do coeficiente de geração (λ_0)	73
4.3.4	Influência do parâmetro λ	75
4.3.5	Influência do valor médio da pressão interna (P)	78
4.4	PLANEJAMENTO ÓTIMO DE MANUTENÇÕES	81
4.4.1	Comparação entre diferentes metodologias para cálculo da pressão de falha	81
4.4.2	Influência do coeficiente de geração (λ_0)	85
4.4.3	Influência do parâmetro λ	89
4.4.4	Influência do valor médio da pressão interna (P)	92
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	96
5.1	CONCLUSÕES	96
5.2	PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS	98
	REFERÊNCIAS	100

1 INTRODUÇÃO

Cerca de 60% do combustível mundial ainda é composto por petróleo e gás (MAHMOODIAN; LI, 2018), cujo modo de transporte mais seguro é através de dutos (KESHTEGAR; SEGHIER, 2018). Nos Estados Unidos da América (EUA), os gasodutos tem uma extensão da ordem de 480.000 km, organizadas em mais de 210 sistemas distintos (DAHIRE et al., 2018). No Canadá, 97% do óleo e do gás natural são transportados por 580.000 km de dutos (MOKHTARI; MELCHERS, 2018). Além disso, Tee e Pesinis (2017) apontam que a malha dutoviária cresce entre 3 a 4% ao ano, globalmente.

1.1 JUSTIFICATIVA E MOTIVAÇÃO

Nesse âmbito, o envelhecimento e a deterioração da malha dutoviária já são uma grande realidade hoje: Mahmoodian e Li (2018) destacam que mais da metade da malha norte-americana tem mais de 40 anos, enquanto que 20% da malha russa já se encontra no final da vida útil, e esse número deve chegar a 50% nos próximos 15 anos. Adicionalmente, os dutos construídos até a década de 70 possuíam menor padrão de qualidade, em termos de material e revestimento (TEE; PESINIS, 2017).

Dentro desse contexto, a corrosão tem um papel protagonista, por ser uma das grandes responsáveis por causar acidentes em dutos. Gong e Zhou (2017) mostram que 35% dos oleodutos canadenses, entre 2010 e 2014, tiveram a corrosão como principal motivo de suas falhas, enquanto que nos EUA, entre 2002 e 2013, esse valor é da ordem de 32%. Liu et al. (2018) introduzem um valor de 36%, em escala global.

Medeiros, Alencar e Almeida (2017) descrevem a natureza multidimensional dos riscos associados às falhas em dutos. Esses eventos podem ter repercussões no âmbito humano, com perda de vidas ou lesões, ambiental, com vazamento do conteúdo transportado, e financeiro, com prejuízo com a perda e com interrupção do fornecimento. Xu et al. (2017) destacam um acidente ocorrido em 23 de setembro de 2008, nos EUA, em que a corrosão levou um duto a ruptura, o que acarretou na morte de um funcionário e na perda de mais de 710.000 litros do material transportado.

Por todos esses fatores, é possível entender que a operação de dutos pode ser bastante cara e perigosa, pela potencialidade de danos com a ruptura (BELACHEW; ISMAIL; KARUPPANAN, 2016). Nesse contexto, a Figura 1 mostra um trecho da mobilização necessária para realizar intervenções em dutos ainda em

operação, enquanto a Figura 2 destaca um dos defeitos encontrados no referido duto, sendo medido por uma régua convencional.

Figura 1 – Escavação para manutenção em duto corroído.



Fonte: Adaptado de Javidi e Bekhrad (2018).

Figura 2 – Detalhe de defeito de corrosão do tipo “pit”.



Fonte: Adaptado de Javidi e Bekhrad (2018).

Dessa forma, Gong e Zhou (2017) mostram que a análise de confiabilidade vem ganhando destaque na avaliação de integridade de dutos, por levar em conta as incertezas, entre outras, inerentes às medições de geometria e evolução da corrosão, por exemplo. Assim, a avaliação efetiva das incertezas associadas à corrosão é fundamental para a estimativa da vida útil de dutos corroídos, bem como a definição de estratégias de mitigação e intervenção, que são as manutenções, inspeções e reparos.

Assim, Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019) discutem que ignorar as incertezas ligadas aos processos corrosivos em dutos pode superestimar a resistência e o tempo de vida remanescente, o que é contra a segurança, ou ainda superestimar a probabilidade de falha, o que é a favor da segurança, porém eleva desnecessariamente os custos.

Por tudo isso, é possível entender a relevância de aplicar a análise de confiabilidade ao problema de gestão de manutenções de dutos corroídos. Nessas análises, o cálculo da pressão de falha costuma ser feito através de métodos empíricos, que em geral conduzem a resultados conservadores (SHUAI; SHUAI; XU, 2017). O cálculo via método dos elementos finitos (MEF), ou seja, via simulação computacional, além de conduzir a resultados mais precisos e menos conservadores (MOKHTARI, MELCHERS, 2018; MOTTA et al., 2017; SOARES et al., 2019), ainda consegue prever de forma bastante próxima a realidade o modo de falha.

Apesar de todas essas vantagens, a análise via MEF pode levar bastante tempo, principalmente na consideração da pressão de falha para a análise de confiabilidade, em que esse cálculo precisa ser repetido diversas vezes (TORRES, 2009; KROETZ; TESSARI; BECK, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021). Nesse sentido, diversas pesquisas trabalham com a ideia de construir metamodelos a fim de tornar as simulações mais rápidas e eficientes (TORRES, 2009; KESHTEGAR, SEGHIER, 2018; KROETZ; TESSARI; BECK, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021).

Dessa forma, a principal contribuição deste trabalho é utilizar o cálculo da pressão de falha através de metamodelos, construídos através do MEF, no contexto do planejamento de manutenções, tanto para a manutenção baseada em confiabilidade quanto no planejamento baseado em custos. Esses resultados são menos conservadores quando comparados aos obtidos quando metodologias empíricas são utilizadas para o cálculo da pressão de falha.

1.2 APRESENTAÇÃO DA METODOLOGIA

Liu et al. (2018b) discutem que o planejamento de manutenções é uma importante ferramenta para o gerenciamento de riscos em dutos corroídos. Nesse sentido, os riscos podem ser medidos a partir de valores de confiabilidade, de modo que a cada vez que o valor da confiabilidade diminui para um valor inferior a um limite mínimo pré-estabelecido em projeto, uma ação de manutenção é necessária, a fim de reduzir as chances de falha e suas consequências (LIU et al., 2018b).

No contexto de dutos corroídos enterrados, ações de manutenção podem ser, essencialmente, inspeções e reparos. Uma inspeção pode indicar a redução da pressão de operação de um duto ou mesmo interromper o transporte, seguido de escavação e análise dos defeitos. Um reparo significa corrigir os defeitos de corrosão da superfície, o que faz com que os dutos retornem à sua condição original sem defeitos, em termos de pressão de falha (TEE; PESINIS, 2017). Tee e Pesinis (2017) mostram também que a chance de um reparo não ser efetivo ou então ser de baixa qualidade é praticamente nula.

Assim, algumas abordagens consideram que toda inspeção deve necessariamente levar a ocorrência de um reparo (TEE; PESINIS, 2017; MISHRA; KESHAVARZZADEH; NOSHADRAVAN, 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019), enquanto outras abordagens avaliam critérios durante a inspeção para decidir a necessidade ou não de ser feito um reparo (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; LIU et al., 2018b; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020).

Esses critérios são baseados na profundidade máxima do defeito de corrosão e também na relação entre a pressão de falha e a pressão interna, conforme mostrado por Gomes, Beck e Haukaas (2013) e também Liu et al. (2018b). Essa abordagem considerando o atendimento a critérios pré-estabelecidos para definir a ocorrência de reparo é utilizada nesta tese, e descrita em mais detalhes na seção 3.7.1.

Tee e Pesinis (2017) discutem a abordagem em que as manutenções não seriam mais programas a intervalos fixos, mas sim baseada em critério de confiabilidade. Assim, esse trabalho não leva em conta os custos envolvidos, mas sim a evolução da confiabilidade do sistema de dutos. Assim, cada vez que a confiabilidade atinge um determinado valor mínimo pré-definido, é realizada uma manutenção preventiva, no sentido de diminuir a probabilidade de falha e manter a

confiabilidade a níveis aceitáveis. Essa metodologia pode ser entendida como manutenção preventiva baseada em confiabilidade, *Reliability Based Preventive Maintenance*, ou simplesmente RBPM, e é uma das metodologias utilizadas nesta tese.

Uma outra abordagem bastante comum no problema de planejamento de manutenções é manutenção baseada no tempo. Nessa abordagem, as inspeções são feitas de acordo com um cronograma previamente definido, e não em função apenas dos valores de confiabilidade. A definição desse cronograma, vem sendo trabalhada na literatura como um problema de otimização baseado em confiabilidade (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; GOMES; BECK, 2014; ZHANG; ZHOU, 2014; LIU et al., 2018a, 2018b; MISHRA; KESHAVARZZADEH; NOSHADRAVAN, 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020).

Essa definição do cronograma ótimo está relacionada à minimização dos custos totais, que são entendidos como os custos operacionais que surgem ao longo da vida útil do duto, como, por exemplo, custos associados às próprias inspeções e a eventuais falhas e reparos (SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020). Esses custos, por sua vez, estão diretamente ligados aos números esperados de ocorrência de cada um desses eventos, que dependem diretamente do cronograma de inspeções adotado. Assim, a otimização consiste precisamente em definir o cronograma que resulta no menor custo total, ou seja, soma dos custos operacionais. Esta é a outra metodologia utilizada na presente tese.

Nesse contexto, as ações de manutenção previstas são inspeções, e devem ocorrer de acordo com o cronograma previamente definido, e a definição de quando essas inspeções devem ocorrer é o problema central do planejamento de manutenções baseado no tempo. Esse cronograma costuma ser representado por um vetor x , em que os tempos de inspeção são indicados na ordem crescente, e para cada cronograma de inspeções x existem diferentes custos operacionais associados. Neste trabalho, os custos operacionais foram definidos de acordo com a literatura (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; ZHANG; ZHOU, 2014; MISHRA; KESHAVARZZADEH; NOSHADRAVAN, 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020). A soma desses custos esperados é representada matematicamente pela Equação 1, e corresponde à função objetivo, que deve ser minimizada na otimização. No contexto desta tese, o problema tem restrições lineares e também não-lineares, que são detalhadas na seção 3.7.2.

$$C_{ET}(x) = C_{ref} + C_{insp}(x) + C_{rep}(x) + C_{fail}(x) \quad (1)$$

Onde:

- Custo de referência (C_{ref}), que corresponde ao custo total de instalação do duto e serve como base de cálculo para os demais custos;
- Custo de inspeção (C_{insp}), que corresponde ao custo associado a fazer uma inspeção em um duto enterrado;
- Custo de reparo (C_{rep}), que corresponde ao custo associado a fazer um reparo na superfície externa de um duto enterrado;
- Custo de falha (C_{fail}), que corresponde ao custo associado a uma falha via “burst” em um duto enterrado;
- Custo total esperado (C_{ET}), que corresponde ao custo total esperado, ou seja, a soma dos custos previamente indicados. Este valor é indicado matematicamente pela Equação 1.

O cálculo detalhado de cada um dos parâmetros contidos na Equação 1 é descrito em mais detalhes na seção 3.7.1.

1.3 OBJETIVOS

O objetivo geral do presente trabalho é aplicar a estratégia de utilizar metamodelos, construídos a partir de simulações com o MEF, para o cálculo da pressão de falha, ao contexto de planejamento de manutenções em dutos corroídos, envolvendo análise de confiabilidade e também otimização dos custos operacionais.

Essa aplicação é feita a um estudo de caso, que é um segmento de duto enterrado, em que a corrosão se manifesta na superfície externa, na forma de múltiplos defeitos de corrosão idealizados e não-interagentes. O duto é considerado a partir de sua instalação.

Como objetivos específicos, destacam-se:

- propor uma metodologia para a programação de manutenção baseada em confiabilidade (RBPM) (TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2021) e obter o cronograma de reparos de

duas maneiras distintas, através da metodologia descrita no presente trabalho e também utilizando métodos empíricos para o cálculo da pressão de falha, conforme a literatura atual (AMAYA-GÓMEZ et al., 2019);

- propor uma metodologia para programação ótima de inspeções (LIU et al., 2018a, 2018b; MISHRA; KESHAVARZZADEH; NOSHADRAVAN, 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020) e obter o cronograma ótimo de inspeções de duas maneiras distintas, através da metodologia descrita no presente trabalho e também utilizando métodos empíricos para o cálculo da pressão de falha, conforme a literatura atual (AMAYA-GÓMEZ et al., 2019).

1.4 ESCOPO DO TRABALHO

O presente trabalho está estruturado nos seguintes capítulos:

- o capítulo 1, que apresenta justificativa e motivação do tema, bem como os objetivos e o escopo do trabalho;
- o capítulo 2, que apresenta a revisão de literatura, que traz alguns dos principais trabalhos, dentro do contexto de dutos corroídos, e suas conclusões publicados nas áreas de análise de confiabilidade, cálculo da pressão de falha e planejamento de manutenções;
- o capítulo 3, que apresenta a aplicação da metodologia do trabalho ao estudo de caso de segmento de duto enterrado com múltiplos defeitos não-interagentes;
- o capítulo 4, que apresenta o estudo de convergência do metamodelo e também os resultados da aplicação das metodologias propostas ao estudo de caso, tanto para a manutenção baseada em confiabilidade quanto para o planejamento ótimo de manutenções;
- o capítulo 5, que apresenta as principais conclusões desta tese e também algumas propostas de trabalhos futuros.

2 REVISÃO DE LITERATURA – DUTOS CORROÍDOS

Esta seção apresenta e discute alguns trabalhos e suas conclusões referentes à aplicação da análise de confiabilidade ao problema de dutos corroídos (BAZÁN; BECK, 2013; GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; GOMES; BECK, 2014; ZHANG; ZHOU, 2014; TEE; PESINIS, 2017; MAHMOODIAN; LI, 2017; SHUAI; SHUAI; XU, 2017; GONG; ZHOU, 2018; KESHTEGAR; SEGHER, 2018; LIU et al., 2018a, 2018b; MISHRA et al., 2019; AMAYA-GÓMEZ et al., 2019; BAGHERI et al., 2021; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2020, 2021).

2.1 ANÁLISE DE CONFIABILIDADE

Essa análise é uma importante ferramenta para considerar algumas das incertezas mais relevantes no contexto de dutos com defeitos causados por corrosão, tais como: início e crescimento da corrosão, incertezas referentes ao carregamento aplicado, às características dos materiais e também geometria dos dutos. A fim de avaliar de forma adequada a evolução temporal da confiabilidade em dutos corroídos, é fundamental prever o surgimento e o crescimento dos defeitos de corrosão. Esses defeitos são perdas localizadas de espessura na parede dos dutos, que podem ocorrer na superfície interna, externa, ou em ambas simultaneamente.

Alguns trabalhos (BAZÁN; BECK, 2013; GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; GOMES; BECK, 2014) consideram defeitos simples (isolados), na superfície externa do duto, que surgem após um tempo determinístico a partir do instante da instalação. Outros trabalhos (ZHANG; ZHOU, 2014; TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2021) consideram o surgimento de múltiplos defeitos não-interagentes, que surgem a partir de modelos estocásticos.

Com relação ao crescimento dos defeitos, há, na literatura, vários modelos disponíveis para estimar a variação temporal dos parâmetros dos defeitos, como profundidade máxima e comprimento longitudinal (BAZÁN; BECK, 2013). O uso de modelos lineares randômicos para representar o crescimento dos defeitos tem sido comum na literatura recente (MAHMOODIAN; LI, 2017; SHUAI; SHUAI; XU, 2017; GONG; ZHOU, 2018; LIU et al., 2018b), sobretudo no contexto de análise de confiabilidade. Apesar desse modelo linear randômico ser de mais fácil implementação e uso, a literatura indica que esse modelo é conservador quando

comparado a modelos estocásticos (BAZÁN; BECK, 2013; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019).

Nesse contexto, Bazán e Beck (2013) também comparam modelos de crescimento lineares com os não-lineares, e para cada um deles foram analisados os modelos randômico e estocástico, totalizando quatro modelos avaliados no trabalho. De maneira geral, os autores concluem também que os modelos lineares conduzem a resultados mais conservadores do que os não-lineares, de forma que os modelos mais realistas são justamente os não-lineares estocásticos, enquanto os lineares randômicos são os mais conservadores.

Analogamente ao crescimento dos defeitos, há também na literatura várias formas distintas de considerar a pressão interna ou de operação nos dutos. Gomes, Beck e Haukaas (2013), por exemplo, assumiram um valor constante e determinístico, sem variações ao longo do tempo. Alternativamente, pode-se assumir que o valor da pressão interna varia ao longo da vida útil do duto, e, nesse caso, as pressões internas podem ser representadas por processos estocásticos, como o processo Borges (BAZÁN; BECK, 2013) e o *Poisson Square Wave Process* (PSWP) (TEE; PESINIS, 2017).

Considerando a pressão interna como único carregamento, Gomes, Beck e Haukaas (2013) indicam três modos de falha possíveis e concorrentes entre si (ou seja, não podem ocorrer simultaneamente), cujas respectivas funções de falha são mostradas nas equações 2 a 4. A Equação 2 destaca a função de falha $g_1(t)$, que não tem relação com as pressões do duto, e depende da espessura da parede do duto e do modelo de crescimento dos defeitos adotado. Em contraponto, as funções de falha $g_2(t)$ e $g_3(t)$, respectivamente descritas nas equações 3 e 4, dependem também dos modelos de cálculo para pressão de falha e interna, como é possível inferir a partir das equações. O cálculo dessa pressão de falha nos dutos é amplamente discutido na seção 2.2 deste trabalho.

$$g_1(t) = 0.8w - d_{m\acute{a}x}(t) \quad (2)$$

$$g_2(t) = r_b(t) - p \quad (3)$$

$$g_3(t) = r_{rp}(t) - p \quad (4)$$

A partir do cálculo dessas funções de falha, é possível definir os modos de falha que ocorrem, de acordo com as verificações que seguem:

- Ocorre *small leak* quando $g_1(t) < 0$ e $g_2(t) > 0$;
- Ocorre *large leak* ou *burst* quando $g_1(t) > 0$, $g_2(t) < 0$ e $g_3(t) > 0$;
- Ocorre *rupture* quando $g_1(t) > 0$, $g_2(t) < 0$ e $g_3(t) < 0$.

O *small leak* ocorre quando a profundidade máxima de algum defeito ultrapassa 80% da espessura da parede do duto (LIU et al., 2018a). Liu et al (2018a) destacam que este é o modo de falha mais comum devido à corrosão externa, e os resultados de Gomes, Beck e Haukaas (2013) ratificam essa conclusão.

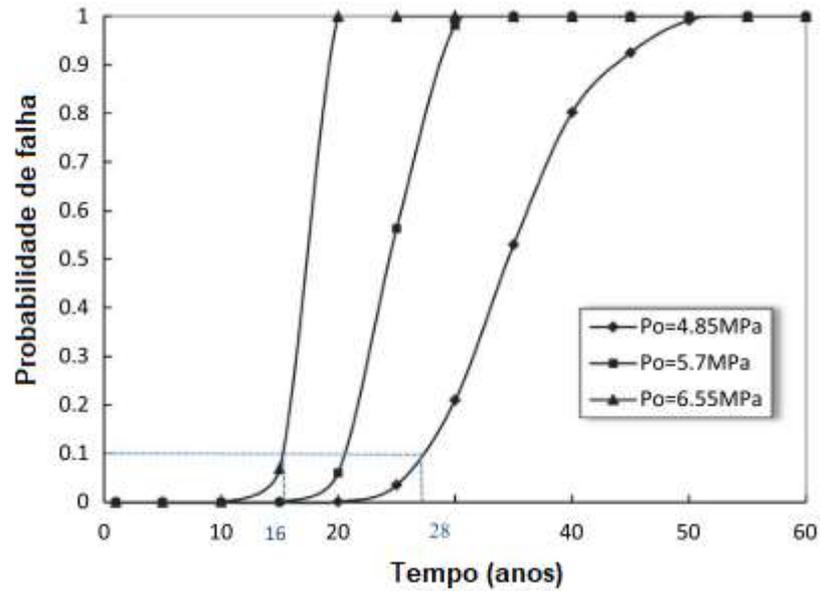
Já o *large leak* acontece quando a pressão de operação ultrapassa a pressão resistente do tipo *burst*, porém não ultrapassa a pressão *rupture*. Quando as pressões *burst* e *rupture* são ultrapassadas no mesmo instante, tem-se o modo de falha *rupture*.

Mahmoodian e Li (2017), por outro lado, conduziram também um estudo ligado a evolução da confiabilidade temporal, porém o foco não foi o crescimento da corrosão. Na realidade, esse trabalho utilizou um modelo de crescimento linear bastante simples, sem caráter aleatório envolvido. As taxas de crescimento, tanto para o comprimento quanto para a profundidade do defeito, foram consideradas como constantes, sem variação temporal ou aleatoriedade. Já o modelo de cálculo da pressão de falha, como contraponto, foi empírico e de caráter estocástico, e o cálculo da pressão resistente ao longo do tempo foi feito considerando o avanço da corrosão.

Ainda em (MAHMOODIAN; LI, 2017), o modo de falha considerado foi o *Burst*, ou seja, quando a pressão interna ultrapassa a pressão de falha do modelo, tem-se a falha. Para o cálculo da probabilidade de falha ao longo do tempo, foram utilizados dois métodos: o método de simulação Monte Carlo, amplamente utilizado na literatura de dutos para essa finalidade (TEE, PESINIS, 2017; GOMES, BECK, HAUKAAS, 2013; GONG, ZHOU, 2018) e também um método analítico, desenvolvido por Li e Melchers (2005). Além de comparar os resultados dos dois métodos (e verificar boa concordância), os autores também desenvolveram uma série de estudos paramétricos, para verificar a importância de fatores de projeto de

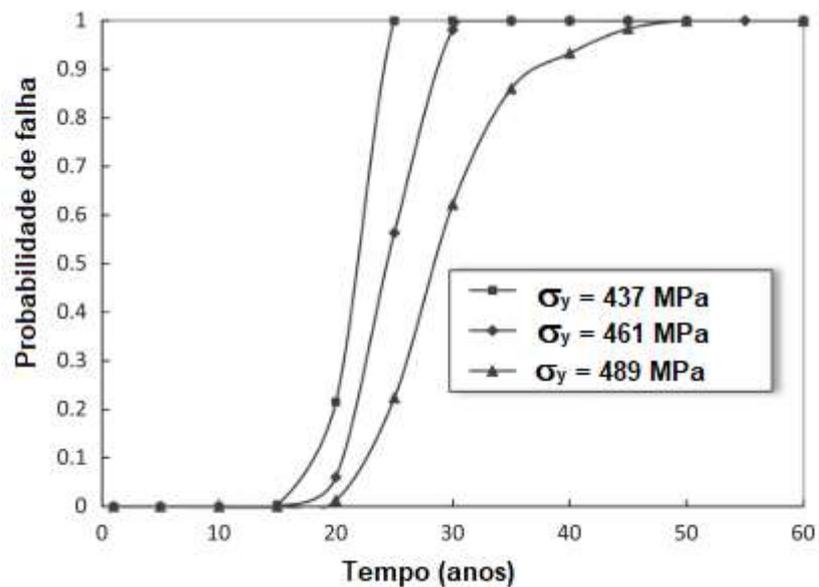
duetos na confiabilidade. Esses estudos paramétricos estão resumidos nas figuras 3 a 5.

Figura 3 – Influência do parâmetro pressão de operação na probabilidade de falha.



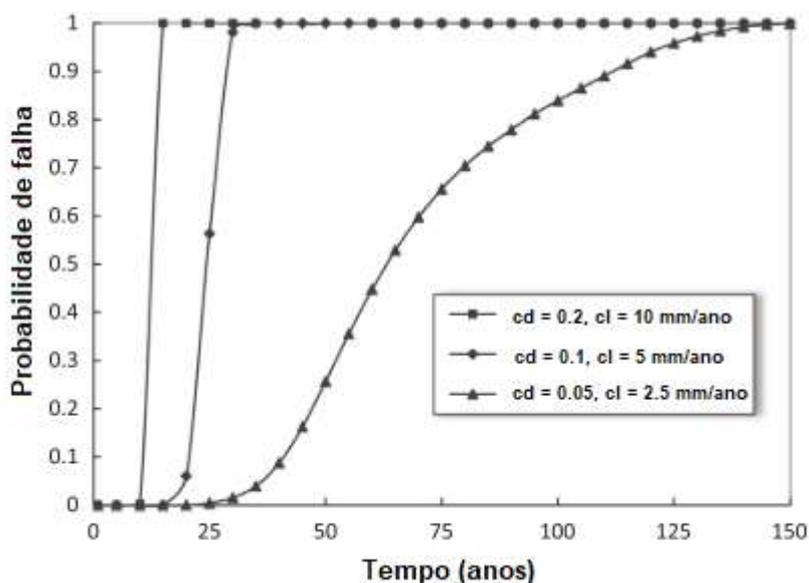
Fonte: Adaptado de (MAHMOODIAN; LI, 2017)

Figura 4 – Influência do parâmetro tensão de escoamento na probabilidade de falha.



Fonte: Adaptado de (MAHMOODIAN; LI, 2017)

Figura 5 – Influência das taxas de crescimento da corrosão na probabilidade de falha.



Fonte: Adaptado de (MAHMOODIAN; LI, 2017)

Nesse ínterim, a análise das figuras 3 a 5 deixa bastante claro a relevância dos parâmetros estudados na avaliação temporal da probabilidade de falha. Pela Figura 3, por exemplo, percebe-se que as mudanças na pressão de operação passam a ser significativas apenas após algum tempo, cerca de 10 anos de análise, neste caso. Já a Figura 4, por exemplo, demonstra conclusões semelhantes; contudo, variações muito pequenas na tensão de escoamento, da ordem de 5%, apenas, já resultam em mudanças bastante significativas no comportamento da probabilidade de falha.

Por fim, a Figura 5 destaca a grande relevância das taxas de crescimento, que impactam de forma bastante efetiva no cálculo da probabilidade de falha, o que apenas ratifica a importância de estudos como os desenvolvidos por Bazán e Beck (2013), que visam compreender e discutir os diferentes modelos de crescimento da corrosão em dutos.

De forma complementar aos trabalhos discutidos, Gong e Zhou (2018) trazem outra abordagem nessa linha de confiabilidade. Em seu trabalho, esses autores trabalham com múltiplos defeitos de corrosão, sem considerar a interação entre eles, e adotam dois modos de falha distintos: *small leak* e *burst*.

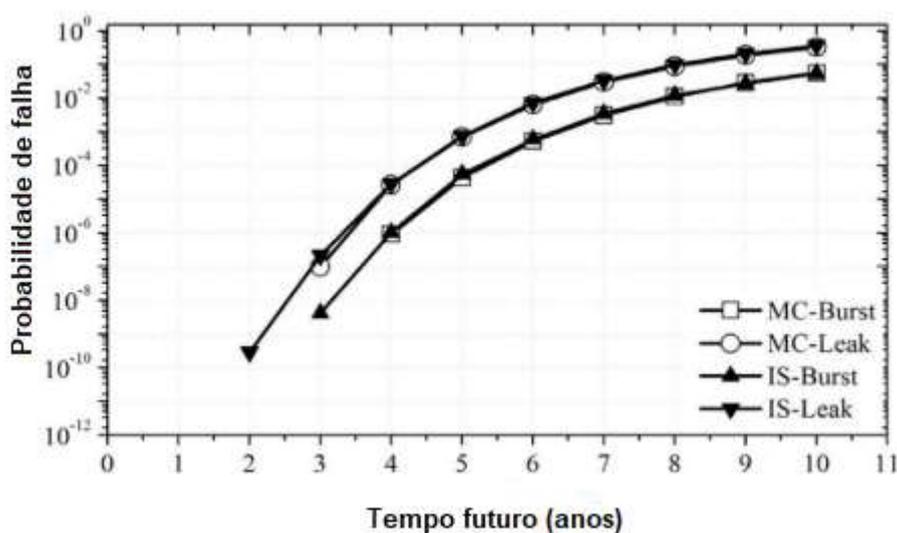
Além dos modos de falha, Gong e Zhou (2018) também discutem que o uso do método analítico *First Order Reliability Method* (FORM) (BECK, 2019) é bastante

efetivo para a consideração de um único modo de falha. Para a abordagem do trabalho, com modos de falha concorrentes, Gong e Zhou (2018) avaliam que o método clássico de simulação estocástica Monte Carlo é mais efetivo.

Contudo, como o horizonte de planejamento do trabalho é relativamente pequeno, 10 anos, e as probabilidades de falha são mais baixas, principalmente nos cinco anos iniciais, os autores utilizam o Monte Carlo de forma mais eficiente e rápida nas análises, com a ideia da Amostragem por Importância (*Importance Sampling*, ou somente IS) (BECK, 2019), e conseguem obter melhorias computacionais bastante significativas. Um dos exemplos destacados no trabalho é para uma avaliação de confiabilidade até o ano 4, considerando os 10 do horizonte de análise, em que o a formulação clássica do Monte Carlo necessitou de 800 milhões de avaliações de função, enquanto que o uso da técnica IS reduziu esse número para cerca de 240 mil.

Essa redução, bastante significativa, melhorou a eficiência do processo e ainda diminuiu os tempos de análise, e teve uma correlação muito boa com o Monte Carlo tradicional, como mostrado na Figura 6; praticamente não é possível visualizar, em termos de resultados, diferenças entre as probabilidades obtidas ao comparar o Monte Carlo com e sem a técnica IS.

Figura 6 – Influência das taxas de crescimento da corrosão na probabilidade de falha.



Fonte: Adaptado de (GONG; ZHOU, 2018)

Adicionalmente, Gong e Zhou (2018) também discutiram a importância de diferentes modelos de corrosão: um linear randômico, com as taxas de crescimento como variáveis aleatórias, e outro não-linear estocástico, modelado como um processo Gamma. Através dos resultados apresentados no trabalho, pode-se dizer que os autores ratificaram conclusões de Bazán e Beck (2013), de que os modelos lineares e randômicos têm um grau de conservadorismo grande, resultando em probabilidades de falha consideravelmente mais elevadas.

Diante disso, pode-se concluir que os estudos na área de confiabilidade têm sido bastante variados, no sentido de considerar não apenas o cálculo da probabilidade de falha em si, mas também pela consideração do inerente caráter aleatório na modelagem do avanço do processo corrosivo (BAZÁN; BECK, 2013), ou mesmo no cálculo da pressão de falha (MAHMOODIAN; LI, 2017).

Nesse sentido, o presente trabalho apresenta avanços em relação à literatura aqui apresentada por implementar o cálculo da pressão de falha, durante a análise de confiabilidade, através de modelos substitutos, construídos a partir de análises através do MEF. Nos demais trabalhos apresentados até então, o cálculo dessa pressão é baseado em equações analíticas de métodos empíricos.

2.2 CÁLCULO DA PRESSÃO DE FALHA

A pressão de falha em dutos corroídos pode ser calculada de várias maneiras distintas, em função de níveis de complexidade, partindo do mais simples ao mais sofisticado (CABRAL, 2007; TORRES, 2009). Cosham e Hopkins (2001) indicam cinco diferentes níveis de análise:

- Nível 1 – Forma mais simples de avaliação, baseado em regras práticas de avaliação geralmente definidas pelas próprias empresas operadoras de dutos, em função do tipo de defeito e suas dimensões;
- Nível 2 – São utilizados os métodos empíricos para o cálculo da pressão de falha, que são baseados em equações analíticas e dependem, essencialmente, de características dos materiais, como tensão de escoamento ou de ruptura, por exemplo, da geometria dos dutos, com parâmetros como espessura da parede interna e diâmetro externo, e também de parâmetros dos defeitos de corrosão, como

profundidade máxima e comprimento longitudinal (AMAYA-GÓMEZ et al., 2019);

- Nível 3 – Neste nível são utilizados métodos empíricos mais complexos do que os do nível 2, por demandarem também o perfil de corrosão do defeito. Torres (2009) indica alguns desses métodos, como o DNV RP-F101, para defeitos de geometria complexa;
- Nível 4 – Esta categoria de análise corresponde a modelagem em elementos finitos e também testes experimentais. A análise em elementos finitos é descrita na seção 2.2.2 deste trabalho, e em geral costuma demandar pessoal especializado e também uma estrutura computacional eficiente, enquanto que os testes experimentais demandam pessoal especializado, infraestrutura física e tempo para realização dos experimentos (TORRES, 2009);
- Nível 5 – Esta categoria corresponde a análises mais sofisticadas, como as análises de confiabilidade e análise de risco, que consideram as incertezas associadas ao crescimento da corrosão, ao material e a própria geometria do duto. Este é o tipo de análise utilizado no presente trabalho.

2.2.1 Métodos empíricos

Os métodos empíricos podem ser facilmente implementados computacionalmente, por serem baseados em expressões analíticas, e, portanto, têm sido amplamente utilizados em avaliações do nível 5, em análises de confiabilidade (BAZÁN; BECK, 2013; TEE; PESINIS, 2017; MAHMOODIAN; LI, 2017; SHUAI; SHUAI; XU, 2017; GONG; ZHOU, 2018; KESHTEGAR; SEGHER, 2018; AMAYA-GÓMEZ et al., 2019; BAGHERI et al., 2020; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2021) e também de otimização de custos operacionais considerando incertezas (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; GOMES; BECK, 2014; ZHANG; ZHOU, 2014; LIU et al., 2018a, 2018b; MISHRA et al., 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020) envolvendo cálculo de falhas em dutos corroídos.

Em seu trabalho, Amaya-Gómez et al. (2019) apresentam uma revisão de literatura de métodos empíricos para o cálculo da pressão de falha em dutos corroídos. Os autores mostram quais métodos são mais adequados em função do

tipo de defeito e de sua geometria. Além disso, Amaya-Gómez et al. (2019) também apresentam restrições às aplicações das metodologias empíricas em função da resistência do tipo de aço utilizado e da relação entre o comprimento do defeito e a geometria do duto. Sendo assim, esse trabalho indica diretrizes para escolha da metodologia apropriada para o cálculo da pressão de falha em dutos corroídos, e a metodologia adotada nesta tese foi escolhida com base no trabalho de Amaya-Gómez et al. (2019), conforme detalhado na seção 3.4.

2.2.2 Uso de elementos finitos

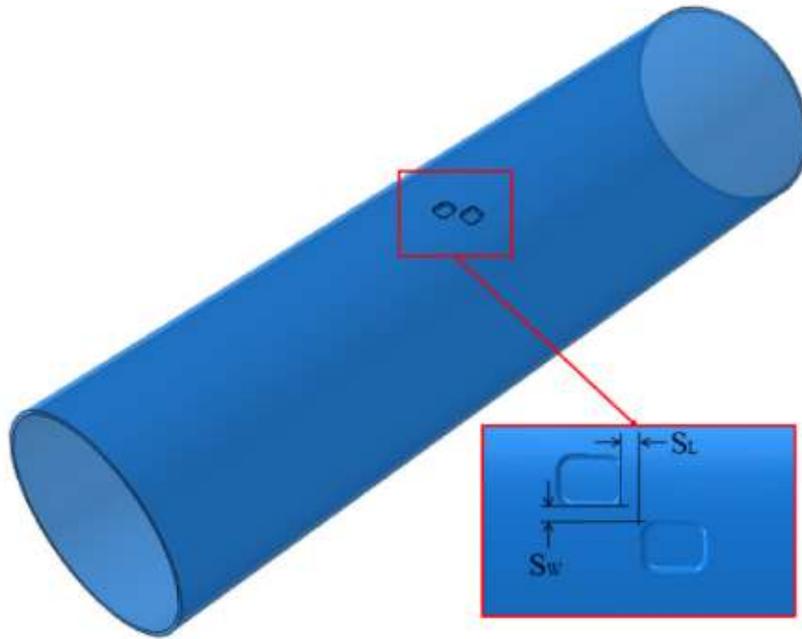
Apesar da eficiência e facilidade na implementação computacional, o uso dos métodos empíricos para o cálculo da pressão de falha em dutos corroídos conduz a resultados mais conservadores e menos realistas quando comparados às respostas obtidas pelas simulações com método dos elementos finitos (MEF) (MOTTA et al., 2017; Xu et al., 2017; MOKHTARI; MELCHERS, 2018).

Motta et al. (2017) detalham o processo de construção e implementação dos modelos numéricos, e também descrevem o processo de validação da modelagem, por meio da comparação das pressões de falha obtidas via MEF com os resultados obtidos por meio de experimentos em laboratórios consolidados na literatura (BENJAMIN et al., 2006), inclusive com relação ao modo de ocorrência da falha.

Em seus resultados, Motta et al. (2017) destacam que para todos os casos de defeitos usinados observados (BENJAMIN et al., 2006), os resultados obtidos pela simulação MEF foram sempre mais próximos aos resultados experimentais, enquanto que os métodos empíricos conduziram a valores consideravelmente menores de pressões de falha. Apesar de estarem a favor da segurança, esses resultados previstos pelos métodos empíricos são conservadores, porque podem indicar a retirada de dutos ainda em condição de operação, pela previsão simplificada e não realista da pressão de falha.

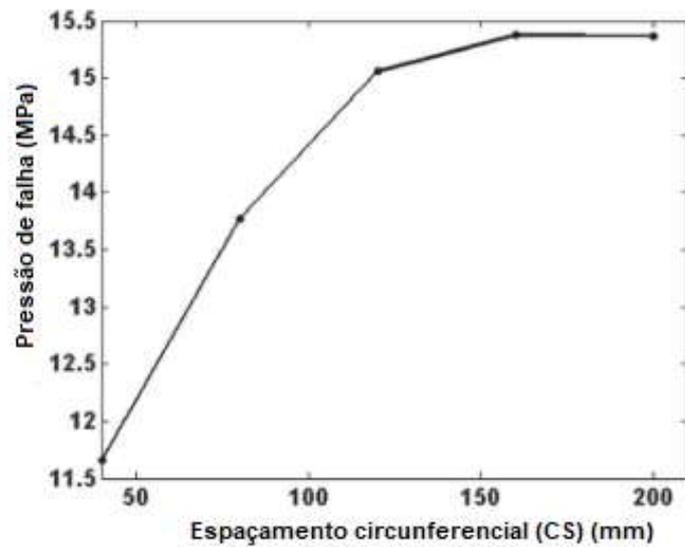
Além da validação, Motta et al (2017) também conduziram um estudo paramétrico, em função das distâncias circunferenciais (S_w) e longitudinais (S_L) entre os múltiplos defeitos, como mostrado na Figura 7. Tal como esperado, quanto mais próximos os defeitos forem entre si, maior o efeito interagente entre eles e, conseqüentemente, as pressões de falha resultantes serão também menores, como mostrado nas figuras 8 e 9.

Figura 7 – Definição das distâncias entre os defeitos de corrosão.



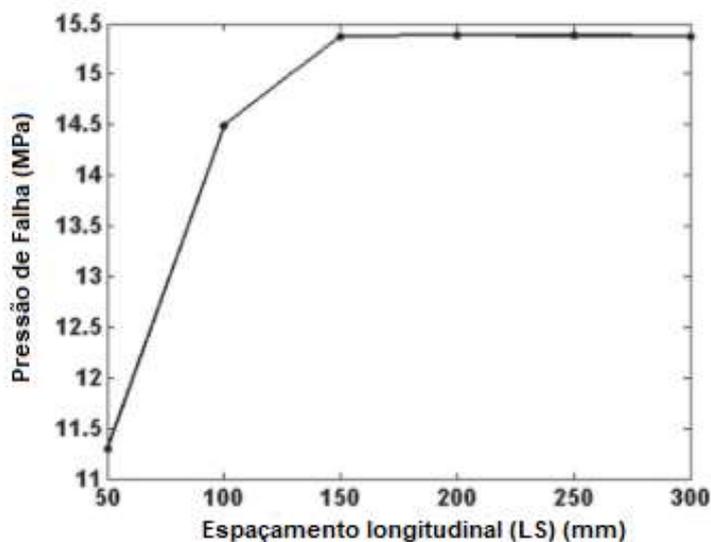
Fonte: Adaptado de (XU et al., 2017).

Figura 8 – Pressão de falha (MPa) em função do espaçamento circunferencial (S_w).



Fonte: Adaptado de (MOTTA et al., 2017)

Figura 9 – Pressão de falha (MPa) em função do espaçamento longitudinal (S_L).



Fonte: Adaptado de (MOTTA et al., 2017)

Uma breve análise das figuras 8 e 9 evidencia que a não-consideração da interação para defeitos que estejam suficientemente próximos, abaixo de 150 mm, para o caso mostrado nas figuras, pode levar a valores contrários à segurança, ou seja, a pressões de falha maiores do que as que de fato ocorrem na prática.

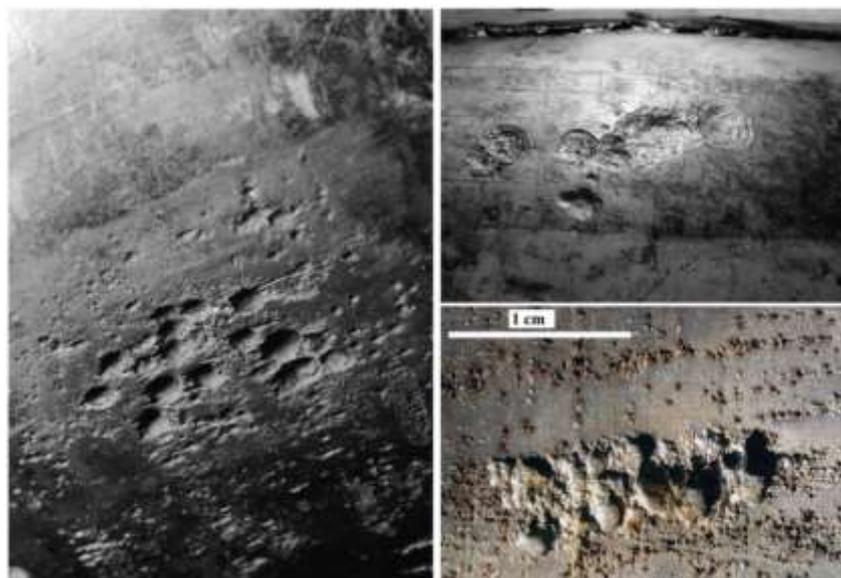
Adicionalmente, Xu et al (2017) apresentam e discutem em seu artigo resultados bastante similares àqueles obtidos por Motta et al (2017). Xu et al. (2017) também desenvolveram análises paramétricas, com a criação de uma rede neural artificial para racionalizar as análises. Como principais conclusões desenvolvidas por Xu et al (2017), tem-se que:

- o efeito interagente é mais pronunciado para defeitos mais profundos do que para defeitos menos profundos (mais rasos);
- o espaçamento circunferencial impacta significativamente em defeitos maiores (fundos e longos), mas tem relevância quase nula para defeitos rasos e curtos.

Ainda na linha de modelagem em elementos finitos, Mokhtari e Melchers (2018) discutem, em seu trabalho, a validade de estratégias de simplificação de geometria dos defeitos. Através da análise de configurações como a mostrada na Figura 10, com a ocorrência de vários defeitos do tipo pit próximos, formando uma geometria real complexa. Para simplificar esse tipo de geometria, há diversos

métodos empíricos (CABRAL, 2007; TORRES, 2009) que costumam aumentar bastante a área do defeito na análise, o que pode conduzir a resultados excessivamente conservadores.

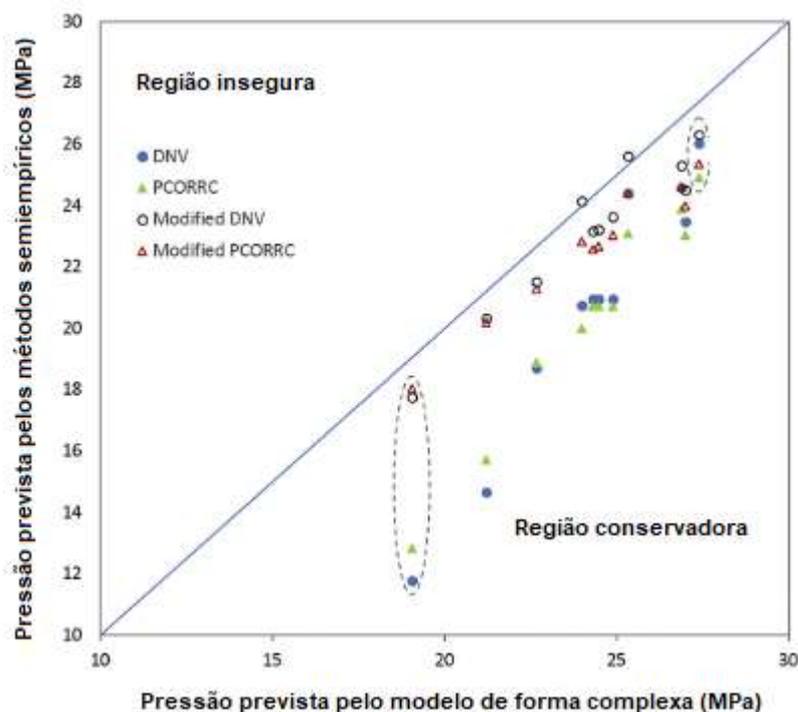
Figura 10 – Grupo de defeitos do tipo pit, formando geometria complexa real.



Fonte: Adaptado de (MOKHTARI; MELCHERS, 2018).

Dessa forma, Mokhtari e Melchers (2018) conduziram simulações numéricas via MEF, com auxílio do software ABAQUS (ABAQUS, 2010) para as configurações mostradas na Figura 10. A partir dos resultados das simulações, os autores propuseram fatores de correção às equações dos métodos DNV e PCORRC, criando assim novos métodos empíricos modificados, com a finalidade básica de obter resultados menos conservadores para a pressão resistente do duto. Esses resultados estão resumidos na Figura 11, que mostra que as versões ajustadas dos respectivos métodos conduzem a resultados bem mais próximos à realidade, menos conservadores.

Figura 11 – Resultados obtidos pelos métodos empíricos clássicos e versões modificadas.



Fonte: Adaptado de (MOKHTARI; MELCHERS, 2018)

2.2.3 Uso de metamodelos

Torres (2009) mostra que a avaliação da função via MEF pode ser bastante demorada e custosa, no âmbito computacional, especialmente no contexto da análise de confiabilidade. A autora também reforça que a literatura tem adotado soluções com uso de metamodelos em substituição às avaliações tradicionais via MEF, ou seja, simplificações matemáticas para o problema, com custo computacional bem menor. Com essa estratégia, as avaliações de funções e seus gradientes passam a ser feitas de forma automática, a partir do metamodelo, de expressão matemática conhecida, ao invés de na função original, descontínua e de complexa avaliação.

Nesse contexto, essa estratégia de utilizar metamodelos em análises de confiabilidade e também em otimizações tem sido bastante utilizada na literatura (ROMERO et al., 2006; TORRES, 2009; PINTO, 2014, 2020; KROETZ; TESSARI; BECK, 2017; SILVA, 2019; NASCIMENTO; AFONSO; MOTTA, 2020; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021). Kroetz, Tessari e Beck (2017) mostram que as soluções em análise confiabilidade estrutural (SRA) com modelos de alta fidelidade

podem ter custos computacionais bastante elevados, em função do elevado número de avaliações necessárias.

Esses autores destacam que a avaliação através de metamodelos melhora significativamente o desempenho computacional das análises porque uma vez que o metamodelo é construído o custo da avaliação das funções através dele é praticamente irrelevante, quando comparado às avaliações com modelos de alta fidelidade (KROETZ; TESSARI; BECK, 2017). Este trabalho propõe como inovação uma combinação das estratégias já discutidas até então na literatura, que consiste, essencialmente, em avaliar as pressões de falha em dutos corroídos a partir de metamodelos, construídos a partir de simulações MEF. Os metamodelos utilizados na presente tese são do tipo função de base radial (RBF), detalhado na seção 3.4.2 do presente trabalho.

A literatura (KESHTEGAR; SEGHIER, 2018; MISHRA; KESHAVARZZADEH; NOSHADRAVAN, 2019) também emprega a estratégia da construção de metamodelos, porém não da maneira aqui proposta, ou seja, para o cálculo da pressão de falha no problema de manutenções de dutos corroídos. Keshtegar e Seghier (2018) utilizam essa estratégia de simplificação matemática com resultados experimentais, e não via MEF, enquanto Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019) adotaram um metamodelo do tipo polinômio substituto diretamente no problema de otimização do tempo de inspeções, e não para o cálculo da pressão de falha.

Apesar disso, o uso de metamodelo para viabilizar o cálculo da pressão de falha via MEF não é novo na literatura; contudo, da maneira como o presente trabalho propõe, de aplicar isso ao problema de manutenções, e o autor não está ciente de nenhum outro trabalho com este enfoque. Dessa forma, essa metodologia proposta pode ser entendida como uma inovação na abordagem do problema de manutenções, e alguns dos resultados dessa aplicação já foram publicados (SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021).

2.2.4 Uso do software PIPEFLAW

A fim de automatizar os processos de construção de modelos para as simulações através do MEF e, então, obter as pressões de falha em dutos corroídos, pesquisadores do grupo Processamento de Alto Desempenho em Mecânica

Computacional (PADMEC) desenvolveram o software PIPEFLAW. Motta et al. (2017) apresentaram a validação dessa ferramenta com dados experimentais (BENJAMIN et al., 2006), e concluíram que os resultados obtidos com o PIPEFLAW são bem menos conservadores do que aqueles obtidos através do uso dos métodos empíricos convencionais (MOTTA et al., 2017).

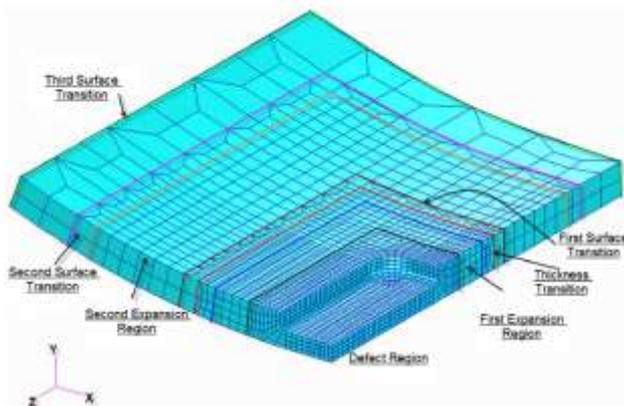
Essa ferramenta pode ser utilizada para uma grande variedade de geometrias e tipos de defeitos, idealizados ou mesmo reais. Adicionalmente, o PIPEFLAW também pode ser utilizado para prever as pressões de falhas em dutos corroídos sujeitos a múltiplos casos de carregamento, como, por exemplo, pressões interna e externa atuando simultaneamente, ou mesmo outros carregamentos, como carga térmica ou momentos fletores externos aplicados. Além disso, esse software também pode ser aplicado para diferentes condições de contorno previstas na indústria. Dessa forma, o PIPEFLAW tem sido utilizado em diferentes contextos e aplicações, cujos resultados têm sido publicados recentemente (CABRAL et al., 2017; MOTTA et al., 2017; RODRIGUES et al., 2017; SOARES et al., 2019; PIMENTEL et al., 2020; FERREIRA et al., 2021; MOTTA et al., 2021; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021).

A Figura 12 mostra alguns exemplos de malhas de elementos finitos construídas pela ferramenta PIPEFLAW em modelos tridimensionais. A Figura 12 (a) indica os detalhes da malha de elementos finitos e suas transições para uma configuração de defeito simples e idealizado, com forma retangular, enquanto a Figura 12 (b) mostra o mesmo, porém para uma configuração de defeito real. A Figura 12 (c) mostra uma colônia de defeitos retangulares e interagentes, enquanto a Figura 12 (d) destaca defeitos idealizados de forma elíptica alinhados longitudinalmente.

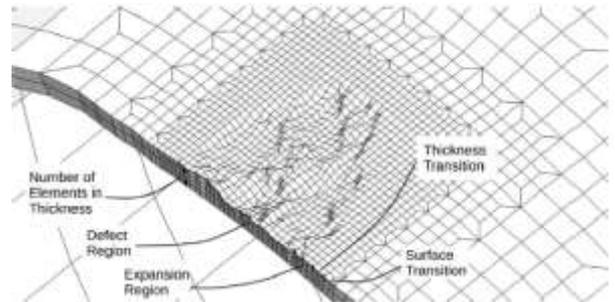
Apesar da aplicação via MEF tridimensional apresentar resultados comprovadamente melhores do que os métodos empíricos tradicionais (MOTTA et al., 2017), esse uso pode se tornar muito caro do ponto de vista computacional, sobretudo em problemas em que uma grande quantidade de simulações é necessária (RODRIGUES et al., 2017). O grupo PADMEC desenvolveu no software PIPEFLAW a aplicação de uma alternativa bidimensional, o modelo axissimétrico (RODRIGUES et al., 2017), mostrado na Figura 13, para configurações de defeitos simples e idealizados.

Rodrigues et al. (2017) mostram que o uso desse modelo 2D permite obter resultados de pressões de falha ligeiramente mais conservadores do que os modelos 3D, cerca de 5% de diferença, porém com custos computacionais significativamente menores, como esperado. Assim, esses modelos axissimétricos foram utilizados nesta tese, nas simulações MEF necessárias para construção dos metamodelos para o cálculo da pressão de falha, conforme descrito na seção 3.4.2.

Figura 12 – Configurações típicas de defeitos gerados pelo software PIPEFLAW.



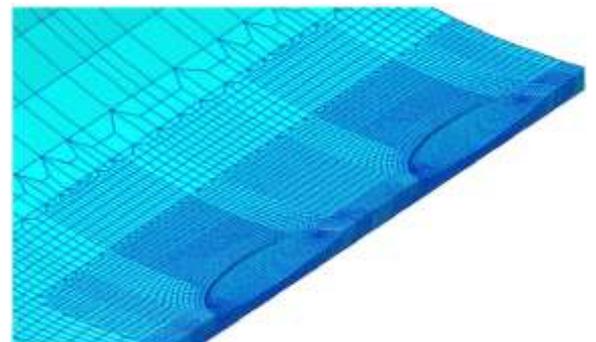
(a) Malha de elementos finitos para defeito retangular



(b) Malha de elementos finitos para defeito real



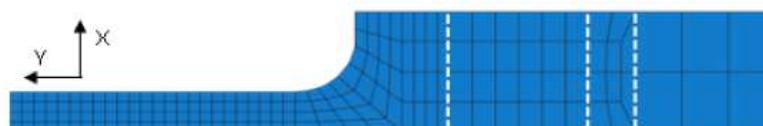
(c) Malha de elementos finitos para colônia de defeitos retangulares



(d) Malha de elementos finitos para defeitos elípticos alinhados

Fonte: Adaptado de Cabral et al. (2017) e Pimentel et al. (2020).

Figura 13 – Modelo axissimétrico gerado no software PIPEFLAW.



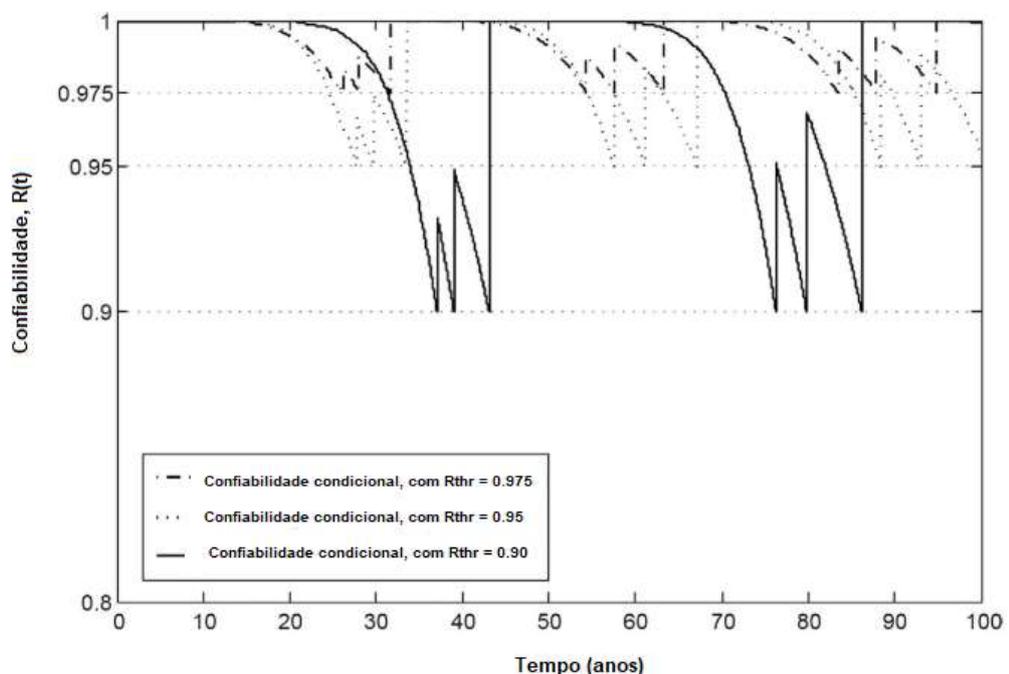
Fonte: Adaptado de Rodrigues et al. (2017).

2.3 PLANEJAMENTO DE MANUTENÇÕES

No contexto de manutenção preventiva baseada em confiabilidade, Tee e Pesinis (2017) consideraram, em seu trabalho, um processo estocástico para prever o surgimento dos defeitos: um processo Poisson do tipo não-homogêneo. Com esse modelo, os autores conseguem prever quantos defeitos de corrosão surgem em um dado intervalo de tempo, bem como os tempos de início para cada um deles. O cálculo da pressão de falha é via método empírico RPA (AMAYA-GÓMEZ et al., 2019).

Nesse âmbito, alguns dos resultados mais relevantes do trabalho de Tee e Pesinis (2017) estão resumidos na Figura 14. Nessa figura, é possível observar a variação temporal da confiabilidade condicional (assim chamada por considerar as manutenções, e calculada detalhadamente na seção 3.6.2) em função de diferentes limites inferiores de confiabilidade (R_{thr}): 0.975, 0.95, 0.90. É possível perceber pela análise da figura que quanto maior o patamar de confiabilidade (R_{thr}), são necessárias mais manutenções para manter o sistema de dutos dentro desse maior grau de confiança e menor grau de risco.

Figura 14 – Confiabilidade condicional em função do tempo, considerando as manutenções.



Fonte: Adaptado de Tee e Pesinis (2017).

Por outro lado, no contexto do planejamento ótimo de manutenções, Gomes, Beck e Haukaas (2013) apresentam uma metodologia para a otimização

considerando que as inspeções sempre ocorrem a intervalos fixos. Nesse trabalho, os autores trabalham com um único defeito simples, com modelo de crescimento não-linear randômico para a profundidade (VELÁZQUEZ et al., 2009). Inicialmente, Gomes, Beck e Haukaas (2013) detalham os custos associados ao processo de manutenção em dutos, de acordo com as equações 5, custo total, e 6, relação com custo de referência. Os valores do fator multiplicativo f_i , da Equação 5, estão resumidos na Tabela 1.

$$C_{ET} = C_{ref} + N_{insp} \cdot C_{insp} + EnR \cdot C_{rep} + EnF(1) \cdot C_{small} + (EnF(2) + EnF(3)) \cdot C_{burst} \quad (5)$$

Onde:

- C_{ref} é um custo-base (referência para os demais), em unidade monetária;
- N_{insp} é a quantidade de inspeções a serem realizadas ao longo do tempo da análise;
- C_{insp} é o custo estimado de cada inspeção, como função do C_{ref} , em unidade monetária;
- EnR é a quantidade estimada de reparos a serem realizados ao longo do tempo da análise;
- C_{rep} é o custo estimado de cada reparo, como função do C_{ref} , em unidade monetária;
- $EnF(1)$ é a quantidade estimada de falhas devido ao modo de falha *small leak*, ao longo do tempo da análise;
- C_{small} é o custo estimado para cada falha por *small leak*, como função do C_{ref} , em unidade monetária;
- $EnF(2)$ é a quantidade estimada de falhas devido ao modo de falha “burst”, ao longo do tempo da análise;
- $EnF(3)$ é a quantidade estimada de falhas devido pelo modo de falha *rupture*, ao longo do tempo da análise;
- C_{burst} é o custo estimado para as falhas por *burst* e também *rupture*, mesmo custo para ambas, como função do C_{ref} , em unidade monetária.

$$C_i = f_i \times C_{ref}, i = \{\text{small leak, burst, inspection, repair}\} \quad (6)$$

Tabela 1 - Valores do fator multiplicativo f_i .

Fator f_i	Valor(es)
f_{insp}	[0,0177; 0,0550]
f_{rep}	0,243
f_{small}	0,243
f_{burst}	[25; 200]

Fonte: Adaptado de Gomes, Beck e Haukaas (2013).

Assim, em seu trabalho, Gomes, Beck e Haukaas (2013) apresentam uma das metodologias mais consolidadas para o planejamento de manutenções: a abordagem com tempos fixos entre inspeções, *Time Based Preventive Maintenances*, ou simplesmente TBPM. Nessa abordagem, cada inspeção corresponde a uma avaliação das condições do duto, que pode resultar ou não em um reparo. São discutidos dois critérios básicos para definição da necessidade ou não de realizar o reparo, apresentadas nas equações 7 e 8:

$$d_{m\acute{a}x}(t) \geq 0.5w_t \quad (7)$$

Onde:

- $d_{m\acute{a}x}$ é a profundidade máxima do defeito, no tempo t , em mm;
- w_t é a espessura da parede do duto, em mm.

$$1.39p(t) \geq r_b(t) \quad (8)$$

Onde:

- $p(t)$ é a pressão de operação, no tempo t , em MPa;
- $r_b(t)$ é a pressão de falha via burst, no tempo t , em MPa.

Dessa forma, basta que um dos dois critérios acima descritos seja atendido para que seja necessário um reparo. Os reparos são entendidos como intervenções em que os defeitos de corrosão do duto são inteiramente corrigidos, seja via substituição do trecho corroído ou por correção local. A esse conjunto de intervenções, dá-se o nome de manutenção. Além dos critérios no momento da inspeção, os reparos

também são realizados quando da ocorrência de qualquer uma das falhas, de modo que sempre após o reparo, o duto retorna à sua condição original, sem defeitos.

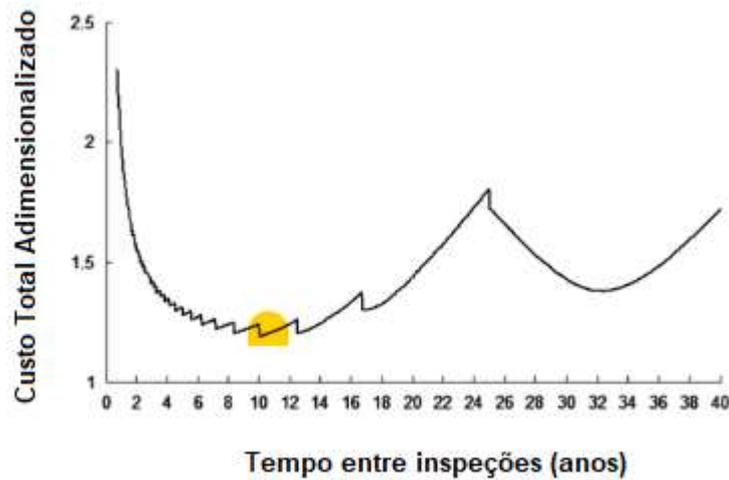
Após retornar à condição inicial sem defeitos, o tempo estimado para o surgimento de novo defeito é de 2,88 anos, de acordo com o modelo de Velázquez et al. (2009). Nesse sentido, a metodologia de Gomes, Beck e Haukaas (2013) estabelece um planejamento de manutenções a partir dos dados de entrada; assim, ainda na fase de projeto do duto, os autores mostram que sua metodologia permite prever a distribuição de possíveis custos futuros ligados às manutenções, as potenciais falhas e condições dos dutos no momento das inspeções.

Assim, os tempos entre inspeções são fixos e determinados pelo projetista ou pela concessionária do duto. Contudo, Gomes, Beck e Haukaas (2013) mostraram que é possível escolher esse intervalo de tempo a fim de minimizar os custos totais, Equação 5. Para um exemplo com 40 anos de vida útil, tempo do horizonte de planejamento, os autores produziram resultados relevantes, como aqueles mostrados na Figura 15.

Nessa figura, tem-se o valor do custo total adimensionalizado, em função do custo de referência, em função do tempo entre inspeções. Percebe-se que para inspeções pouco espaçadas, menos de 5 anos de intervalo entre uma e outra, os custos são mais elevados, e que o ponto de ótimo, destacado de amarelo na figura, corresponde a um tempo entre 10 e 12 anos. Isto significa, então, que, para o caso estudado, para obter os menores custos totais possíveis, devem ser realizadas inspeções a cada 10 anos no duto.

Ao analisar a mesma figura, pode-se concluir também que não é vantajoso do ponto de vista econômico fazer inspeções muito espaçadas entre si, pois isso eleva muito a probabilidade de ocorrerem falhas. Na Tabela 1, percebe-se que o fator multiplicativo de custo associado às falhas *burst* e *rupture* é significativamente mais elevado do que o custo de manutenções, inspeções e reparos, o que indica que é mais vantajoso realizar mais inspeções e manter as probabilidades de ocorrência de *burst* e *rupture* baixas.

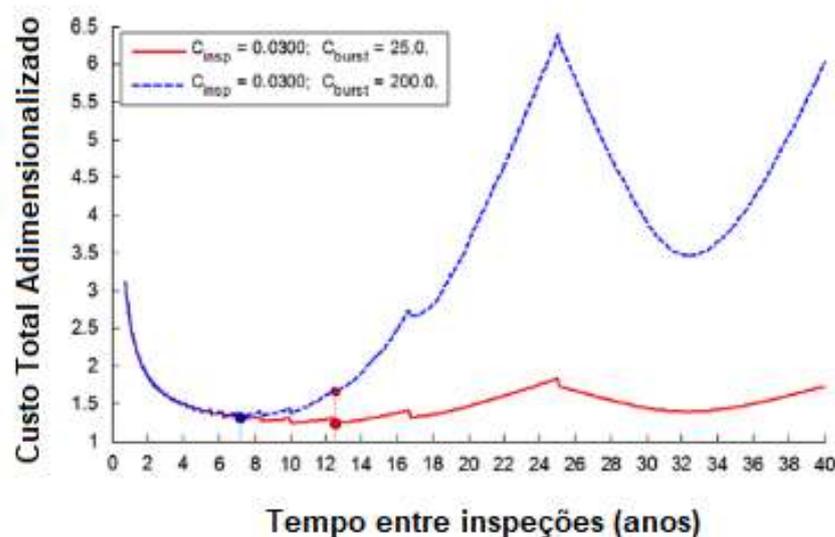
Figura 15 – Custo total em função do intervalo entre inspeções.



Fonte: Adaptado de (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013)

Essas conclusões debatidas ficam ainda mais evidentes com algumas análises paramétricas desenvolvidas pelos autores. A Figura 16 mostra a mesma relação da Figura 15, custo total x tempo entre inspeções, porém com um aumento de 8 vezes no custo associado às falhas via *burst* e *rupture*. Esse aumento tem um impacto pronunciado no gráfico, demonstrando que caso as inspeções demorem muito, mais de 15 anos, para ocorrer, as probabilidades de ocorrência desses modos de falhas aumentam significativamente, o que implica em aumentos bastante consideráveis no custo total.

Figura 16 – Custo total em função do intervalo entre inspeções, com custo de falha distinto.



Fonte: Adaptado de (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013).

Adicionalmente, Liu et al (2018a) e Liu et al (2018b) apresentam algumas conclusões semelhantes, apesar de trabalharem metodologias distintas. Liu et al (2018a) não discutem muito a questão do surgimento, mas trabalham também com múltiplos defeitos não-interagentes entre si. A essência desse estudo é desenvolver um planejamento ótimo para as inspeções, com o intuito primordial de minimizar os custos totais, de maneira bastante similar ao que foi implementado por Gomes, Beck e Haukaas (2013), porém com avanços bastante significativos. Entre os principais avanços, destacam-se:

- Consideração de múltiplos defeitos não-interagentes;
- Uso de modelo não-linear e estocástico, para prever o avanço da corrosão, o que representa um avanço frente ao uso de modelos randômicos usados na literatura;
- Consideração de taxa interna de retorno nos custos, para trazer para o presente os valores de custos futuros, com manutenções, inspeções e falhas; esse avanço é bastante realista por possibilitar a análise de investimentos necessários às manutenções ainda na fase de concepção e projeto;
- Ideia de não trabalhar inspeções a tempos fixos, ou seja, os intervalos entre inspeções também podem variar, de acordo com a resposta do modelo.

Esse último avanço faz parte de uma nova abordagem, tratada pelos autores como multinível, por considerar não apenas o tempo entre inspeções como única variável de projeto na otimização. Na realidade, Liu et al. (2018a) visam fazer a otimização do custo total, mas consideram uma flexibilização dos tempos e quantidades de manutenções. Mais do que isso: como trabalham com o modelo Markoviano, esses autores tem os defeitos de corrosão organizados por estados, de acordo com a profundidade de cada um deles. Assim, a ideia multinível consiste em considerar na otimização não apenas o tempo e quantidade de inspeções, mas também quais estados devem ser reparados, a fim de minimizar os custos.

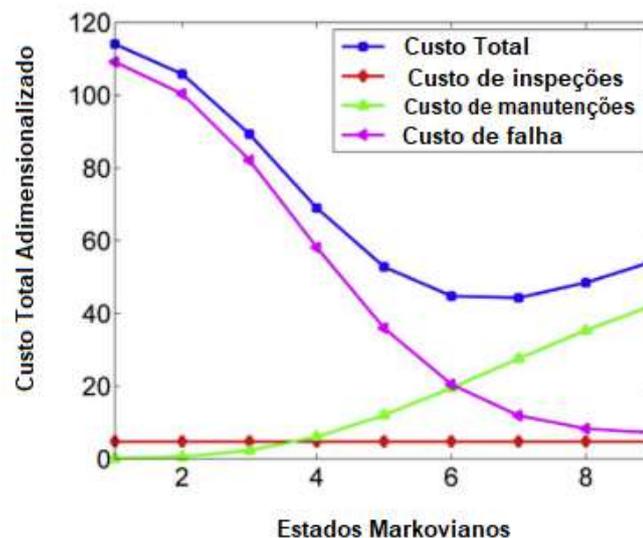
Nesse sentido, os estados markovianos iniciais são aqueles que tem profundidades de defeito menores, ou seja, a espessura remanescente da parede do duto é ainda grande, de modo que a corrosão não tem papel tão relevante nesses defeitos. Isto implica dizer que nessa abordagem, os autores podem escolher quais

estados devem ser de fato reparados, e isso tem repercussões significativas nos custos, como mostram alguns dos resultados obtidos por Liu et al. (2018a).

Entre alguns desses resultados, destacam-se aqueles resumidos nas figuras 17 a 19, que mostram bem a influência de cada um dos três níveis da análise multinível proposta nesse trabalho. Como foram usados 10 estados markovianos, a Figura 17 destaca que não é vantajoso financeiramente reparar mais do que os seis últimos estados, porque o custo com manutenções cresce muito. Reparar também só os últimos não é interessante, pois eleva as probabilidades de ocorrência de falhas e, conseqüentemente, os custos associados a essa falha.

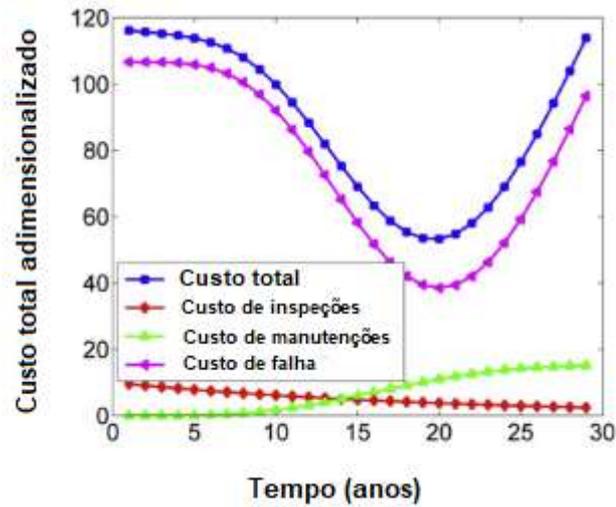
Por outro lado, a Figura 18 destaca a relação entre custo total e o tempo da primeira manutenção. Essa figura mostra uma correlação bastante clara entre o custo associado às falhas e o custo total, em função do tempo da primeira manutenção. Ao avaliar essa figura, pode-se dizer que os custos de falha essencialmente caem; contudo, caso a primeira manutenção demore mais do que 20 anos, supondo um horizonte de planejamento de 30 anos, os custos de falha voltam a subir, porque os defeitos tiveram mais tempo para crescer.

Figura 17 – Custo total em função dos estados reparados.



Fonte: Adaptado de Liu et al. (2018a).

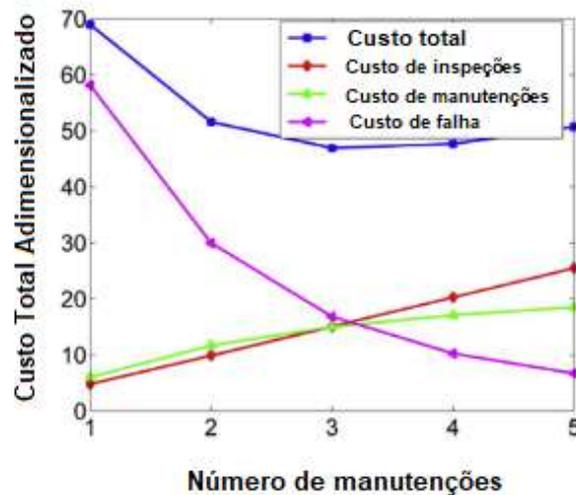
Figura 18 – Custo total em função do tempo de manutenção.



Fonte: Adaptado de Liu et al. (2018a).

Adicionalmente, a Figura 19 mostra a relação entre o número de manutenções e o custo total; quanto mais manutenções, os custos relativos à falha diminuem, porém os relativos a inspeções e manutenções crescem quase que linearmente. Sendo assim, a análise dessa figura indica que três manutenções é o ponto de ótimo para o problema tratado no artigo.

Figura 19 – Custo total em função do número de manutenções.



Fonte: Adaptado de Liu et al. (2018a).

Além dessas análises paramétricas, Liu et al. (2018a) implementaram a metodologia de otimização multinível a um estudo de caso, obtendo os resultados

sintetizados na Tabela 2. Utilizando a metodologia de inspeções a tempos fixos, seguindo o proposto por Gomes, Beck e Haukaas (2013), os resultados são os indicados na Tabela 3. A comparação entre os resultados de ambas as metodologias evidencia que a metodologia multinível gerou custos totais significativamente mais baixos, e essa diferença de custo cresce junto com o número de manutenções.

Para resolver o problema da otimização multinível, Liu et al (2018a) utilizaram o algoritmo genético (GA), principalmente por conta do poder deste algoritmo em encontrar o ótimo global e também pela facilidade dele em lidar com as incertezas. Essa estratégia foi implementada com o auxílio do software MATLAB (THE MATHWORKS, INC., 2016).

Tabela 2 - Resultados da otimização multinível.

Nº manutenções	Tempo manutenções	Custo Total
1	16,5	43,1924
2	14,3; 19,5	39,3115
3	14,1; 22,1; 27	39,2024
4	12,1; 16,1; 20,3; 24,1	41,2423

Fonte: Adaptado de Liu et al. (2018a).

Tabela 3 - Resultados da otimização TBPM (tempo entre inspeções fixo).

Nº manutenções	Tempo manutenções	Custo Total
1	15	114,062
2	10; 20	125,712
3	7,5; 15; 22,5	135,603
4	6; 12; 18; 24	144,1818

Fonte: Adaptado de Liu et al. (2018a).

Apesar disso, esse modelo multinível também trouxe algumas inconsistências e levantou algumas questões. Por exemplo, os autores consideraram apenas o

modo de falha *small leak*, porque de fato é o mais comum nos casos de corrosão externa (conclusão bastante similar ao que Gomes, Beck e Haukaas (2013) observaram com seus resultados). Além disso, Liu et al (2018a) não indicaram como foi previsto o surgimento dos defeitos, e nem como foram calculados os tempos de início para cada um deles.

Em outro trabalho, Liu et al (2018b) também apresentaram uma nova abordagem para o planejamento ótimo de manutenções. Nesse segundo estudo, porém, o modelo de crescimento adotado foi linear randômico, mais simples do que o processo markoviano, estocástico, mas por outro lado foram abordados os demais modos de falha, *burst* e *rupture*, assim como em Gomes, Beck e Haukaas (2013).

Nesse outro trabalho, Liu et al (2018b) também utilizaram o algoritmo genético; porém, a abordagem não foi exatamente multinível, até mesmo porque não há os estados markovianos para serem considerados. Os autores utilizaram, também, a ideia de que as inspeções não precisam ser a tempos fixos, mas que o tempo entre uma inspeção e outra pode variar, de modo a produzir os menores custos totais possíveis.

Em adição a isso, outra importante mudança observada foi a consideração dos mesmos critérios de reparo em inspeções utilizados por Gomes, Beck e Haukaas (2013), descritos nas equações 7 e 8. Assim como no trabalho anterior, Liu et al (2018b) também aplicaram a metodologia de otimização por eles proposta e compararam com a estratégia de inspeções a tempos fixos, com os resultados resumidos, respectivamente, nas tabelas 4 e 5.

Tabela 4 - Resultados da otimização multinível.

Nº inspeções	Tempo inspeções	Custo Total
1	15	74,3137
2	14; 25	63,4275
3	12; 17; 24	51,2073
4	7; 12; 15; 25	68,8415

Fonte: Adaptado de Liu et al. (2018b).

Tabela 5 - Resultados da otimização TBPM (tempo entre inspeções fixo).

Nº inspeções	Tempo inspeções	Custo Total
1	15	74,3137
2	10; 20	116,9979
3	7.5; 15; 22.5	85,0789
4	6; 12; 18; 24	69,0089

Fonte: Adaptado de Liu et al. (2018b).

Apesar de a conclusão geral ser a mesma, que a estratégia de tempos fixos de fato gera um maior custo, Liu et al (2018b) mostram, nas tabelas 4 e 5, que a diferença entre os valores de custos totais para os casos de tempos fixos e tempos variáveis não foi tão significativa quanto os resultados destacados em Liu et al (2018a).

Isso pode ser explicado por alguns motivos. Primeiro, foram estudos de caso distintos, com modelos de crescimento diferentes também. Segundo, como não foram utilizados os estados markovianos nesse trabalho, isso pode ser um indicador de que a consideração do primeiro nível, ou seja, quantidade de estados markovianos reparados na manutenção, pode ser um fator com grande significância na otimização.

Até então, os trabalhos anteriores ligados mais à parte de otimização do planejamento não tiveram restrições referentes a confiabilidade, ou seja, foram otimizações irrestritas, com função objetivo como sendo o custo total. Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019) introduzem a probabilidade de falha do sistema como uma restrição direta no problema de otimização.

Apesar disso, a abordagem é a tempos fixos, ou seja, a otimização considera que as inspeções ocorrem a intervalos de tempo fechados. É importante indicar também que nesse problema as inspeções sempre resultam em reparos, ou seja, não são verificados critérios durante a inspeção. Os resultados ou saídas desse problema são, então: o tempo da primeira inspeção, e o intervalo de tempo entre as próximas inspeções, partindo da primeira. A restrição, por sua vez, corresponde a uma probabilidade de falha.

Além disso, esses autores também utilizam polinômio substituto na otimização, com o intuito de vencer a dificuldade da natureza inerentemente descontínua da função objetivo. Na prática, Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019) construíram um modelo substituto para a função objetivo, e esse modelo é então avaliado durante a fase de otimização, ao invés de avaliar a função de alta fidelidade. Essa estratégia viabiliza o cálculo dos gradientes, o que reduz significativamente os custos computacionais associados à simulação.

Nesse âmbito, a Tabela 6 resume alguns dos resultados obtidos por Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019). A última coluna dessa tabela representa a probabilidade de falha-limite ou alvo, que é a restrição estocástica do problema de otimização. Quanto menor esse valor, a exigência se torna maior, e assim os custos aumentam consideravelmente, enquanto que o tempo da primeira inspeção e o intervalo entre as inspeções seguintes são reduzidos.

Tabela 6 - Resultados da otimização estocástica.

Tempo 1ª manutenção	Tempo entre inspeções	Custo Total	P_{Falvo}
17,32	17,59	1,146	0,01
16,5	16,78	1,148	0,001
7,85	8,26	1,412	0,00005

Fonte: Adaptado de (MISHRA; KESHAVARZZADEH; NOSHADRAPAN, 2019)

3 METODOLOGIA

Em dutos, a corrosão normalmente se manifesta na forma de defeitos na superfície. Este trabalho considera um segmento de duto terrestre e enterrado, a partir de sua instalação, de modo que é importante prever o surgimento de novos defeitos de corrosão ao longo do tempo. Além disso, é admitido que esses defeitos são localizados na superfície externa e com geometria idealizada, definidos por dois parâmetros que variam com o tempo: profundidade e comprimento longitudinal.

3.1 SURGIMENTO DE DEFEITOS DE CORROSÃO

Com relação ao surgimento dos defeitos de corrosão, este trabalho considera dois casos representativos: defeito simples e múltiplos defeitos não-interagentes. O defeito simples é uma simplificação recorrente na literatura (GOMES; BECK, 2014; GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; BAZÁN; BECK, 2013; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021), e foi escolhido como validação da metodologia proposta para a previsão de manutenção baseada em confiabilidade, como será mostrado na seção 4.2.1.

Para o defeito simples, o tempo de surgimento depende bastante das propriedades químicas do solo ao redor do duto e também dos tipos de revestimento e de proteção catódica utilizados na superfície externa. Este tempo de surgimento foi considerado como determinístico e adotado como sendo 2,88 anos a partir da instalação ou do final de um reparo, conforme indicado na literatura (GOMES; BECK, 2014; GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; BAZÁN; BECK, 2013; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021).

Para poder utilizar esse valor fixo como o tempo de surgimento, supõe-se que o segmento de duto do estudo de caso descrito na seção 4.2 está enterrado na mesma região, possui o mesmo revestimento da superfície externa e recebeu a mesma proteção catódica das tubulações indicadas nas referências (GOMES; BECK, 2014; GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; BAZÁN; BECK, 2013; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021).

O segundo caso representativo tratado neste trabalho é o de múltiplos defeitos não-interagentes, que corresponde a uma realidade mais prática da indústria (TEE; PESINIS, 2017) e demanda o uso de modelagem matemática para estimativa do surgimento dos defeitos. Nesse sentido, um dos modelos mais

consolidados na literatura é o Processo Poisson não-homogêneo, tradução livre de *Non-Homogeneous Poisson Process* (NHPP) (ZHANG; ZHOU, 2014; TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2021), que corresponde a um processo estocástico.

Esse modelo estima o número de defeitos que são gerados ao longo da vida útil de um segmento de duto e também os seus respectivos tempos de início, que não são uniformemente distribuídos ao longo do tempo, a partir de sua instalação (ZHANG; ZHOU, 2014; TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2021) e é brevemente descrito a seguir.

O primeiro passo para o uso do modelo NHPP para previsão dos defeitos consiste em definir uma função de propagação dos defeitos ao longo do tempo, que neste trabalho é uma função exponencial, $\lambda_F(t)$, mostrada na Equação 9. Nessa equação, λ_0 e b são constantes positivas, que podem ser ajustadas a partir de dados de inspeções ou em função de julgamento do projetista, como mostram Tee e Pesinis (2017), enquanto t é o correspondente tempo da análise.

$$\lambda_F(t) = \lambda_0 t^b \quad (9)$$

O parâmetro λ_0 é chamado de coeficiente de geração do modelo, e é de grande relevância nas análises de confiabilidade, de acordo com a literatura (ZHANG; ZHOU, 2014; TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2021). Sendo assim, os estudos de caso presentes na seção 4 apresentam estudos paramétricos para indicar a importância da variação desse coeficiente nos resultados. Por outro lado, b é suposta constante e determinística. Os valores utilizados no modelo NHPP estão resumidos na Tabela 7, obtida da literatura (TEE; PESINIS, 2017). É importante reforçar que esses dados podem ser ajustados a partir de dados reais de inspeções de dutos, o que reforça o caráter prático dessa modelagem.

Tabela 7 – Parâmetros para o modelo NHPP.

Variável	Valor adotado
λ_0	0,0064; 0,0128; 0,0256
b	2

Fonte: Tee e Pesinis (2017).

A integração dessa função de propagação dos defeitos ao longo do tempo resulta em um número esperado de defeitos ao longo do tempo t , $\Lambda(t)$, conforme mostra a Equação 10. Esse número esperado de defeitos é utilizado como parâmetro de escala para obtenção do número total de defeitos gerados ao longo de um tempo t , $N(t)$, que segue uma distribuição Poisson, com função densidade de probabilidade indicado pela Equação 11.

$$\Lambda(t) = \int_0^t \lambda_F(t) dt \quad (10)$$

$$f_p(N(t) | \Lambda(t)) = \frac{(\Lambda(t))^{N(t)} e^{-\Lambda(t)}}{N(t)!} (t > 0) \quad (11)$$

Após a obtenção do número total de defeitos gerados ao longo do tempo de análise t , $N(t)$, é preciso obter o tempo de surgimento para cada um desses defeitos. Admitindo T como o tempo de vida útil do duto em análise, aplica-se a integração descrita na Equação 10 de 0 a T , o que resulta em um número esperado de defeitos $\Lambda(T)$, valor que é fundamental na estimativa dos tempos de surgimento dos múltiplos defeitos. O procedimento para obtenção desses tempos é descrito por Zhang e Zhou (2014), e deve ser feito para cada um dos defeitos, e consiste basicamente em:

- Gerar de forma aleatória um número entre 0 e 1, chamado aqui de u ;
- Gerar de forma aleatória um tempo-candidato, que é um valor entre 0 e T , chamado aqui de T_0 ;
- Utiliza-se a Equação 10 para obter o número esperado de defeitos ao longo do tempo T_0 , e este valor é o $\Lambda(T_0)$;
- Define-se R como sendo o quociente entre $\Lambda(T_0)$ e $\Lambda(T)$. Verifica-se, então, se o valor de u é menor do que R . Caso não seja, os passos anteriores devem ser repetidos até que essa desigualdade seja

verificada. Quando essa desigualdade é verificada, assume-se, pois, que o tempo-candidato T_0 é o tempo de surgimento para aquele defeito.

3.2 CRESCIMENTO DE DEFEITOS DE CORROSÃO

Existe uma grande variedade de modelos para representar o crescimento dos defeitos de corrosão em dutos, conforme mostram Bazán e Beck (2013), por exemplo. Esses modelos geralmente descrevem como os parâmetros do defeito, como comprimento longitudinal e profundidade, variam temporalmente. Neste trabalho, o modelo utilizado para o crescimento da profundidade do defeito é empírico, não-linear e de caráter aleatório, sendo considerado menos conservador e, portanto, mais realista do que os modelos lineares, que têm aplicação mais simples (BAZÁN; BECK, 2013; SOUSA, AFONSO, WILLMERSDORF, 2019).

Esse modelo de crescimento da profundidade é bem estabelecido na literatura, tem sido utilizado por diversos autores (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; BAZÁN; BECK, 2013; TEE; PESINIS, 2017; AMAYA-GÓMEZ et al., 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2021) e é representado pela Equação 12. κ e α são parâmetros determinados empiricamente, a partir de ajuste de dados de inspeções, que dependem essencialmente das características do solo no qual o duto está enterrado. t corresponde ao tempo de interesse, em que se quer obter a profundidade, enquanto t_0 corresponde ao tempo de surgimento do defeito.

$$d(t) = \kappa(t - t_0)^\alpha \quad (12)$$

Devido à ausência de dados reais de inspeção, este trabalho utilizou os valores dos parâmetros κ e α de acordo com a indicação da literatura (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013), ou seja, assume-se que o segmento de duto tratado na seção está enterrado em um solo semelhante ao indicado por Gomes, Beck e Haukaas (2013). Esses valores estão resumidos na Tabela 8.

Tabela 8 – Estatísticas dos parâmetros utilizados para o modelo de crescimento da profundidade do defeito.

Variável	Distribuição	Parâmetros
κ	Assimétrica t-student	Média: $\mu=0,168$ mm/ano; fator de escala: $\sigma=0,063$ e fator de forma $\nu=4,780$.
α	Gaussiana inversa	Média: $\mu=0,762$; fator de forma $\lambda=27,016$.

Fonte: Gomes, Beck e Haukaas (2013).

Com relação ao crescimento do comprimento longitudinal do defeito de corrosão, este trabalho utiliza um modelo mais simples: linear e randômico (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; BAZÁN; BECK, 2013; MAHMOODIAN; LI, 2017; GONG; ZHOU, 2018; SHUAI; SHUAI; XU, 2018; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021). Esse modelo pressupõe um valor nulo para o comprimento do defeito no momento do surgimento, e a partir desse instante o comprimento cresce linearmente, com taxa de crescimento sendo uma variável aleatória e distribuição lognormal, com valor médio de 1,698 mm/ano e coeficiente de variação (COV) igual a 50% (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; BAZÁN; BECK, 2013; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021).

3.3 PRESSÃO INTERNA

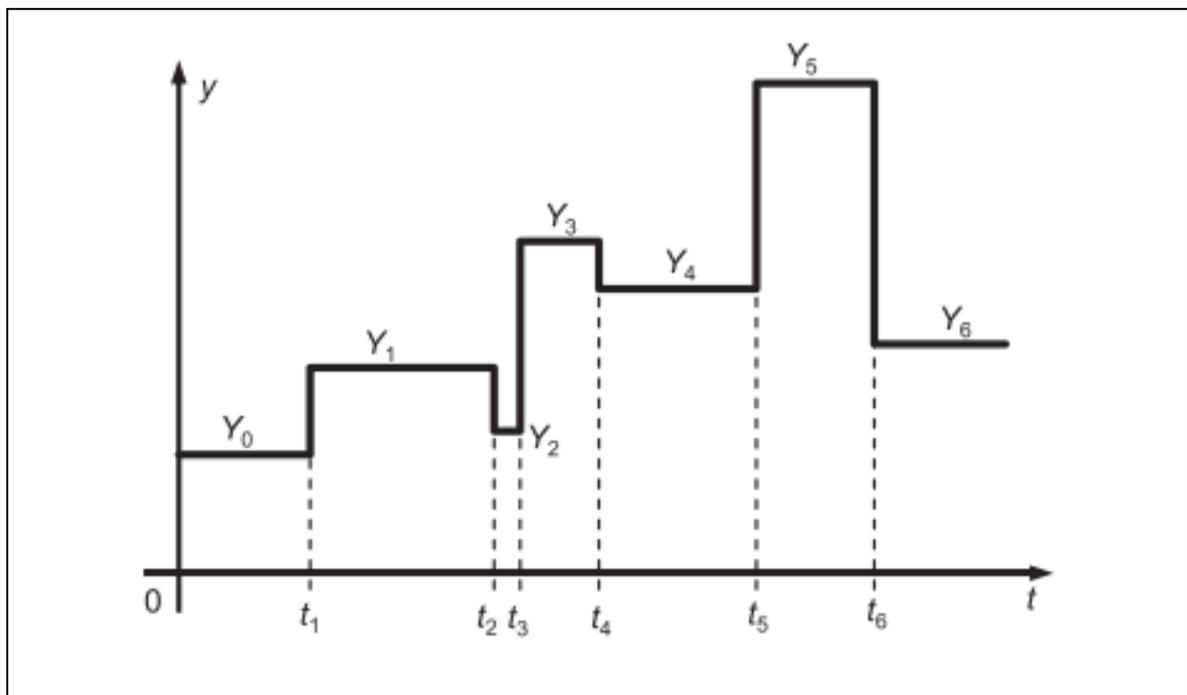
A pressão interna ou de operação é o único carregamento considerado para o segmento de duto do estudo de caso deste trabalho, de modo que o valor dessa pressão ao longo do tempo é um parâmetro fundamental para as avaliações de confiabilidade e custos. Nesse contexto, uma prática comum na indústria dutoviária é assumir que o valor da pressão interna varia ao longo do tempo e pode ser descrita por processos estocásticos (BAZÁN; BECK, 2013; TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2021).

Assim, este trabalho adota um Processo de Onda Quadrada de Poisson tradução livre de *Poisson Square Wave Process* (PSWP) (TEE; PESINIS, 2017). Nesse processo, os valores da pressão interna são constantes por partes, ao longo de intervalos aleatórios, conforme mostrado na Figura 20. A duração de cada um desses intervalos aleatórios pode ser obtida a partir da Equação 13, onde λ é a taxa de renovação dos pulsos, parâmetro determinístico fundamental neste modelo,

enquanto que u é um número aleatório entre 0 e 1. Adicionalmente, os valores da pressão interna em cada intervalo seguem uma distribuição Gumbel, definida por um valor médio e coeficiente de variação (COV).

A Tabela 9 resume os valores aqui utilizados no modelo PSWP. Esta tabela indica três valores para o parâmetro λ (TEE; PESINIS, 2017) e três valores para o valor médio da pressão P , para a distribuição Gumbel. A presença de mais de um valor se justifica porque na seção 4 são apresentados estudos paramétricos, a fim de verificar o impacto da variação desses parâmetros determinísticos nas avaliações de confiabilidade e custos para o segmento de duto do estudo de caso.

Figura 20 – Comportamento pressão interna x tempo, com o modelo PSWP.



Fonte: Adaptado de Bazán e Beck (2013).

$$dt = (-\lambda)^{-1} \ln(u) \quad (13)$$

Tabela 9 – Descrição dos parâmetros utilizados no estudo de caso.

Variável	Distribuição	Parâmetros
λ	Determinístico	0,75; 1,0; 1,5
P	Gumbel	Média: $\mu=12, 13$ e 14 MPa; COV=2%.

Fonte: Tee e Pesinis (2017).

3.4 CÁLCULO DA PRESSÃO DE RUPTURA

Com relação ao cálculo da pressão de ruptura, ou de falha, para o segmento de duto do estudo de caso, este trabalho utiliza duas metodologias distintas. A primeira metodologia é a avaliação através de um modelo empírico bem estabelecido na literatura (AMAYA-GÓMEZ et al., 2019), o *Pipe Corrosion Criterion* (PCORRC), baseado em equação analítica, descrito na seção 3.4.1. A segunda metodologia é através da avaliação considerando um metamodelo, a função de base radial, tradução livre de *Radial Basis Function* (RBF), construído a partir de simulações em elementos finitos, descrito na seção 3.4.2.

3.4.1 Modelo empírico - PCORRC

Para os dutos fabricados com aços de resistência moderada a alta e com defeitos de corrosão definidos por comprimento longitudinal e profundidade, Amaya-Gómez et al. (2019) mostraram que o método PCORRC tem os melhores desempenhos em comparação a outros métodos na análise de confiabilidade. Além disso, o método é de simples implementação, baseado na função analítica descrita na Equação 14.

$$r_b(t) = \frac{2\sigma_u w_t}{D} \left[1 - \frac{d(t)}{w_t} \left(1 - \exp\left(\frac{-0.157L(t)}{\sqrt{0.5D(w_t - d(t))}}\right) \right) \right] \quad (14)$$

Nessa equação, o $r_b(t)$ corresponde a pressão de falha ou ruptura, enquanto w_t é a espessura da parede do duto, D é o diâmetro externo da tubulação, σ_u é a tensão última do aço utilizado, $d(t)$ e $L(t)$ correspondem, respectivamente, a profundidade e ao comprimento longitudinal do defeito de corrosão. Como os parâmetros do defeito variam ao longo do tempo, então a pressão de ruptura também varia.

3.4.2 Metamodelo – Função de Base Radial (RBF)

Como mostrado na seção 2.2.2, o uso do método dos elementos finitos (MEF) para o cálculo da pressão de falha em dutos conduz a resultados menos conservadores e mais realistas quando comparados às respostas obtidas pelos

métodos empíricos tradicionais, baseado em equações analíticas (MOTTA et al., 2017; Xu et al., 2017; MOKHTARI; MELCHERS, 2018), e também apresentam uma excelente concordância com os resultados provenientes de ensaios de laboratórios (BENJAMIN et al., 2006). Por outro lado, Kroetz, Tessari e Beck (2017) mostram que o uso do MEF em análises de confiabilidade pode ser inviável, devido ao alto número de avaliações necessárias.

Nesse sentido, a seção 2.2.3 discute o uso de modelos substitutos, construídos a partir de simulações via MEF (modelos de alta fidelidade), como soluções alternativas (modelos de baixa fidelidade) para viabilizar a análise de confiabilidade (KROETZ; TESSARI; BECK, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021). Assim, esta estratégia é utilizada neste trabalho: utilizando o software PIPEFLAW (MOTTA et al., 2017; RODRIGUES et al., 2017; CABRAL et al., 2017; SOARES et al., 2019; PIMENTEL et al., 2020; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021), as simulações MEF são feitas de forma automática e rápida, viabilizando a construção dos modelos substitutos para avaliação da pressão de falha. Kroetz, Tessari e Beck (2017) mostram que depois que o modelo substituto é construído, o custo computacional para as avaliações de confiabilidade se torna irrelevante.

Neste trabalho, os modelos substitutos são construídos a partir dos resultados de simulações MEF com modelos bidimensionais axissimétricos (RODRIGUES et al., 2017), discutidos na seção 2.2.4. A função de base radial (RBF) é uma estratégia para aproximar matematicamente funções com várias variáveis em termos de funções mais simples, com propriedades conhecidas e com análise mais fácil, a partir uma simples interpolação polinomial (PINTO, 2020).

Pinto (2020) destaca que uma RBF pode ser entendida como “uma soma ponderada de translações de uma função básica, radialmente simétrica, aumentada por um termo polinomial de baixo grau”. Os tipos de RBF estão relacionados ao tipo de função de base, e neste trabalho a RBF linear, ou seja, com função de base linear, que é a mais simples, foi adotada como modelo de baixa fidelidade, conforme descrito por Pinto (2020) e Sousa, Afonso e Willmersdorf (2021).

Após a definição do tipo de modelo substituto a ser utilizado, foi preciso definir a técnica de amostragem. A técnica escolhida foi a amostragem por hipercubo latino, tradução livre de *Latin Hypercube Sampling* (LHS) (KROETZ; TESSARI; BECK, 2017; BECK, 2019), escolhida por ter um bom desempenho em análises de

confiabilidade quando comparada a outras técnicas, conforme mostrado por Beck (2019). Após um estudo de convergência, mostrado na seção 4.1 do trabalho, foi definido que o número de amostras a serem utilizadas para a construção do modelo substituto seria dez vezes o número de variáveis aleatórias (dimensionalidade do problema). Esta indicação vem sendo amplamente utilizada em outras aplicações (ROMERO et al., 2006; PINTO, 2014, 2020; SILVA, 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021).

3.5 MODO DE FALHA

Este trabalho adota um modo de falha simples para o segmento de duto considerado no estudo de caso do capítulo 4: o “burst”, representado matematicamente pela função de estado limite da Equação 15. Esta equação mostra que a falha ocorre quando a pressão de ruptura, $r_b(t)$, é menor do que a pressão interna, P_0 , ou seja, quando a função $g(t)$ assumir valores negativos. A pressão de ruptura é calculada conforme descrito na seção 3.4, enquanto que a pressão interna é obtida conforme indicado na seção 3.3.

$$g(t) = r_b(t) - P_0 \quad (15)$$

Apesar de haver outros modos de falha que são utilizados na gestão de manutenções em dutos corroídos (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; GOMES; BECK, 2014; MISHRA; KESHAVARZZADEH; NOSHADRAVAN, 2019), o modo de falha único do tipo “burst” foi adotado por ser representativo e coerente com o segmento de duto do estudo de caso, que está localizado em uma área de baixa densidade populacional, o que corresponde a um duto classe 1 (CSA, 2007; ZHANG; ZHOU, 2014; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021). Além disso, essa simplificação de adotar modo de falha único do tipo “burst” também é comum na literatura (ZHANG; ZHOU, 2014; TEE; PESINIS, 2017; SHUAI; SHUAI; XU, 2017; MAHMOODIAN; LI, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2021).

3.6 MANUTENÇÃO BASEADA EM CONFIABILIDADE

Conforme foi indicado na seção 3.1, este trabalho considera dois casos representativos de defeitos em dutos corroídos: defeito simples (isolado) e múltiplos defeitos não-interagentes. A metodologia para análise de confiabilidade para o caso de defeito simples é descrita nesta seção, e os resultados desta aplicação estão indicados na seção 4.3.1. Esses resultados foram utilizados como validação da metodologia proposta nesta seção.

3.6.1 Aplicação para defeito simples

A análise de confiabilidade para o caso de defeito simples foi feita, inicialmente, utilizando dois métodos distintos: simulação Monte Carlo (MCS) e FORM, tradução livre de *First-Order Reliability Method*, ambos descritos na literatura (BECK, 2019). Beck (2019) mostra que o MCS é um método mais simples e de mais fácil implementação computacional, enquanto que o FORM é um método mais eficiente do ponto de vista computacional. Assim, a avaliação de confiabilidade através do MCS foi implementada mais como uma validação do FORM, no caso de defeito simples, enquanto que para o caso de múltiplos não-interagentes foi utilizado apenas o método FORM, devido a eficiência computacional.

Para o caso com defeito simples, foi desenvolvida também a análise de confiabilidade através de um modelo de alta fidelidade em elementos finitos, ou seja, em que as pressões de falha foram calculadas diretamente através da construção e avaliação dos modelos numéricos. Essa análise foi implementada com auxílio de um script próprio, desenvolvido em MATLAB (THE MATHWORKS, INC., 2016), e a probabilidade de falha foi obtida com o método FORM. A cada iteração do método FORM, o script executa o programa PIPEFLAW, de modo que o modelo em elementos finitos é gerado e processado de maneira automática, conforme descrito na seção 2.2.3, ou seja, a pressão de falha é obtida para cada iteração. Essa análise de confiabilidade através de modelo de alta fidelidade foi implementada para validar os resultados obtidos através do modelo de baixa fidelidade (RBF).

Para avaliar os modelos de baixa fidelidade (RBF) e também o modelo empírico (PCORRC), outro script próprio em MATLAB (THE MATHWORKS, INC., 2016) foi utilizado. Neste caso, as avaliações são significativamente mais rápidas e

com menores custos computacionais, porque o cálculo da pressão de falha é feito de maneira imediata, baseada em equações analíticas.

3.6.2 Aplicação para múltiplos defeitos não-interagentes

Após a validação inicial com a análise de confiabilidade para defeito simples, a metodologia de manutenção preventiva baseada em confiabilidade, tradução livre de *Reliability-Based Preventive Maintenance* (RBPM) (CALEYO; GONZÁLEZ; HALLEN, 2002; CALEYO et al., 2003; VALOR et al., 2013; TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019, 2021), foi aplicada para o caso do segmento de duto com múltiplos defeitos não-interagentes, que é considerado mais realista na indústria dutoviária do que a situação com apenas um defeito simples (TEE; PESINIS, 2017).

Na literatura (BAZÁN; BECK, 2013; ZHANG; ZHOU, 2014; MAHMOODIAN; LI, 2017; SHUAI; SHUAI; XU, 2017; GONG; ZHOU, 2018), tem sido mais comum apresentar a curva probabilidade de falha em função do tempo do que a confiabilidade ao longo do tempo. Assim, este trabalho também utiliza a evolução temporal da probabilidade de falha. Contudo, esses dois valores, probabilidade de falha e confiabilidade, estão diretamente relacionados, já que, para um mesmo tempo, a soma entre confiabilidade e probabilidade de falha resulta em 1.

Nesse sentido, a metodologia RBPM indica que ao longo da vida útil de um duto em todos os instantes em que o valor da confiabilidade ficar abaixo de um limite inferior de confiabilidade pré-estabelecido, uma manutenção preventiva do tipo reparo deve ocorrer. Neste trabalho, esse reparo é entendido como sendo: escavar o duto, restaurar a superfície externa e, então, eliminar os defeitos de corrosão, o que restaura o duto a sua situação no momento da instalação, ou seja, sem defeitos (TEE; PESINIS, 2017). Essas ações preventivas de manutenção são essenciais para manter o duto operando dentro de limites aceitáveis de segurança. No presente trabalho, esse patamar inferior de confiabilidade é representado por um limite superior de probabilidade de falha ou simplesmente probabilidade de falha limite ($P_{f,lim}$).

Nesse âmbito, a obtenção da curva de probabilidade de falha em função do tempo é essencial para definição do cronograma de reparos. Para esse cálculo, a metodologia RBPM (CALEYO; GONZÁLEZ; HALLEN, 2002; CALEYO et al., 2003; VALOR et al., 2013; TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF,

2019, 2021) indica, inicialmente, cálculo de uma probabilidade de falha condicional para cada defeito individualmente, em cada intervalo de tempo, conforme descrito na Equação 16. Essa equação descreve, de forma direta, a probabilidade de ocorrer falha em um dado intervalo caso não tenha ocorrido no intervalo anterior.

Nesse sentido, é importante destacar que o uso da Equação 16 assume um modelo de sistema em série com eventos independentes, e isto é uma limitação em sua aplicação, por conta forte correlação esperada entre as falhas de diferentes defeitos. Uma possibilidade para contornar essa limitação pode ser tratar a questão dos múltiplos defeitos com o MEF, ou ainda considerando a correlação 2 a 2 entre as probabilidades de falha dos maiores defeitos.

$$PoF_i^{cond}(t_j, t_{j+1}) = \frac{PoF_i(t_{j+1}) - PoF_i(t_j)}{1 - PoF_i(t_j)} \quad (16)$$

Essa probabilidade de falha condicional é, então, calculada para cada intervalo de tempo e para cada defeito individualmente. Contudo, como são múltiplos defeitos, é preciso combinar essas probabilidades de falha individuais de modo a obter um valor representativo para o sistema com todos os defeitos. Essa combinação é feita utilizando a Equação 17, cujo índice do produtório varia de acordo com o número de defeitos de corrosão.

$$PoF_m(t_j, t_{j+1}) = 1 - \prod [1 - PoF_i^{cond}(t_j, t_{j+1})] \quad (17)$$

É importante destacar que para cada intervalo de tempo o número de defeitos de corrosão existentes (e suas respectivas probabilidades de falha) pode mudar, por conta dos respectivos tempos de surgimento de cada defeito, calculados pelo modelo NHPP descrito na seção 3.1. Dessa forma, o coeficiente de geração λ_0 , discutido também na seção 3.1, pode ter um grande impacto na probabilidade de falha do sistema considerando todos os defeitos, o que justifica o estudo paramétrico conduzido na seção 4 do trabalho.

Adicionalmente, a cada vez que o modelo NHPP é aplicado, obtém-se diferentes números de defeitos, com diferentes respectivos tempos de surgimento. Sendo assim, para obter resultados mais estáveis, Tee e Pesinis (2017)

recomendam aplicar o modelo NHPP múltiplas vezes, e as probabilidades de falha devem ser obtidas para cada uma dessas vezes. Cada aplicação do modelo NHPP é chamada de “geração”, e a probabilidade de falha que deve ser efetivamente considerada nas análises deve ser a média obtida para “m” gerações do modelo de surgimento, conforme indicado na Equação 18. Neste trabalho, foram adotadas 100 gerações, conforme recomendação da literatura (TEE; PESINIS, 2017).

$$PoF(t_j, t_{j+1}) = \frac{\sum_m PoF_m(t_j, t_{j+1})}{m} \quad (18)$$

3.7 MANUTENÇÃO BASEADA NO TEMPO

Na seção anterior, apresentou-se a metodologia RBPM, que é baseada na ocorrência de ações de manutenção do tipo reparo em um cronograma definido pela variação da confiabilidade ao longo do tempo. Em outras palavras, toda vez que o valor da confiabilidade atinge um patamar inferior, um reparo deve ocorrer na superfície externa do duto. Esta seção, por outro lado, apresenta uma outra abordagem para o problema de planejamento de manutenções em dutos corroídos, que é a manutenção baseada no tempo.

3.7.1 Definição dos custos e inspeções

Assim, o cálculo detalhado de cada um dos parâmetros contidos na Equação 1, que corresponde ao custo total esperado ou simplesmente a soma dos custos esperados, é representado pela Equação 19. Conforme indicado pela Equação 1, à exceção do custo de referência (C_{ref}), os demais custos operacionais dependem diretamente do cronograma de inspeções utilizado (x), e podem ser obtidos de acordo com a metodologia indicada na literatura (GOMES; BECK; HAUKAAS, 2013; ZHANG; ZHOU, 2014; MISHRA; KESHAVARZZADEH; NOSHADRAVAN, 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020), conforme indicado na Equação 19.

$$C_i(x) = \sum_{j=1}^{N_i(x)} f_i C_{ref} \frac{1}{N_{MCS} (1 + \alpha)^{T_j}} \quad (19)$$

Onde:

- Custo do evento i (C_i), com i podendo ser: inspeção, reparo ou falha;
- Número de ocorrências do evento i ($N_i(x)$), calculado diretamente utilizando a metodologia descrita por Zhang e Zhou (2014), com i podendo ser: inspeção, reparo ou falha;
- Fator de custo do evento i (f_i), com valores indicados na Tabela 10 e i podendo ser: inspeção, reparo ou falha;
- Custo de referência (C_{ref}), adotado como igual a unidade (1), de acordo com a metodologia descrita por Gomes, Beck e Haukaas (2013) e também Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019);
- Número de amostras para o método MCS (N_{MCS}), adotado como igual a 10.000, de acordo com a metodologia descrita por Gomes, Beck e Haukaas (2013) e também Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019);
- Taxa de desconto anual (α), adotada como 5% (0,05), de acordo com a metodologia descrita por Liu et al. (2018a) e Liu et al. (2018b);
- Tempo de ocorrência do j -ésimo evento (T_j), que corresponde ao respectivo tempo em que ocorre um dos eventos (inspeção, reparo ou falha). Importante destacar que o j varia de 1 até o número de ocorrências do respectivo evento i ($N_i(x)$).

Tabela 10 – Fatores de custo em função do evento.

Evento (i)	Fator de custo (f_i)
Inspeção	0,0177
Reparo	0,243
Falha	25

Fonte: Adaptado de Gomes, Beck e Haukaas (2013) e Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019).

O cálculo dos parâmetros das equações 1 e 19 foi implementado com auxílio de um script próprio em MATLAB (THE MATHWORKS, INC., 2016). Para um cronograma de inspeções especificado x , este script gera as amostras randômicas para a aplicação do método MCS e correspondente aplicação da Equação 19 para obter os termos e resultado da Equação 1. As variáveis aleatórias do problema

foram descritas nas seções 3.1 a 3.5, e também na seção 4.2, que detalha o segmento de duto a ser utilizado no estudo de caso.

Adicionalmente, é relevante destacar que para a metodologia adotada neste trabalho, as inspeções são eventos que podem ou não originar reparos na superfície externa do segmento de duto enterrado. Para que o reparo efetivamente ocorra, a inspeção precisa verificar uma das condições descritas nas equações 20 ou 21.

Isto significa que, no momento da inspeção, caso a profundidade do defeito de corrosão ($d(t)$), obtida de acordo com o modelo descrito na seção 3.2, seja igual ou maior do que metade da espessura da parede interna (w_t) do duto, como mostrado na Equação 20, ou ainda caso a pressão interna (P_0), obtida de acordo com o descrito na seção 3.3, aumentada em 39% seja superior a pressão de falha ($r_b(t)$), obtida de acordo com a seção 3.4, conforme indicado na Equação 21, a inspeção deve resultar em uma ação de reparo. Caso nenhuma dessas condições seja satisfeita, a inspeção não conduz a um reparo.

$$d(t) \geq 0.5w_t \quad (20)$$

$$1.39P_0 \geq r_b(t) \quad (21)$$

3.7.2 Planejamento ótimo – formulação e solução

A Equação 1 mostra a dependência entre o custo total esperado (C_{ET}) e o vetor do cronograma de inspeções x . Nesse contexto, é possível aplicar otimização a esse problema, de modo a obter um cronograma de inspeções x , que é a variável de projeto, que minimize o custo total esperado, a função objetivo. Este é o planejamento ótimo de manutenções utilizado neste trabalho, que descreve o problema como uma otimização restrita, formulada na Equação 22, com restrições lineares e não-lineares, de acordo com literatura recente (MISHRA; KESHAVAZZADEH; NOSHADRAVAN, 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020).

$$\begin{aligned} & \text{Minimizar } C_{ET}(x) \\ & \text{com } x = [t_1 \ t_2 \ \dots \ t_n \ \dots \ t_N] \\ & \text{sujeito a } P_{f,\max}(x) \leq P_{f,\lim} \\ & \text{sujeito a } t_{n-1} \leq t_n \end{aligned} \quad (22)$$

Na Equação 22, as restrições lineares são importantes para garantir a ordem crescente das inspeções no vetor do cronograma (x). A restrição não-linear corresponde ao limite superior da probabilidade de falha, e é importante para assegurar que o duto sempre esteja operando dentro de limites aceitáveis de risco e confiabilidade (MISHRA; KESHAVAZZADEH; NOSHADRAVAN, 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020). Esse limite superior da probabilidade de falha ($P_{f,lim}$) foi adotado como igual a 0,001, valor que tem sido utilizado na literatura (MISHRA; KESHAVAZZADEH; NOSHADRAVAN, 2019; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020).

Ao longo da vida útil do duto, para cada tempo especificado t , essa probabilidade pode ser calculada de acordo com a Equação 23, através do quociente entre o número de ocorrência de falhas para o tempo especificado t ($N_{fail}(x,t)$) e o número total de amostras (N_{MCS}), para um dado cronograma de inspeções x . A probabilidade de falha máxima ($P_{f,max}(x)$) corresponde ao valor máximo da probabilidade de falha ao longo de todo o tempo de vida útil do duto, conforme orientação de Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019), e esse cálculo é matematicamente representado pela Equação 24.

$$P_f(x, t) = \frac{N_{fail}(x,t)}{N_{MCS}} \quad (23)$$

$$P_{f,max}(x) = \max (P_f(x,t)) \quad (24)$$

Para resolver a otimização restrita indicada na Equação 22, utiliza-se uma solução indicada por Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019), com uso de modelos substitutos para função objetivo e também para restrição não-linear de confiabilidade. Dessa forma, além de utilizar modelos substitutos para o cálculo da pressão de falha, conforme descrito na seção 3.4.2, este trabalho também utiliza os modelos substitutos durante a fase de otimização, a fim de reduzir significativamente os custos computacionais associados às análises, conforme descrito na seção 2.6. Este uso combinado de modelos substitutos é uma estratégia até então ainda não apresentada na literatura, e se constitui como uma das inovações deste trabalho.

No contexto da otimização, os modelos substitutos são construídos a partir de avaliações das funções do custo total esperado, obtido pela Equação 18, e da probabilidade de falha máxima, obtida pela Equação 24, em amostras previamente definidas. Para o estudo de caso apresentado no capítulo 4, foi definido que o número de inspeções seria igual a um, a fim de simplificar o problema do ponto de vista computacional. Assim, as amostras para o cálculo do custo e da probabilidade de falha máxima correspondem a tempos de inspeções, definidos pela técnica LHS, também utilizada para definição das amostras para o cálculo da pressão de falha, calculada conforme mostrado na seção 3.4.2.

Após um estudo de convergência, foi definido que o número necessário de amostras deveria ser igual a vinte vezes o número de termos do vetor de inspeções, que é a dimensionalidade do problema, ou seja, 20 amostras foram necessárias para criar os modelos substitutos para as funções custo total esperado e probabilidade de falha máxima.

Os modelos substitutos foram construídos durante a chamada fase *offline*, que ocorre antes da otimização, utilizando RBF linear, assim como foi feito para o cálculo da pressão de falha, calculada conforme mostrado na seção 3.4.2. Esses modelos substitutos foram, então, utilizados de forma estanque, sem serem atualizados na fase *online*, ou seja, durante a otimização, seguindo a estratégia indicada por Mishra, Keshavarzzadeh e Noshadravan (2019).

Com essa estratégia, a otimização pode ser resolvida em alguns segundos, utilizando o algoritmo de programação quadrática sequencial (*Sequential Quadratic Optimization* - SQP), através de script escrito em MATLAB (THE MATHWORKS, INC., 2016), utilizando algoritmo nativo do próprio software, disponível na função *fmincon*, para efetivamente resolver o problema. A escolha do ponto inicial, necessário para o algoritmo, foi feita com os resultados da amostragem: a amostra com menor custo total esperado foi o ponto de partida adotado, e esses resultados também foram validados utilizando o algoritmo genético (GA).

4 RESULTADOS

Inicialmente, para definir o número de amostras necessário para a construção do metamodelo RBF, em função da quantidade de variáveis aleatórias, foi feito um estudo de convergência, apresentado na próxima seção do trabalho.

4.1 ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DO METAMODELO

Como mostrado na seção 3.4.2, o processo de amostragem foi feito com uso do LHS. Para o estudo de convergência, foram utilizadas seis variáveis aleatórias: espessura da parede interna (w_i), diâmetro externo (D), tensão última (σ_u), tensão de escoamento (σ_y), além de profundidade (d) e comprimento (L) para os defeitos de corrosão. Assim, foram definidos cinco modelos para avaliar a convergência:

- RBF1N, modelo com número de amostras igual a quantidade de variáveis aleatórias, ou seja, 6 amostras;
- RBF2N, modelo com número de amostras igual a duas vezes a quantidade de variáveis aleatórias, ou seja, 12 amostras;
- RBF3N, modelo com número de amostras igual a três vezes a quantidade de variáveis aleatórias, ou seja, 18 amostras;
- RBF5N, modelo com número de amostras igual a cinco vezes a quantidade de variáveis aleatórias, ou seja, 30 amostras;
- RBF10N, modelo com número de amostras igual a dez vezes a quantidade de variáveis aleatórias, ou seja, 60 amostras.

Todos os modelos acima citados foram construídos da mesma maneira, com amostragem via LHS, a partir dos mesmos intervalos entre as seis variáveis aleatórias. Contudo, como o LHS foi utilizado separadamente para cada um deles, as amostras são diferentes. Para cada amostra supracitada, foi calculada a pressão de falha correspondente, a partir do método PCORRC, descrito na seção 3.4.1 do trabalho. Assim, para este estudo de convergência, os valores calculados pelo PCORRC se constituem como o modelo de alta fidelidade, enquanto que os metamodelos construídos são as avaliações de baixa fidelidade.

A fim de estabelecer uma referência de comparação, foi gerada uma outra amostragem com 12 amostras, e as respectivas pressões de falha via PCORRC também foram calculadas. É importante destacar que essas 12 amostras são

diferentes das amostras do modelo RBF2N, pois foram geradas por outro processo LHS.

A partir disso, foram construídos metamodelos de RBF linear usando cada um dos modelos acima citados (RBF1N, RBF2N, RBF3N, RBF5N, RBF10N), e as pressões de falha foram calculadas usando o PCORRC e também usando cada um dos metamodelos dos cinco modelos estudados, e os resultados dessa comparação estão mostrados na Tabela 11, com os valores de pressão de falha em MPa.

Tabela 11 – Comparação entre os valores de pressão de falha previstos pelos modelos de alta fidelidade e de baixa fidelidade.

Amostra	PCORRC	RBF1N	RBF2N	RBF3N	RBF5N	RBF10N
1	14,19	10,20	15,11	13,81	14,31	14,40
2	13,55	10,80	13,37	13,22	13,41	12,17
3	14,33	12,05	14,71	14,27	14,25	14,23
4	12,33	12,00	11,87	11,84	11,72	11,93
5	13,92	13,06	13,21	13,92	13,57	13,54
6	13,86	14,57	14,12	13,63	13,43	13,62
7	16,43	16,38	17,41	16,79	16,60	16,54
8	13,39	16,14	12,04	12,12	12,10	12,69
9	9,13	11,27	9,02	9,53	9,39	9,20
10	13,50	12,01	13,87	13,44	13,75	13,19
11	10,47	13,55	10,40	10,30	10,41	10,12
12	13,15	11,48	12,49	11,70	12,00	12,42

Fonte: O autor (2021).

A fim de melhor visualizar o comportamento dos modelos, foi calculado também o erro percentual absoluto, descrito na Equação 25, em cada amostra, para cada um dos 5 metamodelos, e os resultados estão resumidos na Tabela 12. A análise das tabelas 11 e 12 evidencia a clara convergência que existe com o aumento do número de amostras utilizadas na construção do metamodelo. Observe, na Tabela 12, que os valores de erros percentuais absolutos para os metamodelos RBF5N e RBF10N estão praticamente sempre abaixo dos 5% para todas as amostras avaliadas, e a média desses erros absolutos fica em torno de 3% para esses metamodelos com mais amostras, sendo ainda menor para o metamodelo RBF10N.

$$Er = \frac{100 \cdot |Pri - Pmi|}{Pri} \quad (25)$$

Tabela 12 – Comparação entre os erros absolutos percentuais previstos pelos modelos de baixa fidelidade.

Amostra	RBF1N	RBF2N	RBF3N	RBF5N	RBF10N
1	28,08%	6,46%	2,70%	0,87%	0,65%
2	20,30%	1,35%	2,40%	1,04%	9,22%
3	15,88%	2,69%	0,39%	0,56%	0,09%
4	2,67%	3,71%	3,97%	4,96%	1,83%
5	6,20%	5,12%	0,02%	2,57%	0,15%
6	5,13%	1,86%	1,62%	3,06%	1,34%
7	0,30%	5,99%	2,20%	1,07%	0,39%
8	20,58%	10,08%	9,45%	9,63%	4,89%
9	23,48%	1,17%	4,45%	2,90%	1,95%
10	11,06%	2,70%	0,44%	1,80%	4,05%
11	29,43%	0,68%	1,61%	0,58%	2,72%
12	12,68%	5,04%	11,04%	8,83%	3,55%

Fonte: O autor (2021).

Além disso, a convergência também foi estudada a partir de outros parâmetros indicados na literatura (KESHTEGAR; SEGHIER, 2018), descritos matematicamente nas equações 26 a 29. A Equação 26, por exemplo, mostra o parâmetro MSE , que corresponde a uma média dos quadrados dos erros de aproximação, enquanto a Equação 27 descreve o MAE , parâmetro correspondente a uma média dos erros absolutos. Keshtegar e Seghier (2018) destacam que quanto menor essas duas medidas de erro, melhor é o comportamento do metamodelo utilizado. A Tabela 13 resume a evolução dos valores desses erros em função dos metamodelos utilizados.

Adicionalmente, também foram utilizados os parâmetros NSE , de acordo com a Equação 28, e de , calculado conforme descrito na Equação 29. Keshtegar e Seghier (2018) indicam que quanto mais próximos do valor unitário esses valores forem, melhor é o comportamento do metamodelo utilizado. A Tabela 13 resume a evolução dos valores desses parâmetros em função dos metamodelos utilizados, e a análise dos valores dessa evidencia uma convergência para os valores obtidos com o metamodelo RBF10N, que foi o único em que o valor do parâmetro NSE foi maior do que 0,90. Também foi possível observar que os demais valores praticamente se estabilizam, ou seja, variam muito pouco, para o metamodelo RBF10N. Dessa forma, o estudo de convergência concluiu que o RBF10N é o metamodelo mais apropriado, ou seja, a quantidade de amostras deve ser utilizada como dez vezes o número de variáveis aleatórias.

$$MSE = \frac{\sum_{i=1}^n (Pri - Pmi)^2}{n} \quad (26)$$

$$MAE = \frac{\sum_{i=1}^n |Pri - Pmi|}{n} \quad (27)$$

$$NSE = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (Pri - Pmi)^2}{\sum_{i=1}^n (Pri - Pmed)^2} \quad (28)$$

$$de = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (Pri - Pmi)^2}{\sum_{i=1}^n (|Pmi - Pmed| + |Pri - Pmed|)^2} \quad (29)$$

Onde:

- n é o número de amostras, que é função do número de variáveis aleatórias de acordo com cada respectivo metamodelo;
- P_{ri} é a “ i ésima” pressão de falha calculada diretamente pelo PCORRC, ou seja, o valor assumido como real ou observado (modelo de alta fidelidade);
- P_{mi} é a “ i ésima” pressão de falha calculada diretamente pelo metamodelo, ou seja, o valor assumido como obtido pelo modelo de baixa fidelidade;
- P_{med} é a média dos valores de pressão de falha calculados diretamente pelo PCORRC, assumido aqui como modelo de alta fidelidade.

Tabela 13 – Comparação entre os parâmetros para os modelos de baixa fidelidade.

Parâmetro	RBF1N	RBF2N	RBF3N	RBF5N	RBF10N
MSE	2,88	0,43	0,38	0,32	0,30
MAE	1,42	0,54	0,43	0,41	0,41
NSE	-0,15	0,87	0,88	0,89	0,91
de	0,74	0,97	0,97	0,97	0,98

Fonte: O autor (2021).

4.2 DESCRIÇÃO DO ESTUDO DE CASO

Um segmento de duto de gás natural, enterrado, foi escolhido como estudo de caso para validar e discutir as metodologias apresentadas no capítulo 3 deste trabalho. Para o trecho de tubulação apresentada, existem oito variáveis de interesse: espessura da parede interna (w_t), diâmetro externo (D), comprimento do segmento (L_P), tensão última (σ_u), tensão de escoamento (σ_y), pressão interna ou de operação (P_0), além de profundidade (d) e comprimento (L) para os defeitos de corrosão.

Além desses parâmetros do duto, existem ainda outras três variáveis fundamentais para as análises: o coeficiente de geração (λ_0), utilizado para o modelo NHPP de geração de novos defeitos de corrosão (descrito na seção 3.1 do trabalho), o parâmetro λ e o valor médio da pressão interna (P), ambos valores importantes para o modelo PSWP de estimativa da pressão interna (descrito na seção 3.3 do trabalho). Essas últimas três variáveis são utilizadas em estudos paramétricos, apresentados e discutidos neste capítulo da tese.

O estudo de caso é um segmento de duto recém-instalado, com vida útil presumida de 100 anos, de incremento temporal para as avaliações de confiabilidade de 0,125 anos, que corresponde a 1,5 meses. No momento da instalação, assume-se que o trecho de duto não tem defeitos de corrosão na superfície externa. Depois da instalação, entende-se que o surgimento de defeitos no duto segue o que foi discutido na seção 3.1 do trabalho, enquanto que o crescimento temporal desses defeitos segue conforme descrito na seção 3.2 da tese. Adicionalmente, o cálculo da pressão de falha segue as metodologias descritas na seção 3.4.

Com relação às variáveis do trecho de duto, o comprimento do segmento (L_P) foi adotado como determinístico, e as outras sete variáveis foram adotadas como aleatórias. Os parâmetros para os modelos NHPP e PSWP, que são as variáveis λ_0 , λ e P , também foram adotadas como determinísticos. Apesar de serem sete variáveis aleatórias, a dimensionalidade do modelo substituto para cálculo da pressão de falha é igual a seis, porque a pressão interna (P) não entra na construção desse modelo, mas é considerada nos cálculos da probabilidade de falha. O comprimento do segmento (L_P) não é necessário nos cálculos de pressão

de falha através de metodologias empíricas, mas é utilizado nas simulações MEF e, conseqüentemente, na construção dos modelos substitutos para pressão de falha.

As informações estatísticas para as variáveis consideradas estão reunidas na Tabela 14, que contém: variáveis e seus respectivos valores médios e coeficientes de variação (em %), além do tipo de distribuição da variável aleatória. Esses dados foram obtidos diretamente da literatura (TEE; PESINIS, 2017). Os dados referentes às variáveis comprimento e profundidade dos defeitos de corrosão e também da pressão interna podem ser obtidos, respectivamente, nas seções 3.2 e 3.3 do trabalho.

Tabela 14 – Estatísticas dos parâmetros utilizados no estudo de caso.

Variável	Valor médio	COV (%)	Distribuição
w_t (mm)	8,96	1,5	Normal
D (mm)	762	3	Normal
σ_u (MPa)	625	3	Normal
σ_y (MPa)	550	3	Normal
L_P (m)	12	-	Determinístico

Fonte: O autor (2021).

Além disso, é importante reforçar também que a interação entre os defeitos, para o caso de múltiplos, não foi considerada. Apesar de a literatura indicar que desprezar essa interação pode levar a resultados menos realistas (XU et al., 2018; MOKHTARI; MELCHERS, 2018; MOTTA et al., 2017), a consideração efetiva dessa interação requer um tratamento de correlação espacial entre os defeitos de corrosão, e isso está além do escopo da presente tese.

4.3 MANUTENÇÃO BASEADA EM CONFIABILIDADE

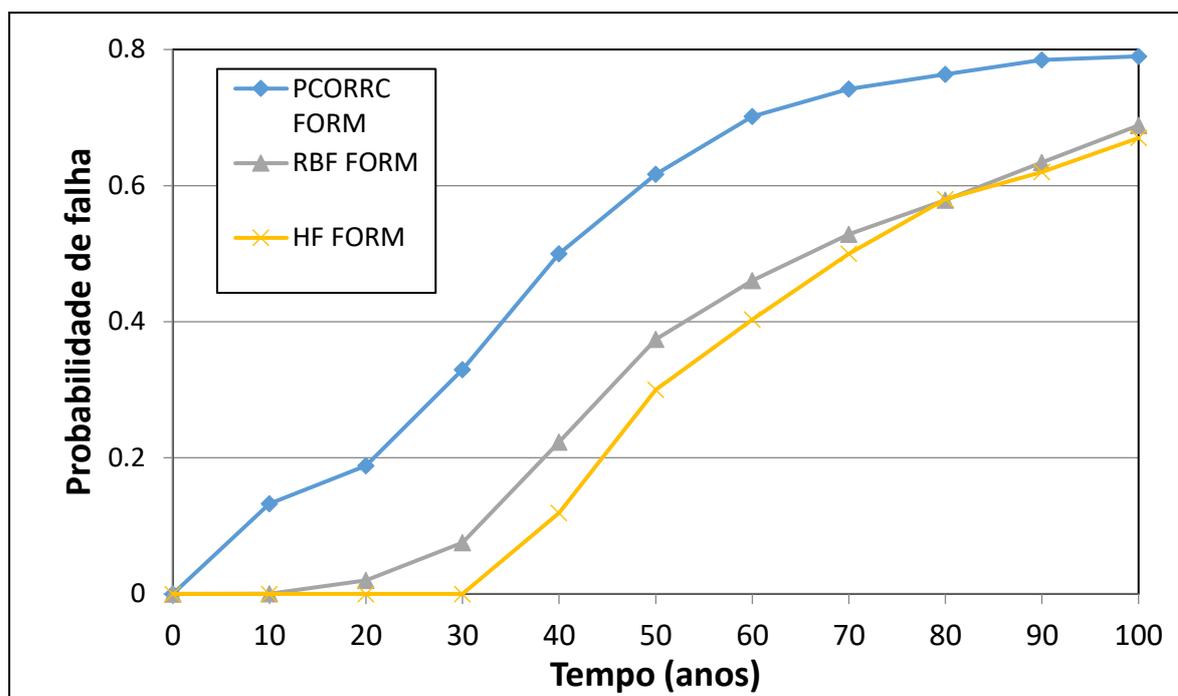
Esta seção apresenta a validação da metodologia proposta na seção 3.6 do trabalho, a partir da comparação entre as curvas de probabilidade de falha, calculada pelo FORM, em função do tempo para três diferentes modelos: alta e baixa fidelidade, e também o tradicional método empírico.

4.3.1 Aplicação para defeito simples

O modelo substituto para pressão de falha foi construído com sessenta amostras, o que é igual a dez vezes a dimensionalidade deste problema, conforme mostrado na seção 4.1. Para fazer a validação, o exemplo utilizado foi o estudo de caso descrito na seção 4.2, adotando um cenário com defeito simples, com valor

médio da pressão interna igual a 14 MPa e parâmetro λ igual a 1,0. A Figura 21 mostra os resultados da probabilidade falha ao longo do tempo para esses três modelos de cálculo da pressão de falha.

Figura 21 – Probabilidade de falha x tempo para o estudo de caso, com probabilidade de falha calculada através do FORM.



Fonte: O autor (2021).

Os resultados da Figura 21 mostram que a curva RBF FORM, modelo substituto ou baixa fidelidade, conduz a resultados mais próximos da HF FORM, alta fidelidade, quando comparada à curva PCORRC FORM, modelo empírico, e o modelo de alta fidelidade foi o que previu as menores probabilidades de falha, conforme esperado. Além disso, tanto o HF FORM quanto o RBF FORM previram resultados bem menos conservadores do que o PCORRC FORM.

Este problema foi simulado também com modelo substituto para pressão de falha construído com apenas trinta amostras, e os resultados, no geral, foram bastante semelhantes ao mostrado na Figura 21, porém a proximidade entre os valores previstos pelo RBF FORM e o HF FORM foi maior no caso com as sessenta amostras, que, portanto, foi adotado como o padrão das análises.

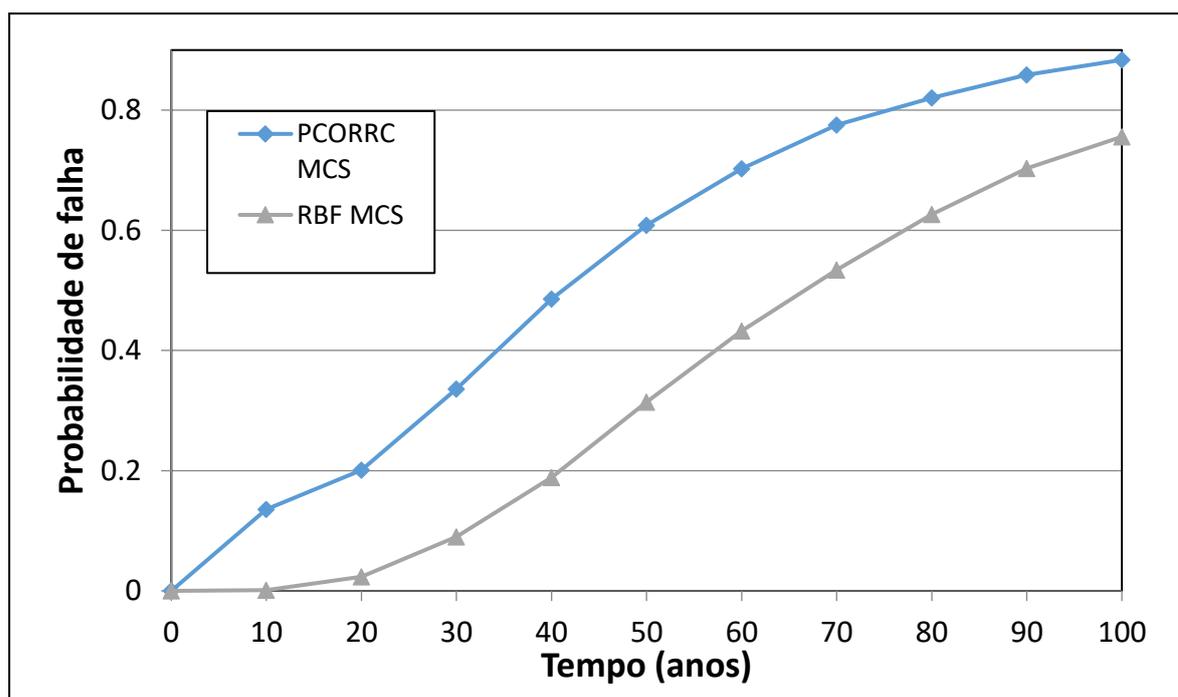
A Figura 21 também mostra que o modelo empírico para cálculo da pressão de falha conduz a probabilidades de falha da ordem de 30% maiores do que aquelas

previstas pelo HF FORM, que é o modelo de alta fidelidade e adotado aqui como referência. Essas diferenças podem chegar até em torno de 70% em alguns pontos.

Ao comparar os modelos de alta e baixa fidelidade, existem diferenças bastante significativas no tempo de processamento da simulação e também no esforço computacional demandado. Para construir o modelo de baixa fidelidade, foram necessárias sessenta amostras, ou seja, sessenta simulações MEF, e depois que o modelo é construído, é possível obter a probabilidade de falha para qualquer tempo proposto. Enquanto isso, o modelo de alta fidelidade demanda cerca de dez simulações MEF para cada intervalo de tempo da análise, em função do critério de convergência do FORM.

Além disso, as avaliações de probabilidade de falha ao longo do tempo foram repetidas, porém utilizando o método de simulação Monte Carlo (MCS). Nesse caso, o cálculo do modelo de alta fidelidade não foi viável, devido ao número bastante elevado de simulações que seriam necessárias. Nesse contexto, a Figura 22 mostra a comparação entre as curvas de probabilidade de falha x tempo para os dois modelos restantes: empírico, PCORRC MCS, e modelo substituto RBF, RBF FORM. Os resultados da Figura 22 são, no geral, bastante similares aos resultados mostrados na Figura 21.

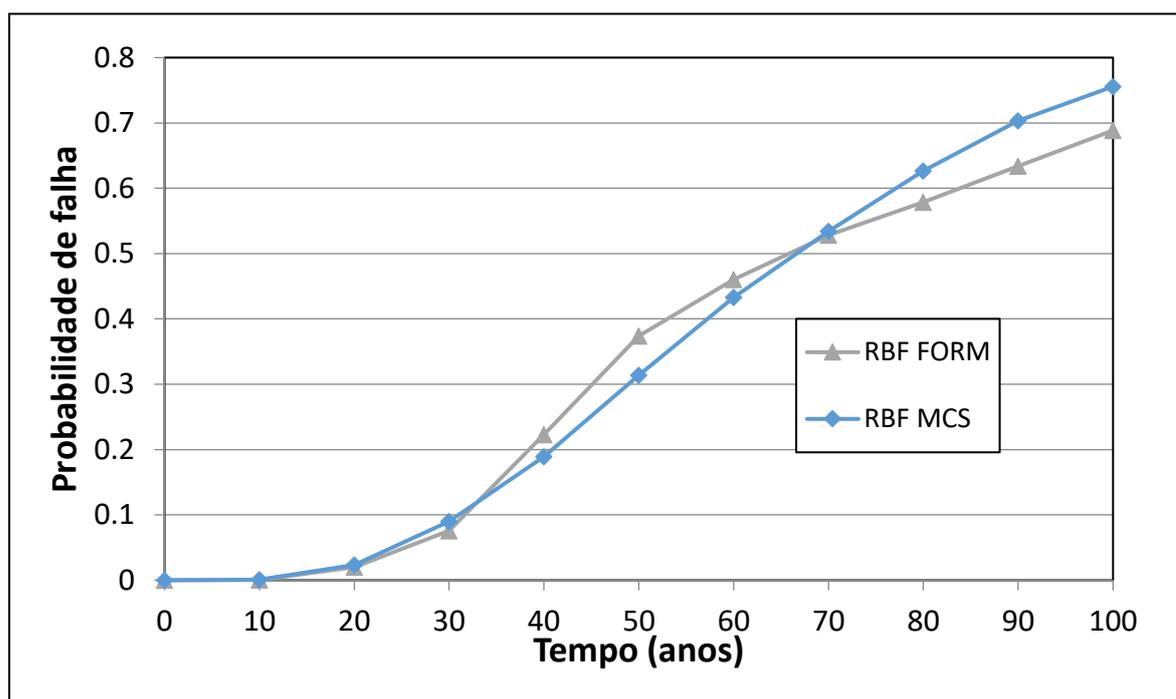
Figura 22 – Probabilidade de falha x tempo para o estudo de caso, com probabilidade de falha calculada através do MCS.



Fonte: O autor (2021).

Adicionalmente, o uso do FORM e do MCS foram comparados, conforme mostra a Figura 23, para o caso do modelo substituto com uso de RBF, baixa fidelidade. Os resultados desta figura indicam que os resultados de probabilidade de falha previstos por ambos os métodos, FORM e MCS, são próximos, sobretudo nos tempos iniciais da análise.

Figura 23 – Probabilidade de falha x tempo para o caso com modelo substituto RBF, com probabilidades de falha calculadas através do MCS e FORM.

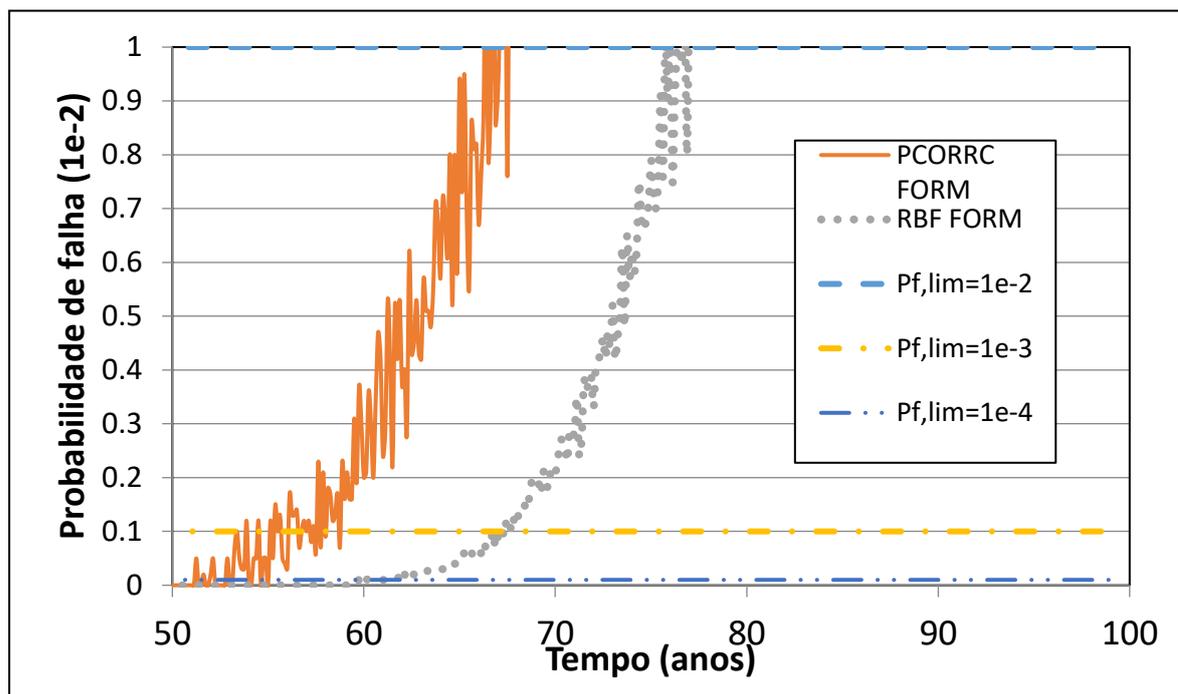


Fonte: O autor.

4.3.2 Aplicação para múltiplos defeitos não-interagentes

Nesta seção, são apresentados os resultados para a manutenção baseada em confiabilidade no caso de múltiplos defeitos não-interagentes. Os defeitos são gerados de acordo com o modelo NHPP descrito na seção 3.1. Novamente o exemplo utilizado foi o estudo de caso descrito na seção 4.2, com valor médio da pressão interna (P) igual a 14 MPa, coeficiente de geração dos defeitos λ_0 igual a 0,0128 e parâmetro λ igual a 1,0. Os três valores de probabilidade de falha limite ($P_{f,lim}$) são utilizados conforme descrito na seção 3.6 do trabalho. Os resultados desta aplicação estão sistematizados na Figura 24.

Figura 24 – Influência da probabilidade de falha limite ($P_{f,lim}$) no caso de manutenção baseada em confiabilidade para múltiplos defeitos não-interagentes.



Fonte: O autor (2021).

A Figura 24 mostra que as diferentes metodologias RBF FORM e PCORRC FORM previram tempos diferentes para as ações de manutenção, em função do limite adotado ($P_{f,lim}$). Por exemplo, considerando $P_{f,lim} = 0,01$, a Figura 24 indica que RBF FORM previu o tempo de 77 anos para a manutenção, enquanto PCORRC FORM previu esta mesma ação para um tempo cerca de 10 anos menor, ou seja, em torno do ano 67. Considerando $P_{f,lim} = 0,001$, RBF FORM previu um reparo por volta do ano 67, enquanto PCORRC FORM indicou que esta mesma ação deveria ocorrer em torno do ano 58. Finalmente, considerando $P_{f,lim} = 0,0001$, a Figura 24 mostra que RBF FORM indicou a necessidade de reparo cerca de 8 anos depois do PCORRC FORM.

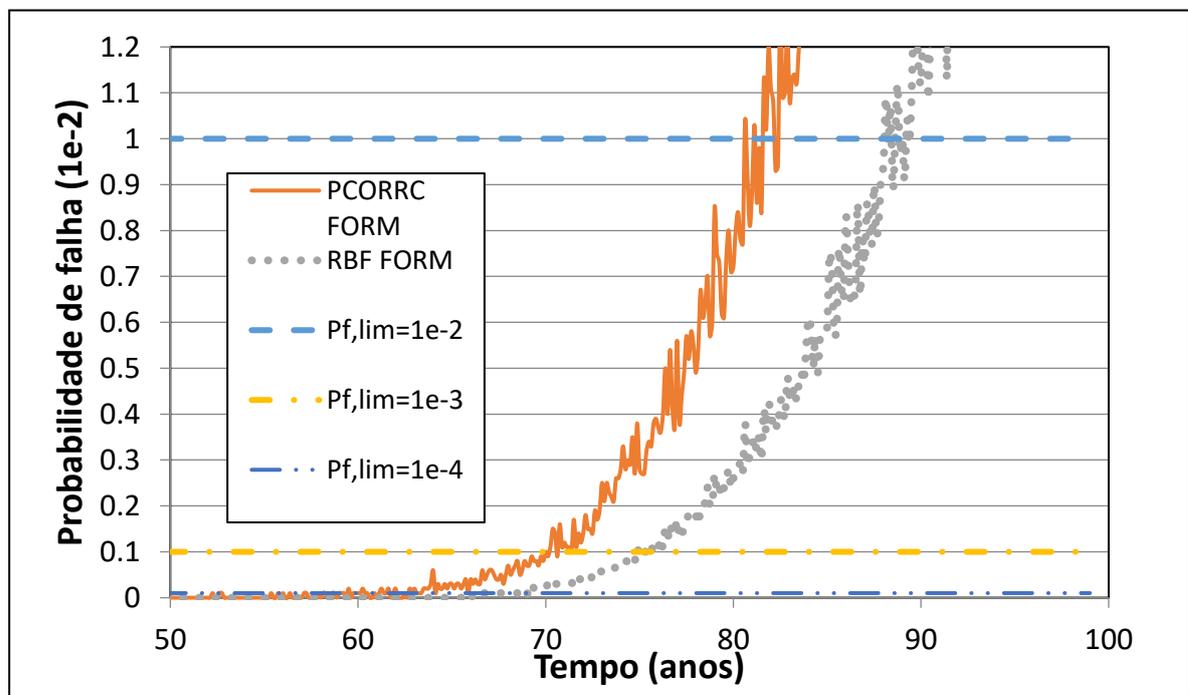
Após esta primeira aplicação da metodologia para múltiplos defeitos não-interagentes, foram realizados uma série de estudos paramétricos, para investigar a influência dos seguintes parâmetros: coeficiente de geração do modelo NHPP (λ_0), parâmetro λ do modelo PSWP e também do valor médio da pressão interna (P) na definição dos tempos necessários para as ações de manutenção e reparos. Estes estudos estão sistematizados e apresentados nas seções seguintes.

4.3.3 Influência do coeficiente de geração (λ_0)

Esta seção investiga a influência do coeficiente de geração dos defeitos λ_0 na manutenção baseada em confiabilidade no caso de múltiplos defeitos não-interagentes. Os defeitos são gerados de acordo com o modelo NHPP descrito na seção 3.1. Novamente o exemplo utilizado foi o estudo de caso descrito na seção 4.2, com valor médio da pressão interna (P) igual a 13 MPa, o coeficiente de geração dos defeitos λ_0 variando entre três valores: 0,0064, 0,0128 e 0,0256, e o parâmetro λ igual a 1,0. Os três valores de probabilidade de falha limite ($P_{f,lim}$) são utilizados conforme descrito na seção 3.6 do trabalho. Os resultados desta aplicação estão sistematizados nas Figuras 25, 26 e 27.

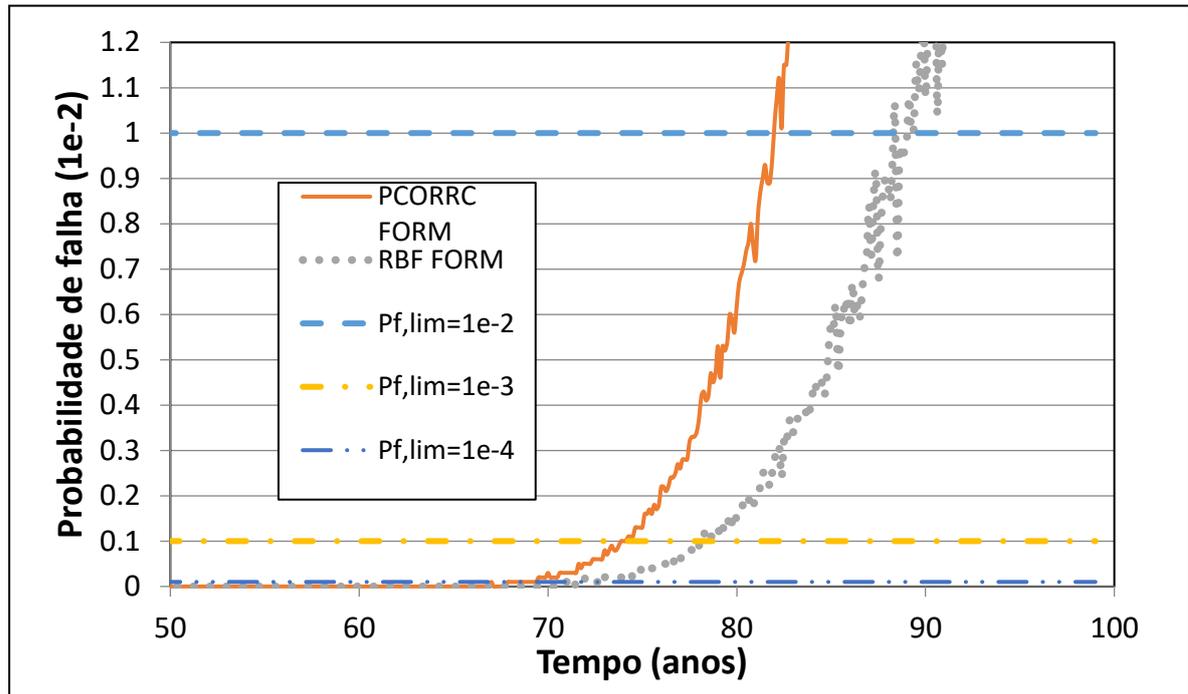
As Figuras 25, 26 e 27 mostram algumas conclusões bastante semelhantes às obtidas ao avaliar a Figura 24: as ações de reparo previstas pelo RBF FORM são previstas para ocorrer mais tardiamente em relação àquelas previstas pelo PCORRC FORM, o que reforça o conservadorismo das metodologias empíricas frente ao modelo substituto construído a partir de simulações MEF.

Figura 25 – Manutenção baseada em confiabilidade para múltiplos defeitos não-interagentes, com: $P = 13$ MPa, $\lambda = 1,0$ e $\lambda_0 = 0,0064$.



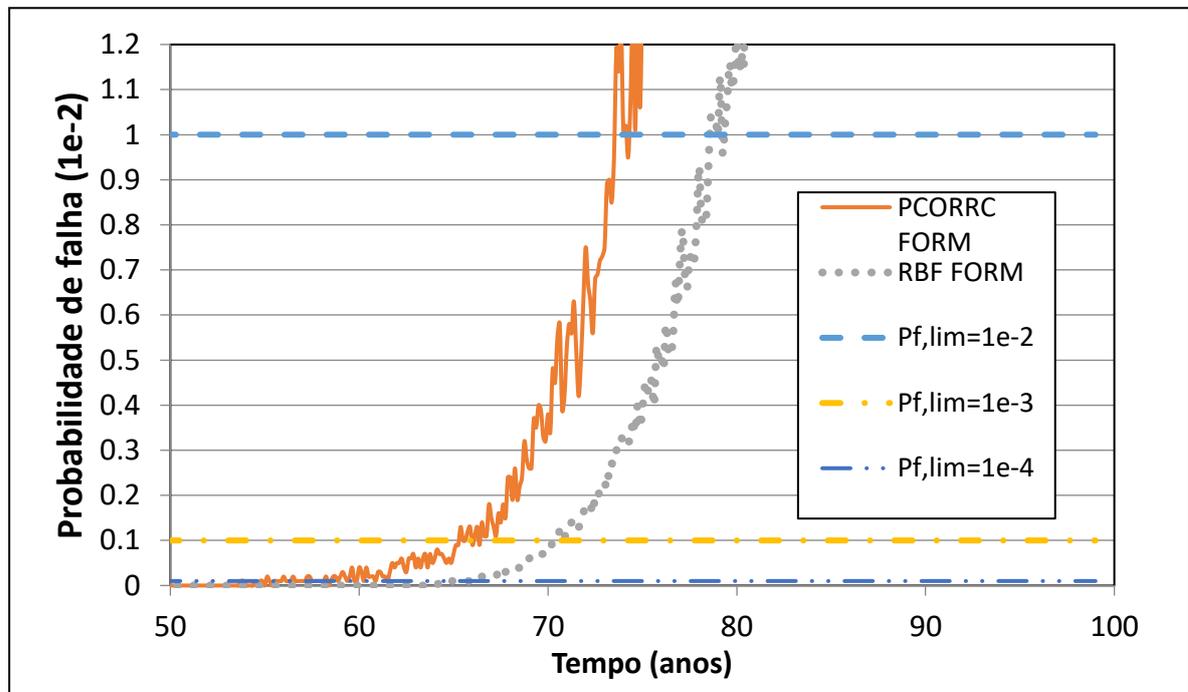
Fonte: O autor (2021).

Figura 26 – Manutenção baseada em confiabilidade para múltiplos defeitos não-interagentes, com: $P = 13 \text{ MPa}$, $\lambda = 1,0$ e $\lambda_0 = 0,0128$.



Fonte: O autor (2021).

Figura 27 – Manutenção baseada em confiabilidade para múltiplos defeitos não-interagentes, com: $P = 13 \text{ MPa}$, $\lambda = 1,0$ e $\lambda_0 = 0,0256$.



Fonte: O autor (2021).

A análise dessas figuras também permite obter outras informações importantes. Ao comparar as Figuras 25 e 26, que correspondem, respectivamente, aos casos com $\lambda_0 = 0,0064$ e $\lambda_0 = 0,0128$, percebe-se um comportamento muito similar entre elas, inclusive no que diz respeito aos tempos em que as ações de reparo são previstas, que variam cerca de 2 a 3 anos nos dois casos. Contudo, para o caso da Figura 27, em que $\lambda_0 = 0,0256$, observa-se diferenças mais significativas: os tempos de reparo previstos são cerca de 8 a 10 anos menores do que aqueles previstos nas Figuras 25 e 26.

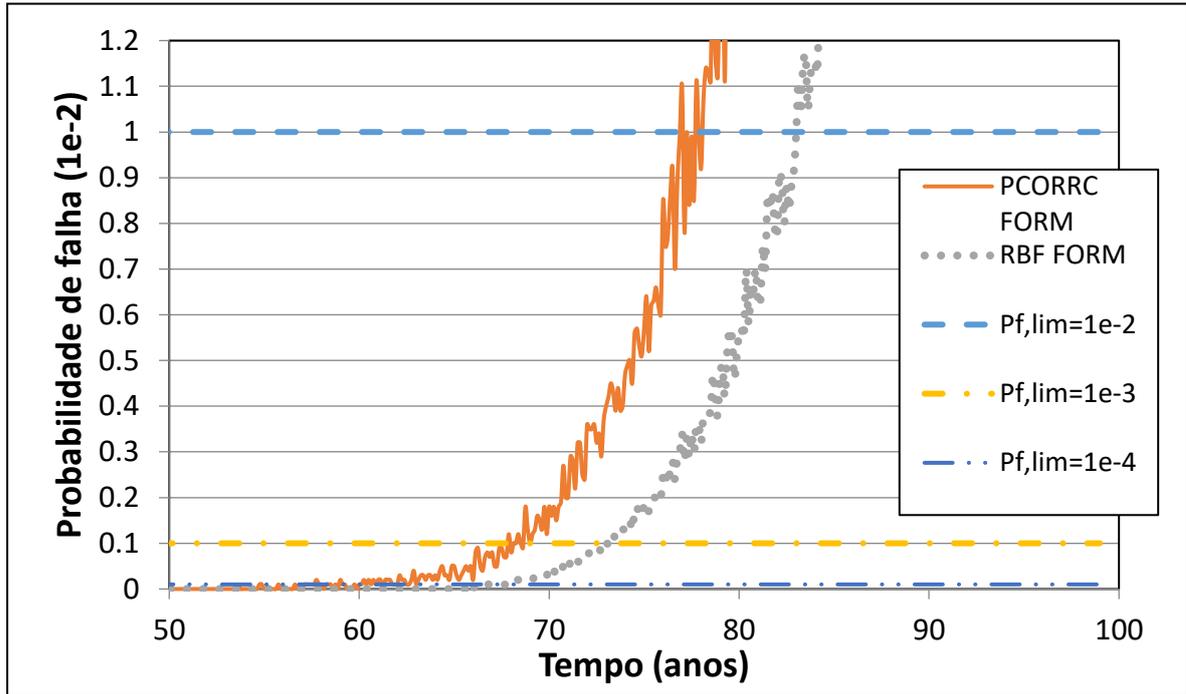
Além disso, as Figuras 25, 26 e 27 mostram que a variação do parâmetro λ_0 influencia nos tempos de reparo no geral, porém a diferença entre os tempos de reparo previstos por RBF FORM e por PCORRC FORM não foi significativamente afetada, oscilando em torno de 5 anos para todos os exemplos.

4.3.4 Influência do parâmetro λ

Esta seção investiga a influência do parâmetro λ na manutenção baseada em confiabilidade no caso de múltiplos defeitos não-interagentes. Os defeitos são gerados de acordo com o modelo NHPP descrito na seção 3.1. Novamente o exemplo utilizado foi o estudo de caso descrito na seção 4.2, com valor médio da pressão interna (P) igual a 13 MPa, o coeficiente de geração dos defeitos λ_0 igual a 0,0128, e o parâmetro λ variando entre três valores: 0,75, 1,0 e 1,5. Os três valores de probabilidade de falha limite ($P_{f,lim}$) são utilizados conforme descrito na seção 3.6 do trabalho. Os resultados desta aplicação estão sistematizados nas Figura 28, 29 e 30.

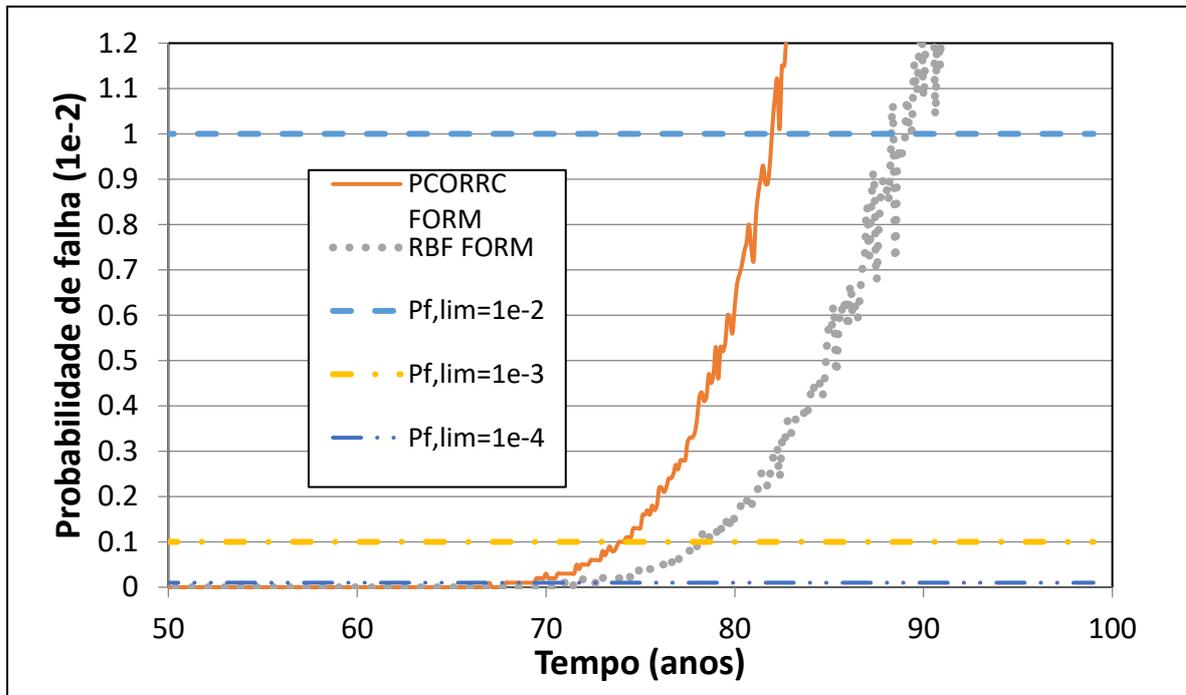
As Figuras 28, 29 e 30 mostram algumas conclusões bastante semelhantes às obtidas ao avaliar as Figuras 24 a 27: as ações de reparo previstas pelo RBF FORM são atrasadas em relação àquelas previstas pelo PCORRC FORM, o que reforça o conservadorismo das metodologias empíricas frente ao modelo substituto construído a partir de simulações MEF.

Figura 28 – Manutenção baseada em confiabilidade para múltiplos defeitos não-interagentes, com: $P = 13$ MPa, $\lambda_0 = 0,0128$ e $\lambda = 0,75$.



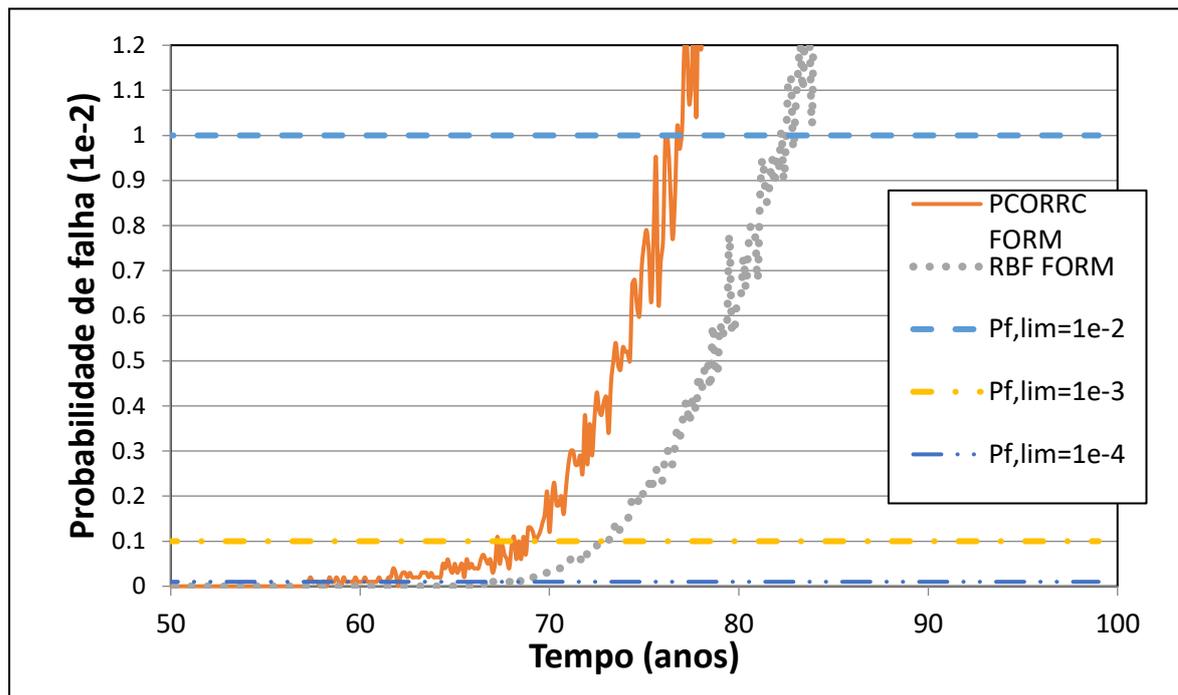
Fonte: O autor (2021).

Figura 29 – Manutenção baseada em confiabilidade para múltiplos defeitos não-interagentes, com: $P = 13$ MPa, $\lambda_0 = 0,0128$ e $\lambda = 1,0$.



Fonte: O autor (2021).

Figura 30 – Manutenção baseada em confiabilidade para múltiplos defeitos não-interagentes, com: $P = 13$ MPa, $\lambda_0 = 0,0128$ e $\lambda = 1,5$.



Fonte: O autor (2021).

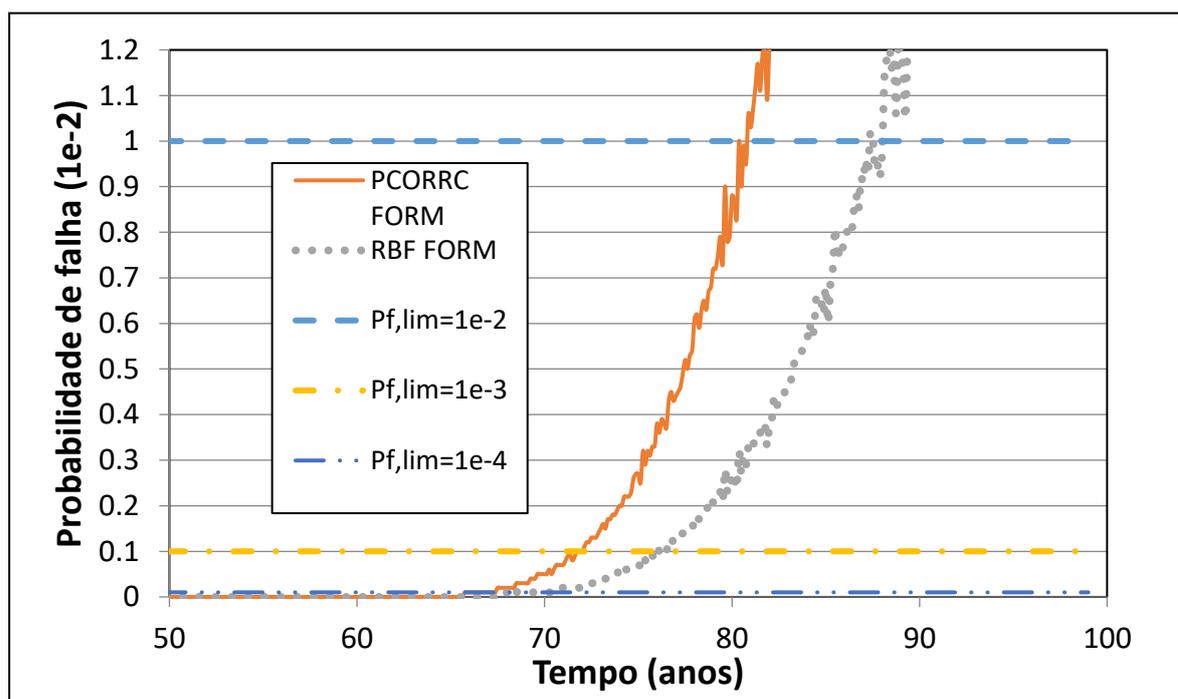
A análise dessas figuras também permite obter outras informações importantes. Ao comparar as Figuras 28, 29 e 30, pode-se perceber que a variação do parâmetro λ influencia nos tempos de reparo no geral, porém a diferença entre os tempos de reparo previstos por RBF FORM e por PCORRC FORM não foi significativamente afetada, oscilando em torno de 5 anos para todos os exemplos.

Além disso, os tempos de reparo previstos para os casos em que $\lambda = 0,75$ e $\lambda = 1,50$, ou seja, Figuras 28 e 30, foram bastante similares entre si, porém bastante diferentes do caso em que $\lambda = 1,0$, descrito na Figura 29. Os tempos previstos na Figura 29 são cerca de 10 anos superiores aos tempos previstos pelas Figuras 28 e 30, indicando que o $\lambda = 1,0$ tende a atrasar as ações de manutenção, para ambos os métodos RBF FORM e também PCORRC FORM.

4.3.5 Influência do valor médio da pressão interna (P)

Esta seção investiga a influência do valor médio da pressão interna (P) na manutenção baseada em confiabilidade no caso de múltiplos defeitos não-interagentes. Os defeitos são gerados de acordo com o modelo NHPP descrito na seção 3.1. Novamente o exemplo utilizado foi o estudo de caso descrito na seção 4.2, o coeficiente de geração dos defeitos λ_0 igual a 0,0128, o parâmetro λ igual a 1,0, e o valor médio da pressão interna (P) variando entre três valores: 12 MPa, 13 MPa e 14 MPa. Os três valores de probabilidade de falha limite ($P_{f,lim}$) são utilizados conforme descrito na seção 3.6 do trabalho. Os resultados desta aplicação estão sistematizados nas Figura 31, 32 e 33.

Figura 31 – Manutenção baseada em confiabilidade para múltiplos defeitos não-interagentes, com: $\lambda_0 = 0,0128$, $\lambda = 1,0$ e $P = 12$ MPa

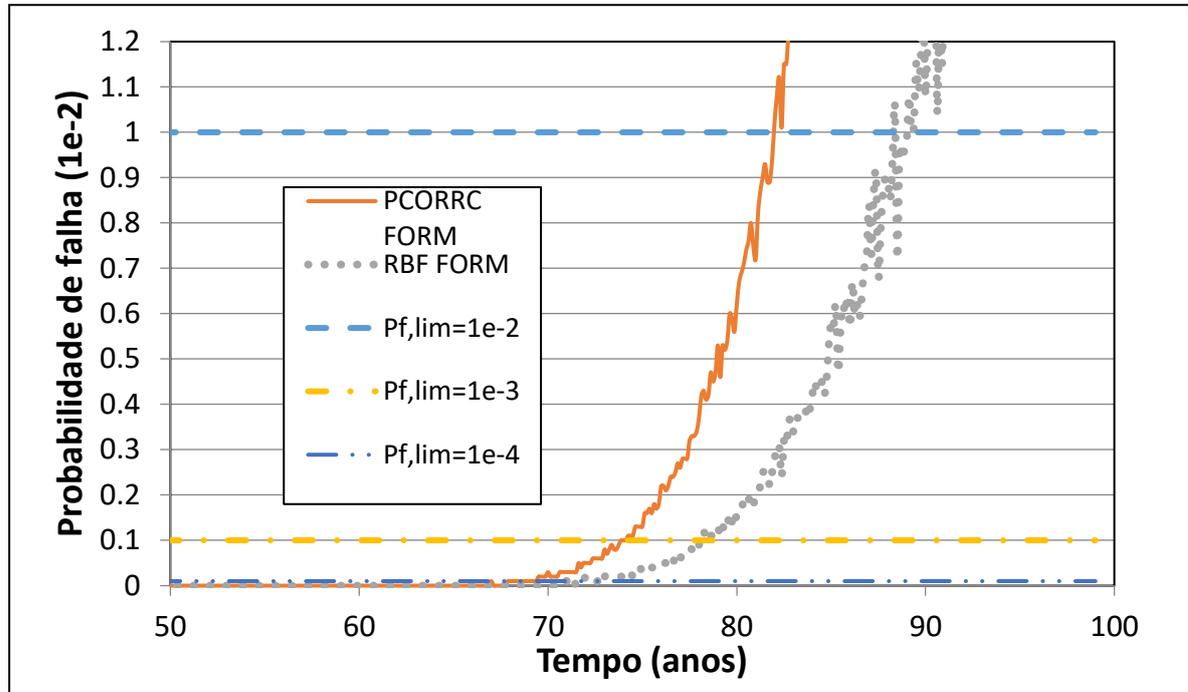


Fonte: O autor (2021).

As Figuras 31, 32 e 33 mostram algumas conclusões bastante semelhantes às obtidas ao avaliar as Figuras 24 a 30: as ações de reparo previstas pelo RBF FORM são atrasadas em relação àquelas previstas pelo PCORRC FORM, o que reforça o conservadorismo das metodologias empíricas frente ao modelo substituído construído a partir de simulações MEF. Além disso, as Figuras 31 e 32, correspondentes respectivamente às pressões médias de 12 MPa e 13 MPa,

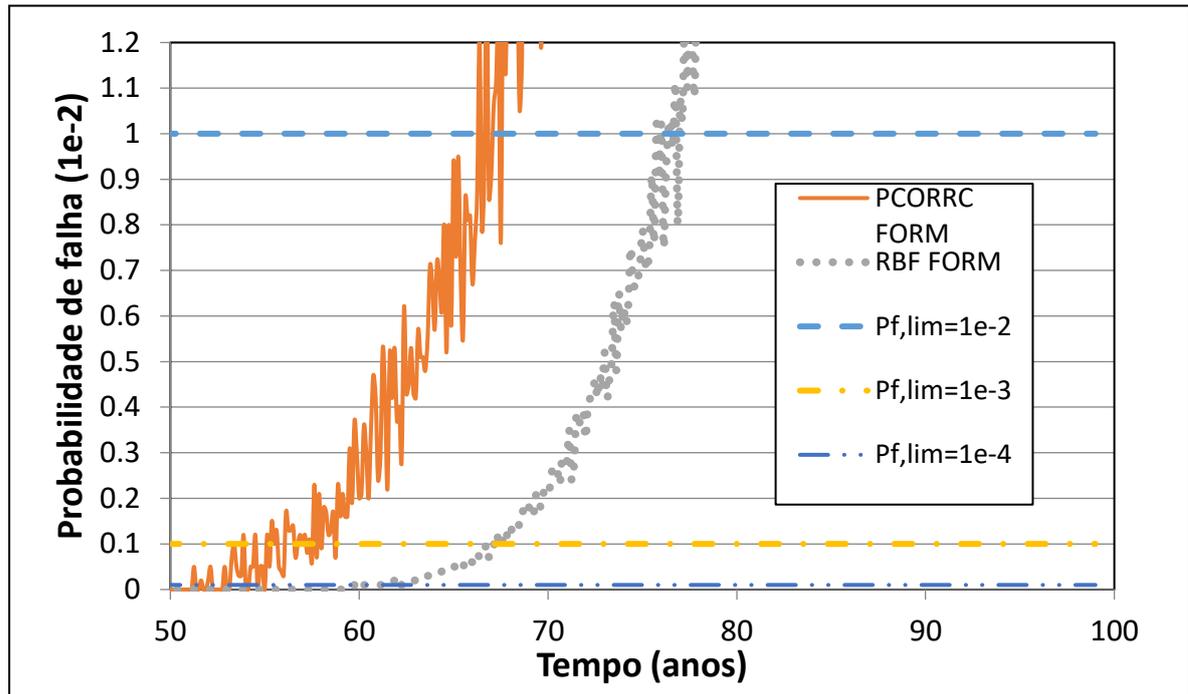
mostram comportamentos bastante similares entre si, com tempos de reparo previstos com diferenças em torno de 2 a 3 anos.

Figura 32 – Manutenção baseada em confiabilidade para múltiplos defeitos não-interagentes, com: $\lambda_0 = 0,0128$, $\lambda = 1,0$ e $P = 13$ MPa



Fonte: O autor (2021).

Figura 33 – Manutenção baseada em confiabilidade para múltiplos defeitos não-interagentes, com: $\lambda_0 = 0,0128$, $\lambda = 1,0$ e $P = 14$ MPa



Fonte: O autor (2021).

A Figura 33, correspondente ao valor médio de pressão igual a 14 MPa, por outro lado, indica um comportamento diferente. Ao comparar os resultados da Figura 33 com os das Figuras 31 e 32, percebe-se que os tempos previstos de reparo sofrem uma queda de cerca de 10 anos, ou seja, as ações de manutenção são previstas em tempos menores.

Além disso, a diferença entre os tempos previstos pelos métodos RBF FORM e PCORRC FORM também aumenta significativamente: enquanto nas Figuras 31 e 32 essa diferença oscila em torno de 5 anos, na Figura 33 essa diferença atinge valores em torno dos 10 anos, o que indica que o aumento da pressão tende a aprofundar ainda mais as diferenças entre os métodos empírico e o modelo substituto.

Por fim, verificou-se nas figuras apresentadas nesta seção 4.3 algumas oscilações na curva da probabilidade de falha em função do tempo, especialmente quando o método PCORRC foi utilizado, e praticamente não foram observadas quando a RBF foi utilizada para o cálculo da pressão de falha. A razão provável dessas oscilações é o número de gerações utilizado neste problema, mostrado na seção 3.6.2. Espera-se que ao aumentar esse número de gerações, as oscilações devem diminuir, e testes nesse sentido estão sendo desenvolvidos pelo autor.

4.4 PLANEJAMENTO ÓTIMO DE MANUTENÇÕES

Esta seção apresenta o impacto do uso de diferentes métodos para cálculo da pressão de falha no planejamento ótimo de manutenções. Os métodos utilizados são: PCORRC, método empírico, e uso de modelo substituto RBF, construído a partir de simulações MEF.

4.4.1 Comparação entre diferentes metodologias para cálculo da pressão de falha

Essas duas metodologias estão descritas na seção 3.4 da tese. Este estudo é bastante semelhante ao apresentado na seção 4.3 do presente trabalho, e também é aplicado ao estudo de caso descrito na seção 4.2, para o caso de múltiplos defeitos não-interagentes, porém o problema principal nesta seção é o planejamento ótimo de inspeções, ao invés de manutenção baseada em confiabilidade.

Os defeitos são gerados de acordo com o modelo NHPP descrito na seção 3.1, com valor médio da pressão interna (P) igual a 12 MPa, coeficiente de geração dos defeitos λ_0 igual a 0,0128 e parâmetro λ igual a 1,0. O modelo substituto para o cálculo da pressão de falha foi construído de maneira similar ao que é descrito na seção 4.3, com sessenta simulações MEF.

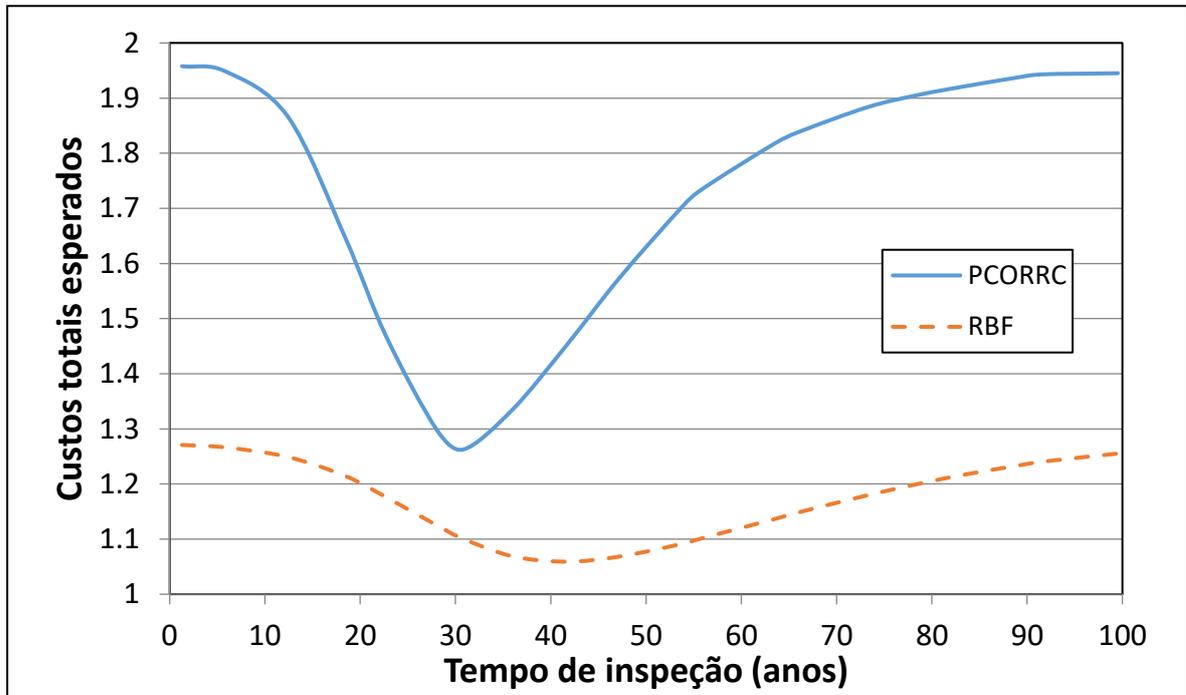
Além desse modelo, utilizou-se também o procedimento LHS para definir vinte amostras para construção dos modelos substitutos para custos e probabilidades de falha, utilizados na fase da otimização. Cada uma dessas amostras corresponde a um tempo de inspeção, e para cada um desses tempos foram calculados os custos totais e respectivas probabilidades de falha máximas, conforme metodologia descrita na seção 3.7 deste trabalho.

O resultado da avaliação dessas amostras está sintetizado nas Figuras 34 e 35, que correspondem, respectivamente, aos custos totais esperados e a probabilidade de falha máxima, ambos em função do tempo de inspeção. Para todos os exemplos desta seção, foi considerada apenas uma única inspeção no planejamento.

Os resultados da Figura 34 indicam que o uso do modelo substituto RBF conduz a custos significativamente menores do que aqueles previstos pelo método PCORRC para todos os tempos de inspeção considerados. O custo ótimo previsto pela metodologia RBF ficou em torno 1,00, com correspondente tempo ótimo de inspeção em torno de 41 anos, enquanto que a metodologia PCORRC previu um custo ótimo em torno de 1,30, com tempo ótimo de inspeção em torno dos 30 anos.

Além dessa diferença nos tempos ótimos, o custo ótimo previsto pelo PCORRC foi cerca de 30% maior do que aquele previsto pelo método RBF.

Figura 34 – Custos totais esperados em função do tempo de inspeção, para diferentes métodos de cálculo da pressão de falha.

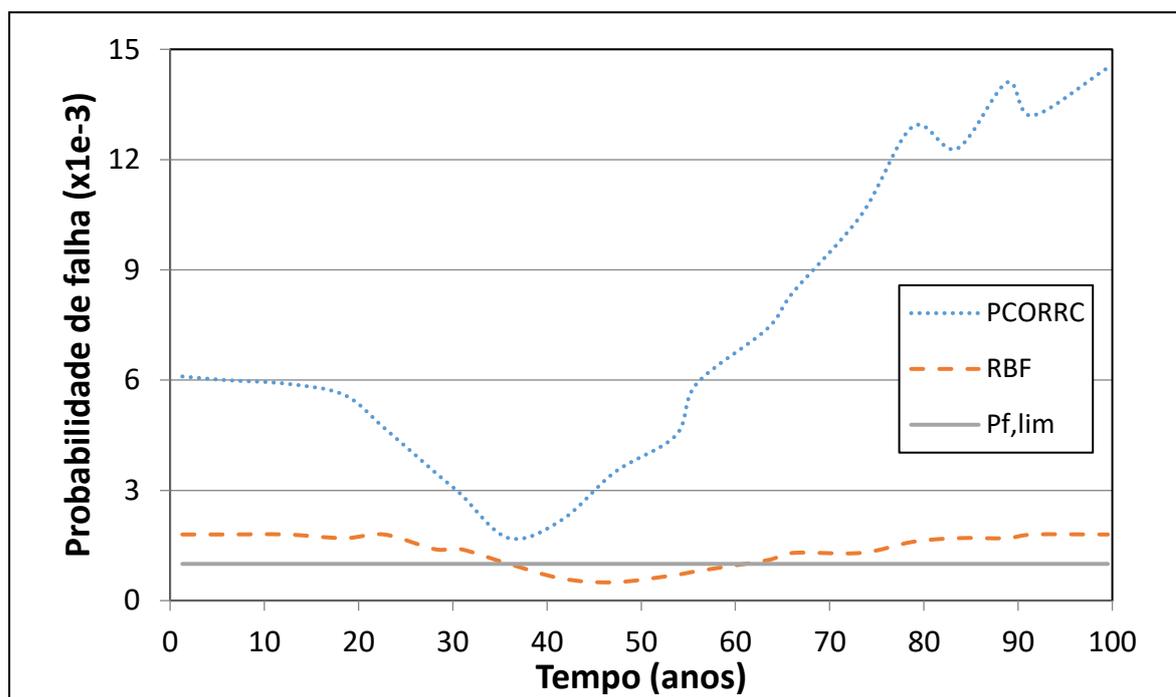


Fonte: O autor (2021).

Adicionalmente, os resultados da Figura 34 também mostram que o tempo ótimo para fazer a inspeção é um pouco antes da metade da vida útil. Esse resultado é coerente com a prática, pois inspeções que ocorram muito cedo, ou seja, nos primeiros anos da vida útil, tendem a não identificar falhas, que podem ocorrer em tempos posteriores e, então, aumentar significativamente as probabilidades de falhas e custos esperados.

Analogamente, inspeções que ocorram muito tarde, ou seja, nos últimos anos da vida útil, também tendem a não observar várias falhas que já podem ter ocorrido previamente, de modo que as probabilidades de falha e os custos esperados tendem a aumentar. Assim, observa-se que a otimização do tempo de inspeção mostra uma espécie de “janela de oportunidades”, ou seja, momentos dentro da vida útil em que fazer a inspeção tende a levar aos menores custos esperados e também as menores probabilidades de falha. Para o exemplo da Figura 34, essa faixa temporal corresponde ao intervalo entre os anos 20 a 50.

Figura 35 – Probabilidade de falha máxima em função do tempo de inspeção, para diferentes métodos de cálculo da pressão de falha.



Fonte: O autor (2021).

Os resultados da Figura 35 indicam que o uso do modelo substituto RBF conduz a probabilidades de falha máxima consideravelmente menores do que aquelas previstos pelo método PCORRC para todos os tempos de inspeção considerados. Esta figura indica uma grande variação nos resultados produzidos pelo PCORRC, enquanto que os resultados produzidos pelo RBF foram mais próximos entre si, oscilando em torno de 0,001. O valor mínimo de probabilidade de falha previsto pelo RBF ocorreu em torno de 45 anos, enquanto que PCORRC previu esse valor mínimo para um tempo de inspeção por volta dos 36 anos.

Ao analisar a Figura 35, é bastante importante ressaltar também que as probabilidades de falha previstas pelo PCORRC foram significativamente superiores ao limite imposto de probabilidade de falha limite igual a 0,001, enquanto que a metodologia RBF indicou valores de probabilidade inferiores ao limite para uma faixa específica de valores de tempos de inspeção: entre 40 e 56 anos.

Essa observação é bastante relevante, porque este limite de probabilidade de falha é uma restrição no problema de otimização dos custos, conforme descrito na seção 3.7 do trabalho. O fato de que nenhum dos pontos amostrais calculados pelo PCORRC foi capaz de satisfazer essa restrição indica que a otimização com esse

método conduz a pontos inviáveis, enquanto que o uso de RBF previu pontos ótimos viáveis.

A partir dos resultados das amostras indicadas nas Figuras 34 e 35, foram construídos modelos substitutos para o custo total esperado e também para a probabilidade de falha máxima, ambos em função do tempo de inspeção. Esses modelos foram, então, aplicados na fase de otimização, e os resultados estão sistematizados nas Tabelas 15 e 16, que apresentam, respectivamente, os valores no ponto ótimo obtido com o método PCORRC e com o RBF. Nessas Tabelas, além dos custos totais esperados, probabilidades de falha máximas e também respectivos tempos ótimos de inspeção, são apresentados também os demais custos operacionais separadamente, conforme descrito na seção 3.7 do trabalho.

A aplicação do algoritmo de otimização confirmou a conclusão obtida pela análise da Figura 35: que o ponto ótimo previsto pelo PCORRC é, de fato, inviável, por não satisfazer a restrição imposta de confiabilidade, representada pelo limite de probabilidade de falha máxima. A análise das Tabelas 15 e 16 também mostram que o custo de falha consideravelmente superior previsto pelo PCORRC foi determinante na definição dos custos totais esperados também maiores, na comparação aos valores previstos pelo RBF.

Tabela 15 – Valores no ponto ótimo obtido pela metodologia PCORRC.

Variável	Valor
Custo total esperado	1,2627
Tempo ótimo de inspeção (anos)	30,84
Custo de inspeção	0,0039
Custo de reparo	0,0470
Custo de falha	0,2118
Probabilidade de falha máxima (x1e-3)	2,9

Fonte: O autor (2021).

Tabela 16 – Valores no ponto ótimo obtido pela metodologia RBF.

Variável	Valor
Custo total esperado	1,0591
Tempo ótimo de inspeção (anos)	41,59
Custo de inspeção	0,0023
Custo de reparo	0,0205
Custo de falha	0,0363
Probabilidade de falha máxima (x1e-3)	0,6

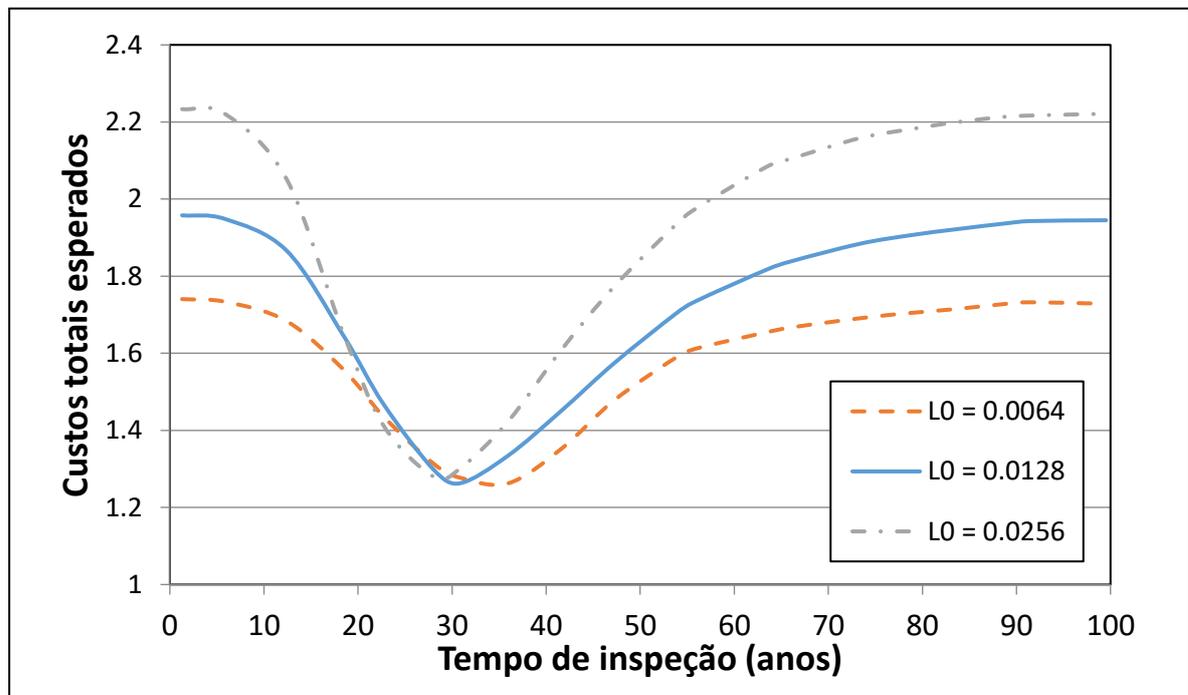
Fonte: O autor (2021).

4.4.2 Influência do coeficiente de geração (λ_0)

Esta seção investiga a influência do coeficiente de geração dos defeitos λ_0 no planejamento ótimo de manutenções para o caso de múltiplos defeitos não-interagentes. Os defeitos são gerados de acordo com o modelo NHPP descrito na seção 3.1. Novamente o exemplo utilizado foi o estudo de caso descrito na seção 4.2, com valor médio da pressão interna (P) igual a 12 MPa, o coeficiente de geração dos defeitos λ_0 variando entre três valores: 0,0064, 0,0128 e 0,0256, e o parâmetro λ igual a 1,0. Foram utilizadas as mesmas vinte amostras da seção 4.4.1, e os resultados desta aplicação estão sistematizados nas Figuras 36 a 39.

A Figura 36 mostra as três curvas de custos totais esperados x tempo, para cada um dos valores de λ_0 , para o método PCORRC. Para os tempos de inspeção variando de 0 a 20 anos e também de 45 a 100 anos, é possível observar diferenças significativas entre as curvas. O comportamento geral desta figura mostra que um aumento no coeficiente λ_0 causa aumento de custo total esperado, contudo na faixa específica de 20 a 45 anos os valores se tornam muito próximos para as três curvas.

Figura 36 – Custos totais esperados em função do tempo de inspeção, para o método PCORRC, considerando diferentes valores de coeficiente de geração λ_0 .

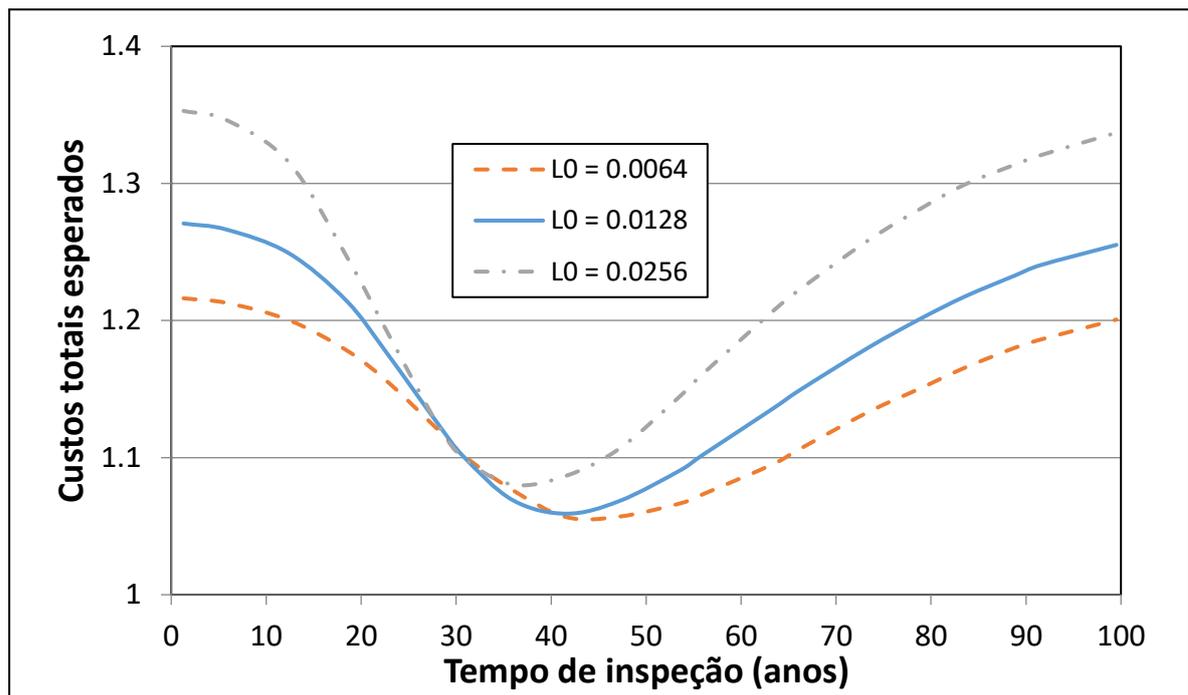


Fonte: O autor (2021).

Ainda analisando a Figura 36, pode-se concluir que as três curvas previram um tempo ótimo de inspeção muito próximo, sempre em torno de 30 a 35 anos, e um custo total esperado em torno de 1,30. Esses resultados sugerem que apesar de a variação do coeficiente de geração λ_0 causar variações significativas no comportamento global das curvas, este coeficiente não parece impactar tanto na definição do ponto ótimo para os custos totais esperados.

A Figura 37 mostra as três curvas de custos totais esperados x tempo, para cada um dos valores de λ_0 , para o método RBF. Para os tempos de inspeção variando de 0 a 15 anos e também de 40 a 100 anos, é possível observar diferenças significativas entre as curvas. O comportamento geral desta figura mostra que um aumento no coeficiente λ_0 causa aumento de custo total esperado, contudo na faixa específica de 15 a 40 anos os valores se tornam muito próximos para as três curvas.

Figura 37 – Custos totais esperados em função do tempo de inspeção, para o método RBF, considerando diferentes valores de coeficiente de geração λ_0 .



Fonte: O autor (2021).

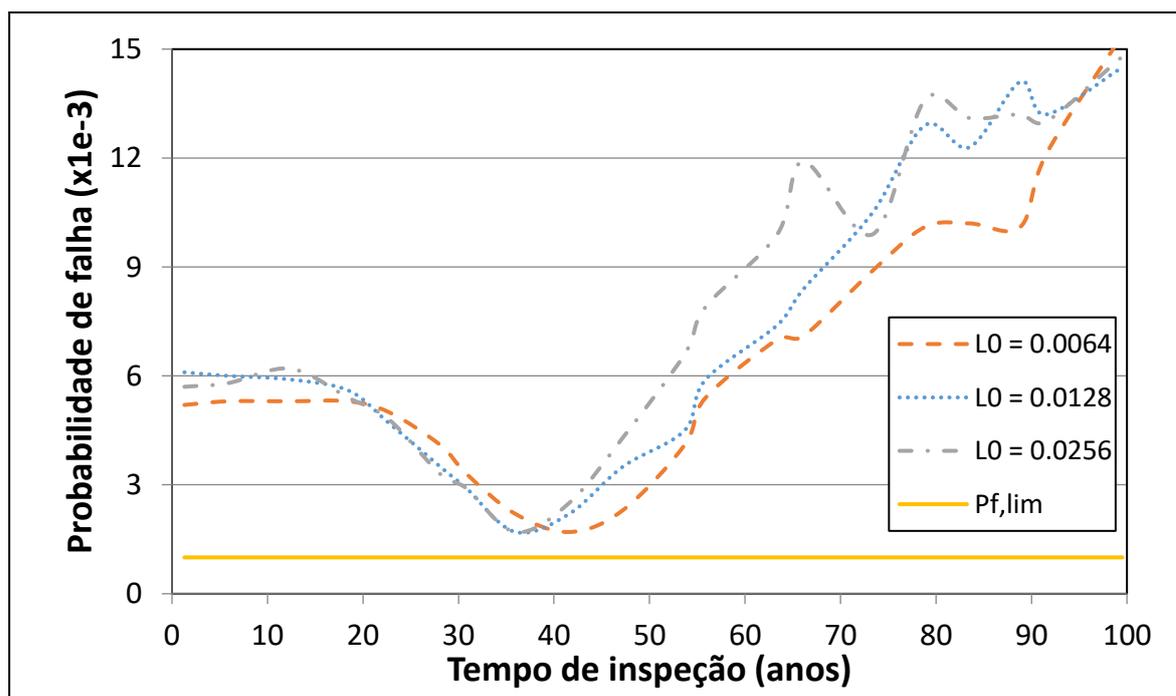
Ainda analisando a Figura 37, pode-se concluir que as três curvas previram um tempo ótimo de inspeção muito próximo, sempre em torno de 35 a 40 anos, e um custo total esperado em torno de 1,05. Esses resultados reforçam o que foi observado na Figura 36: apesar de a variação do coeficiente de geração λ_0 causar

variações significativas no comportamento global das curvas, este coeficiente não parece impactar tanto na definição do ponto ótimo para os custos totais esperados.

A Figura 38 mostra as três curvas de probabilidade de falha máxima x tempo, para cada um dos valores de λ_0 , para o método PCORRC. Para os tempos de inspeção variando de 55 a 100 anos, é possível observar diferenças significativas entre as curvas, com o aumento do coeficiente λ_0 conduzindo a aumentos de probabilidade de falha, enquanto que de 0 a 55 anos as três curvas apresentam valores muito próximos.

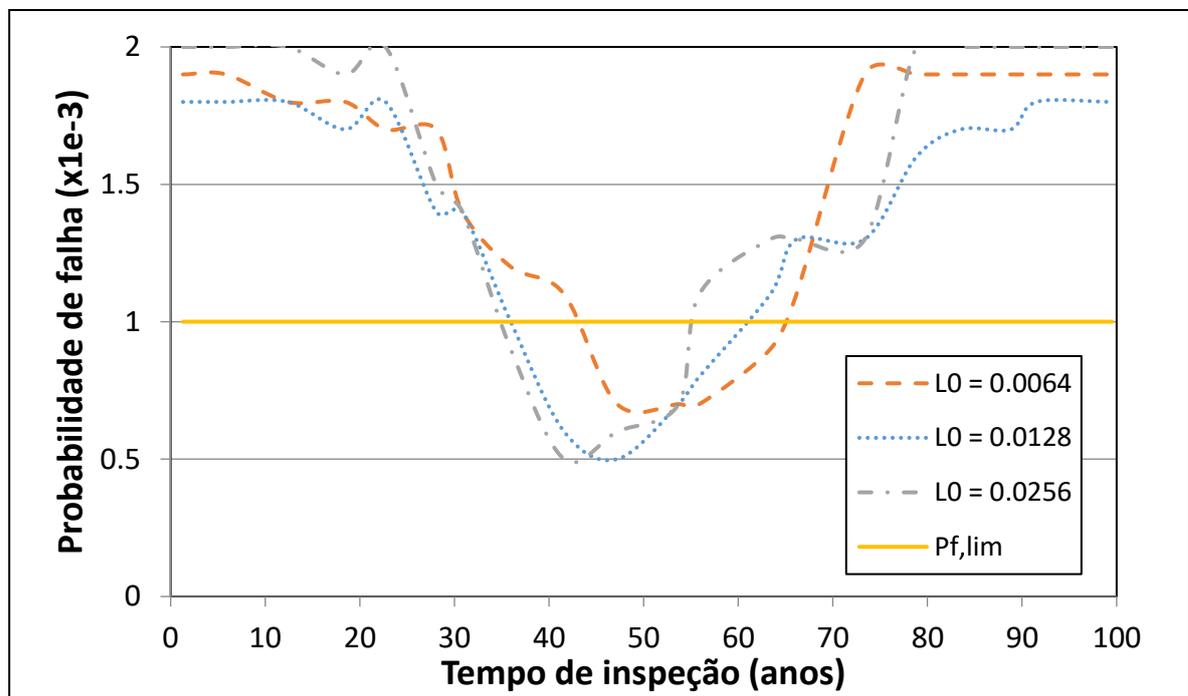
Além disso, a Figura 38 também indica que mesmo com a variação do coeficiente λ_0 o limite inferior de probabilidade de falha não foi atingido para nenhum caso em nenhum dos tempos de inspeção das amostras. Adicionalmente, observa-se também que tanto o valor mínimo da probabilidade de falha máxima, que oscila em torno de 0,002, quanto o tempo de inspeção para o qual esse valor mínimo é atingido variam muito pouco. O tempo varia cerca de 3 a 5 anos, ao comparar as três curvas, enquanto que o menor valor da probabilidade de falha máxima fica em torno de 0,002 para todas as curvas. Isto sugere que a variação do coeficiente λ_0 não causa impactos significativos na definição do ponto ótimo.

Figura 38 – Probabilidade de falha em função do tempo de inspeção, para o método PCORRC, considerando diferentes valores de coeficiente de geração λ_0 .



A Figura 39 mostra as três curvas de probabilidade de falha máxima x tempo, para cada um dos valores de λ_0 , para o método RBF. Para os tempos de inspeção variando de 35 a 100 anos, é possível observar diferenças significativas entre as curvas, mas não se pode concluir uma correlação direta entre o aumento do coeficiente λ_0 e o aumento das probabilidades de falha máximas. Para a faixa de tempos de inspeção de 0 a 30 anos, as três curvas apresentam valores muito próximos.

Figura 39 – Probabilidade de falha em função do tempo de inspeção, para o método RBF, considerando diferentes valores de coeficiente de geração λ_0 .



Fonte: O autor (2021).

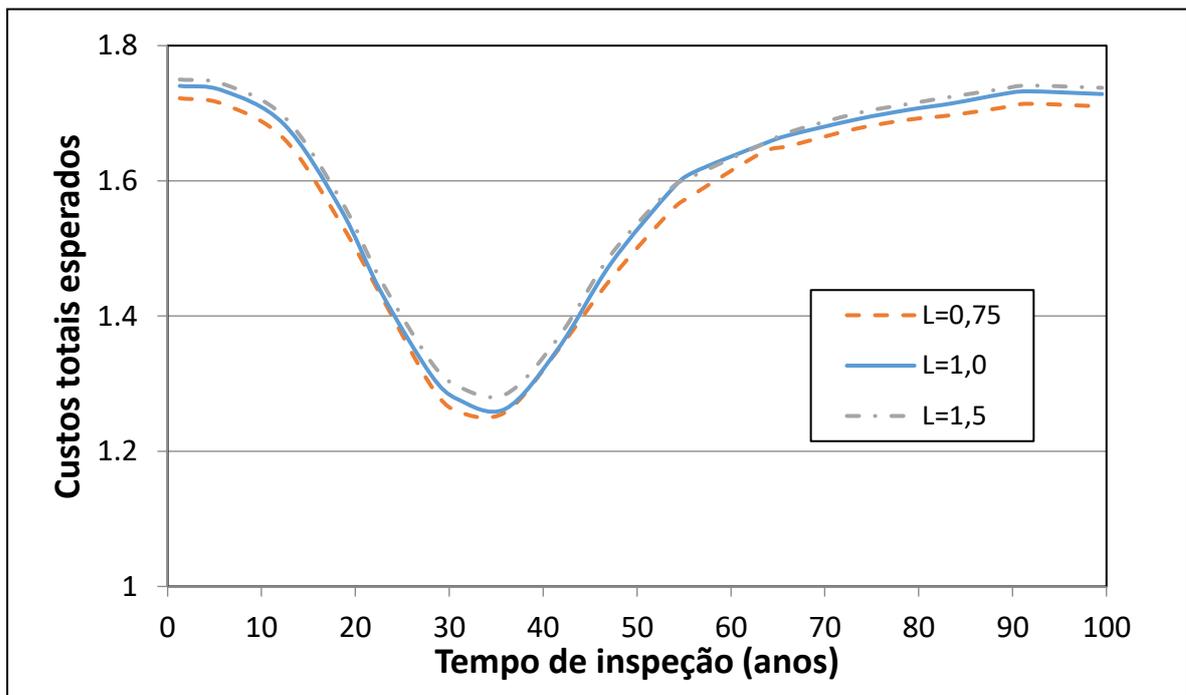
Além disso, a Figura 39 também mostra que existe uma faixa de valores de tempos de inspeção, entre 30 e 60 anos, em que o limite inferior de probabilidade de falha foi atingido para as três curvas, mesmo com a variação do coeficiente λ_0 . Adicionalmente, observa-se também que tanto o valor mínimo da probabilidade de falha máxima, que oscila em torno de 0,0005 e 0,00075, e que o tempo de inspeção para o qual esse valor mínimo é atingido é bastante semelhante para as curvas com $\lambda_0=0,0128$ e $\lambda_0=0,0256$, porém cerca de 10 anos a mais em relação a esses tempos para a curva com $\lambda_0=0,0064$. Isto sugere que a variação do coeficiente λ_0 impacta mais na definição do ponto ótimo do que no caso anterior, com o método PCORRC.

4.4.3 Influência do parâmetro λ

Esta seção investiga a influência do parâmetro λ no planejamento ótimo de manutenções para o caso de múltiplos defeitos não-interagentes. Os defeitos são gerados de acordo com o modelo NHPP descrito na seção 3.1. Novamente o exemplo utilizado foi o estudo de caso descrito na seção 4.1, com valor médio da pressão interna (P) igual a 12 MPa, o coeficiente de geração dos defeitos λ_0 igual a 0,0064, e o parâmetro λ variando entre três valores: 0,75, 1,0 e 1,50. Foram utilizadas as mesmas vinte amostras da seção 4.3.1, e os resultados desta aplicação estão apresentados nas Figuras 40 a 43.

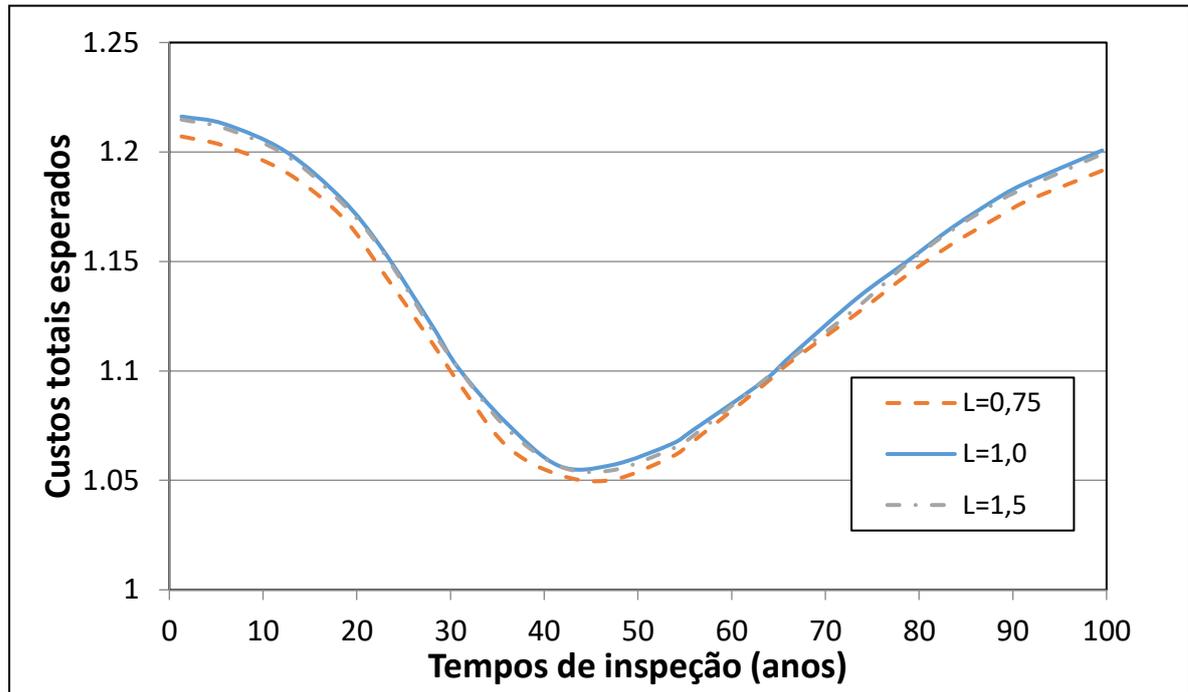
As Figuras 40 e 41 mostram as três curvas de custos totais esperados x tempo, para cada um dos valores de λ , para os métodos PCORRC e RBF, respectivamente. A análise dessas figuras indica que a variação do parâmetro λ não causou variações significativas nos custos totais esperados ao longo dos tempos de inspeção. Além disso, pode-se perceber também que os respectivos pontos ótimos, tanto valores quanto tempos de ocorrência, também são praticamente mantidos para as três curvas, indicando que a variação do λ não tem um impacto significativo para o planejamento de manutenções.

Figura 40 – Custos totais esperados em função do tempo de inspeção, para o método PCORRC, considerando diferentes valores do parâmetro λ .



Fonte: O autor (2021).

Figura 41 – Custos totais esperados em função do tempo de inspeção, para o método RBF, considerando diferentes valores do parâmetro λ .

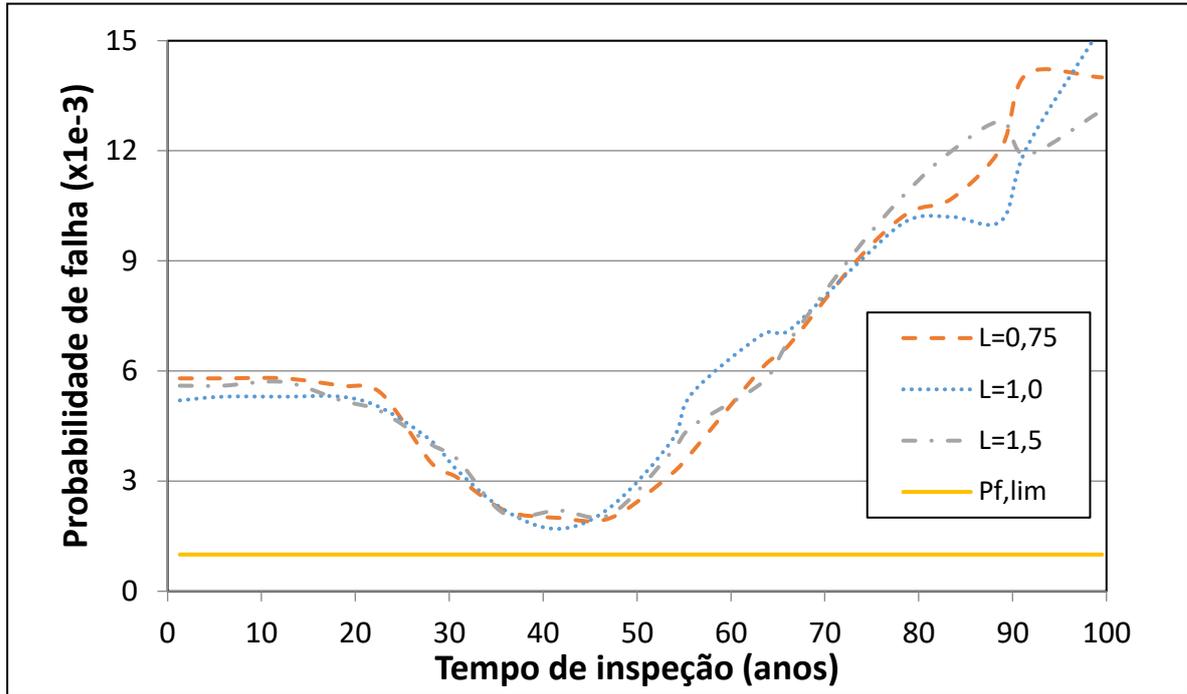


Fonte: O autor (2021).

As Figuras 42 e 43 mostram as três curvas de probabilidade de falha máxima x tempo, para cada um dos valores de λ , para os métodos PCORRC e RBF, respectivamente. Ao analisar as Figuras 42 e 43, conclui-se que a variação do parâmetro λ não impactou na definição do ponto de menor probabilidade de falha máxima, e nem quando esse valor ocorre, e também não causou variações significativas nos valores ao comparar as três curvas.

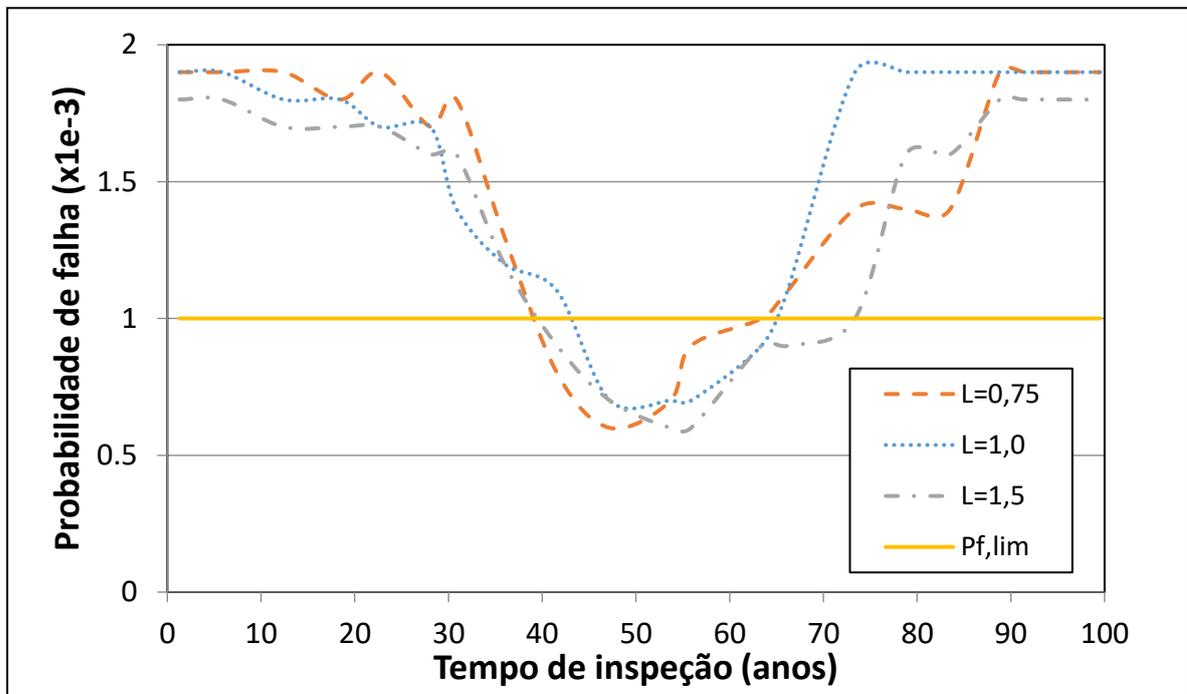
A Figura 43 mostra que o limite inferior da probabilidade de falha máxima é atingido para uma faixa de valores de tempos de inspeção bastante similar nas três curvas, com diferenças entre os tempos da ordem de 2 a 4 anos, enquanto a Figura 42 destaca que em nenhuma das curvas esse limite inferior é atingido. Essas observações reforçam as análises das Figuras 40 e 41, indicando que a variação do λ não causa impactos significativos no planejamento de manutenções.

Figura 42 – Probabilidade de falha máxima em função do tempo de inspeção, para o método PCORRC, considerando diferentes valores do parâmetro λ .



Fonte: O autor (2021).

Figura 43 – Probabilidade de falha máxima em função do tempo de inspeção, para o método RBF, considerando diferentes valores do parâmetro λ .



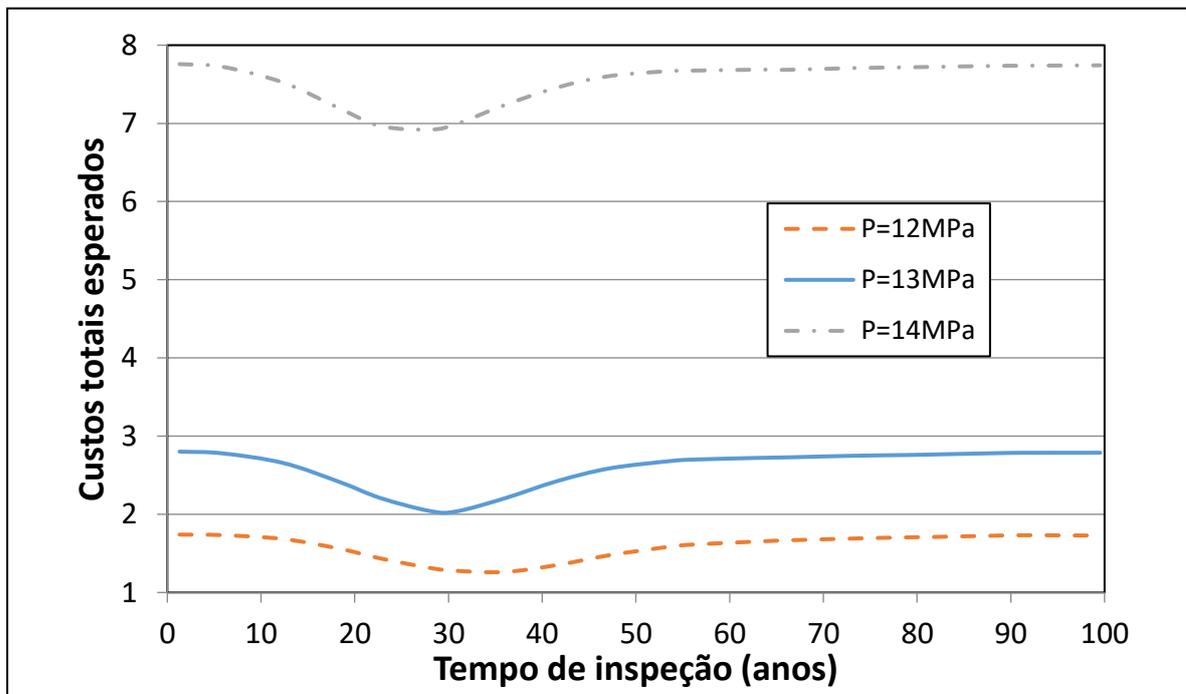
Fonte: O autor (2021).

4.4.4 Influência do valor médio da pressão interna (P)

Esta seção investiga a influência do valor médio da pressão interna (P) no planejamento ótimo de manutenções no caso de múltiplos defeitos não-interagentes. Os defeitos são gerados de acordo com o modelo NHPP descrito na seção 3.1. Novamente o exemplo utilizado foi o estudo de caso descrito na seção 4.2, o coeficiente de geração dos defeitos λ_0 igual a 0,0064, o parâmetro λ igual a 1,0, e o valor médio da pressão interna (P) variando entre três valores: 12 MPa, 13 MPa e 14 MPa. Os resultados desta aplicação estão ilustrados nas Figura 44 a 47.

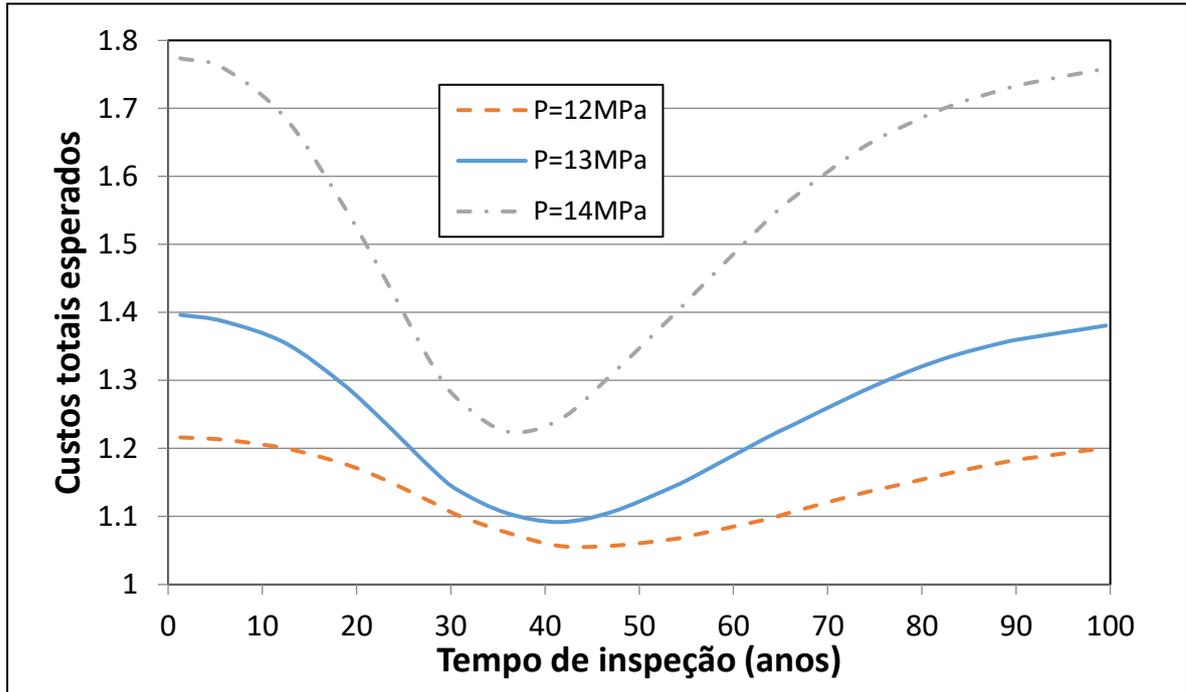
As Figuras 44 e 45 mostram as três curvas de custos totais esperados x tempo, para cada um dos valores médios de pressão interna (P), para os métodos PCORRC e RBF, respectivamente. A análise dessas figuras indica que a variação do parâmetro P causou variações significativas nos custos totais esperados ao longo dos tempos de inspeção, principalmente no caso utilizando a metodologia PCORRC: a Figura 44 mostra distâncias significativas entre as curvas, com valores consideravelmente mais elevados para o valor médio $P = 14$ MPa.

Figura 44 – Custos totais esperados em função do tempo de inspeção, para o método PCORRC, considerando diferentes valores do valor médio da pressão interna.



Fonte: O autor (2021).

Figura 45 – Custos totais esperados em função do tempo de inspeção, para o método RBF, considerando diferentes valores do valor médio da pressão interna.



Fonte: O autor (2021).

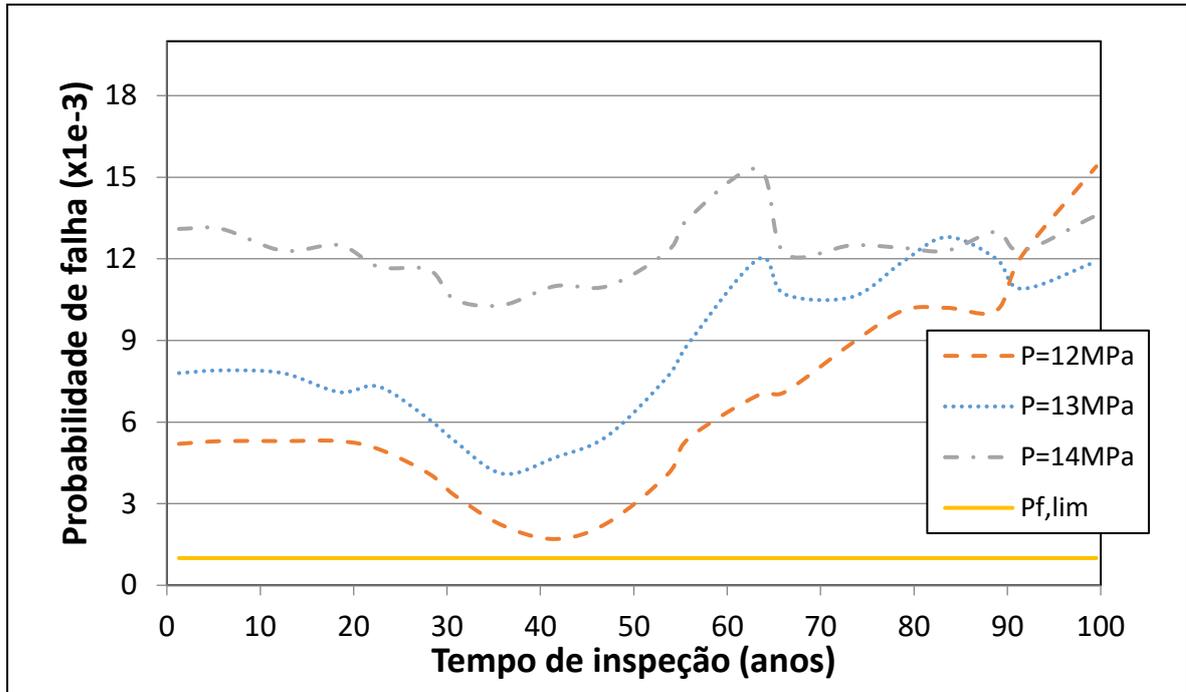
A Figura 45, utilizando a metodologia RBF, por outro lado, mostra variações bem menos significativas nos valores dos custos totais para as três curvas, quando comparada aos resultados da Figura 44. Mesmo na curva com $P = 14$ MPa, os valores de custos totais esperados previstos pelo RBF ainda ficam entre 1,30 e 1,80, enquanto que esses mesmos custos previstos pela metodologia PCORRC oscilam em torno de 7,0 a 8,0, ou seja, um aumento bastante considerável.

Essas análises demonstram alguns pontos relevantes, como, por exemplo, que o aumento do valor médio da pressão interna tem um impacto muito mais significativo ao avaliar a pressão de falha pela metodologia PCORRC. Adicionalmente, mesmo com o aumento desse parâmetro P , a metodologia RBF pode ser entendida como muito menos conservadora ao comparado ao PCORRC, por prever custos totais consideravelmente menores.

As Figuras 46 e 47 mostram as três curvas de probabilidade de falha máxima x tempo, para cada um dos valores médios de pressão interna (P), para os métodos PCORRC e RBF, respectivamente. A análise dessas figuras indica que a variação do parâmetro P causou variações significativas nas probabilidades de falha máximas esperadas ao longo dos tempos de inspeção, principalmente no caso utilizando a

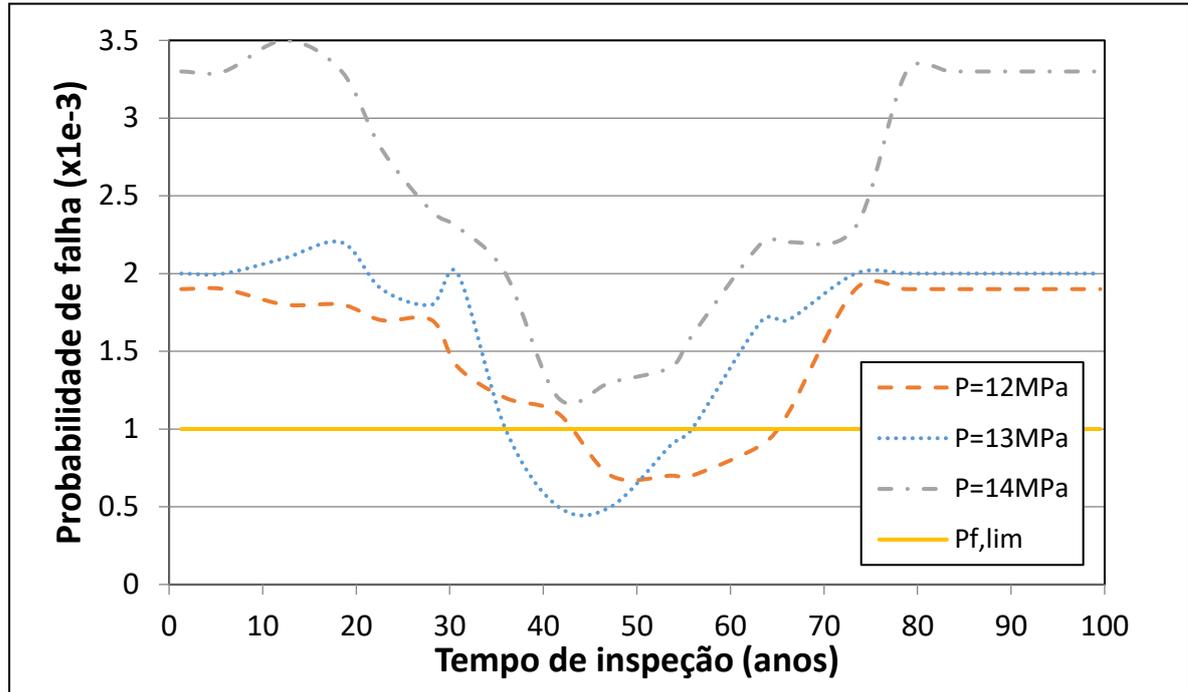
metodologia PCORRC: são conclusões bastante similares às aquelas observadas com as Figuras 44 e 45.

Figura 46 – Probabilidade de falha máxima em função do tempo de inspeção, para o método PCORRC, considerando diferentes valores do valor médio da pressão interna.



Fonte: O autor (2021).

Figura 47 – Probabilidade de falha máxima em função do tempo de inspeção, para o método RBF, considerando diferentes valores do valor médio da pressão interna.



Fonte: O autor (2021).

Adicionalmente, as Figuras 46 e 47 também mostram algumas outras conclusões de interesse. A análise da Figura 46 (metodologia PCORRC), por exemplo, indica que o aumento do parâmetro P apenas aumenta a distância entre as probabilidades de falha máximas e o limite inferior, que não é atingido em nenhum dos casos. A Figura 47 (metodologia RBF), por outro lado, mostra que a curva com $P = 14 \text{ MPa}$ é a única em que o limite inferior de probabilidade não é atingido, apesar de estar bastante próximo, indicando que para esse valor a otimização com essa restrição de probabilidade de falha não deve ser satisfeita e, portanto, o otimizador deve conduzir a pontos inviáveis.

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Esta seção apresenta as conclusões e também as propostas de trabalhos futuros.

5.1 CONCLUSÕES

Com relação aos resultados da aplicação ao caso de manutenção baseada em confiabilidade, seção 4.3 do trabalho, as principais conclusões foram:

- o uso do software PIPEFLAW (MOTTA et al., 2017; RODRIGUES et al., 2017; CABRAL et al., 2017; SOARES et al., 2019; PIMENTEL et al., 2020; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021) viabilizou a avaliação de modelos de alta fidelidade na análise de confiabilidade com pressão obtida diretamente através do MEF;
- as probabilidades de falha obtidas utilizando com a metodologia RBF, descrita nesta tese, foram significativamente menores do que aquelas obtidas com a estratégia tradicional da literatura, representada pelo PCORRC. Assim, a abordagem convencional pode ser entendida como conservadora, por potencialmente prever reparos antes do momento necessário ou até mesmo desnecessários;
- o estudo paramétrico do coeficiente de geração λ_0 , para o modelo NHPP, indicou que este parâmetro tem grande influência na definição do cronograma de reparos, reforçando conclusões de estudos recentes (TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019);
- o estudo paramétrico do coeficiente λ , para o modelo PSWP, indicou que este parâmetro tem grande influência na definição do cronograma de reparos, conclusão contrária ao obtido por trabalho recente (TEE; PESINIS, 2017);
- o estudo paramétrico do valor médio da pressão interna P indicou que este parâmetro tem grande influência na definição do cronograma de reparos, reforçando conclusões de estudos recentes (TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2019).

Com relação aos resultados da aplicação ao caso de planejamento ótimo de inspeções, seção 4.4 do trabalho, as principais conclusões foram:

- o uso do software PIPEFLAW (MOTTA et al., 2017; RODRIGUES et al., 2017; CABRAL et al., 2017; SOARES et al., 2019; PIMENTEL et al., 2020; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021) possibilitou a avaliação da pressão de falha nas amostras de forma automática, o que viabilizou a rápida e eficiente construção dos modelos substitutos;
- as probabilidades de falha máximas e os custos totais esperados obtidos utilizando com a metodologia RBF, descrita nesta tese, foram significativamente menores do que aquelas obtidas com a estratégia tradicional da literatura, representada pelo PCORRC. Assim, a abordagem convencional pode ser entendida como conservadora, por potencialmente prever reparos antes do momento necessário ou até mesmo desnecessários;
- além disso, a otimização usando a metodologia tradicional (PCORRC) conduziu a pontos inviáveis, ou seja, que não satisfizeram a restrição de confiabilidade, enquanto que os pontos ótimos usando a metodologia RBF foram viáveis, respeitando a restrição de confiabilidade;
- com relação aos custos totais esperados em função do tempo, o estudo paramétrico do coeficiente de geração λ_0 , para o modelo NHPP, indicou que este parâmetro tem grande influência no comportamento geral dessa curva, o que reforça conclusões recentes da literatura (TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021). Apesar disso, o valor do custo mínimo não mudou significativamente, enquanto o tempo de inspeção de ocorrência desse valor mínimo (tempo ótimo) variou em torno de 5 anos;
- com relação a probabilidade de falha máxima em função do tempo, o estudo paramétrico do coeficiente de geração λ_0 , para o modelo NHPP, indicou que este parâmetro não tem grande influência no comportamento geral dessa grandeza, e também os valores mínimos não são significativamente alterados. Entretanto, o tempo de ocorrência desses valores mínimos variou em torno de 5 a 10 anos, o que reforça conclusões recentes da literatura (TEE; PESINIS, 2017; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2021);

- o estudo paramétrico do λ , para o modelo PSWP, indicou que este parâmetro não tem grande influência no comportamento geral das curvas de custo total esperado x tempo e nem probabilidade de falha máxima x tempo. A variação desse coeficiente também não causou mudanças significativas nos valores mínimos de custos ou probabilidades, e o tempo para ocorrência desses valores variou em torno de 2 a 4 anos;
- o estudo paramétrico do valor médio da pressão interna P , para o modelo PSWP, indicou que este parâmetro tem grande influência no comportamento geral das curvas de custo total esperado x tempo e probabilidade de falha máxima x tempo. Essas variações causadas são ainda mais significativas considerando a pressão de falha calculada pelo PCORRC, e os tempos de ocorrência dos valores mínimos variam em torno de 5 a 10 anos.

5.2 PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

Para a continuidade do trabalho, foram definidas algumas propostas de continuidade:

- considerar a interação entre os defeitos de corrosão. Desprezar esse efeito interativo pode conduzir a resultados contrários à segurança (MOTTA et al., 2017; XU et al., 2017; MOKHTARI; MELCHERS, 2018);
- considerar outros carregamentos além da pressão interna, como, por exemplo, cargas térmicas ou momentos fletores. Essa consideração pode ser justificada a partir do trabalho de Soares et al. (2019), que relacionam o aumento da temperatura a reduções significativas da pressão de falha de dutos corroídos;
- considerar configurações reais para os defeitos de corrosão, utilizando a metodologia proposta por Pimentel et al. (2020), obtida a partir de dados reais de inspeção em campo de dutos corroídos;
- construir os modelos substitutos a partir de simulações MEF de modelos 3D, e comparar com os resultados já obtidos nesta tese, que foram construídos a partir de modelos axissimétricos. Esse estudo comparativo é importante, pois Rodrigues et al. (2017) mostram que o

modelo axissimétrico é conservador quando comparado ao modelo tridimensional;

- replicar os estudos aqui apresentados para outras configurações de defeitos, de acordo com a revisão apresentada por Amaya-Gómez et al. (2019). Esse estudo é importante por considerar diferentes geometrias de defeitos de corrosão, bem como diferentes classes de aço e geometrias de dutos;
- replicar os estudos aqui apresentados considerando outros processos estocásticos para prever a variação da pressão interna, como o processo Borges (BAZÁN; BECK, 2013), o que pode causar mudanças nos resultados de confiabilidade e custos;
- replicar os estudos aqui apresentados considerando outros processos estocásticos para prever o surgimento dos defeitos, como o HPP (ZHANG; ZHOU, 2014), o que pode causar mudanças nos resultados de confiabilidade e custos;
- expandir os estudos apresentados para o planejamento ótimo de inspeções para a situação com mais de uma inspeção, e assim otimizar não apenas o cronograma, mas também as quantidades de inspeções, de acordo com a metodologia multinível (LIU et al., 2018a, 2018b; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020). Sousa, Afonso e Willmersdorf (2020) mostram que esse aumento no número de inspeções pode causar impactos significativos no planejamento de manutenções, tanto nos custos quanto nas probabilidades de falha;
- considerar modelos Markovianos para prever o crescimento dos defeitos de corrosão, a fim de considerar mais um nível na otimização, que corresponde a quais estados Markovianos devem ser reparados, de acordo com a metodologia multinível (LIU et al., 2018a, 2018b; SOUSA; AFONSO; WILLMERSDORF, 2020). A comparação entre os resultados obtidos por Liu et al. (2018a) e Liu et al. (2018b) indicam que a consideração dos estados Markovianos pode levar a resultados menores em termos de custos.

REFERÊNCIAS

- ABAQUS. **ABAQUS User's Manual**. ABAQUS© vs.6.10. Providence, Rhode Island, USA, 2010.
- AMAYA-GÓMEZ, R.; SÁNCHEZ-SILVA, M.; BASTIDAS-ARTEADA, E.; SCHOEFS, F.; MUÑOZ, F. Reliability assessments of corroded pipelines based on internal pressure – A review. **Engineering Failure Analysis**, vol.98, p.190-214, 2019.
- BAGHERI, M.; ZHU, S.; SEGHER, M.E.A.B.; KESHTEGAR, B.; TRUNG, N. Hybrid intelligent method for fuzzy reliability analysis of corroded X100 steel pipelines. **Engineering with Computers**, vol.37, p.2559-2573, 2021.
- BAZÁN, F.A.V.; BECK, A.T. Stochastic process corrosion growth models for pipeline reliability. **Corrosion Science**, vol.74, p.50-58, 2013.
- BECK, A.T. **Confiabilidade e segurança das estruturas**. 1.ed. Rio de Janeiro: Elsevier, 2019.
- BELACHEW, C.T.; ISMAIL, M.C.; KARUPPANAN, S. Strength Assessment of Corroded Pipelines – Finite Element Simulations and Parametric Studies. **International Journal of Structural Stability and Dynamics**, vol.17, p.1-16, 2016.
- BENJAMIN, A.C.; VIEIRA, R.D.; FREIRE, J.L.F.; ANDRADE, E.Q. Burst Tests on Pipeline Containing Closely Spaced Corrosion Defects. In: **Proceedings of the 25th International Conference on Off-shore Mechanics and Arctic Engineering**, 2006.
- CABRAL, H.L.D. **Desenvolvimento de ferramentas computacionais para modelagem e análise automática de defeitos de corrosão em dutos**. Dissertação de mestrado, 143 p., Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2007.
- CABRAL, H.L.D.; MOTTA, R.S.; AFONSO, S.M.B.; WILLMERSDORF, R.B.; LYRA, P.R.M.; ANDRADE, E.Q. The development of a computational tool for generation of high quality FE models of pipelines with corrosion defects. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, vol.39, p.3137-3150, 2017.
- CALEYO, F.; GONZÁLEZ, J.L.; HALLEN, J.M. A study on the reliability assessment methodology for pipelines with active corrosion defects. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, vol.79, p.77-86, 2002.
- CALEYO, F.; HALLEN, J.M.; GONZÁLEZ, J.L.; FERNANDEZ, F. Pipeline inspection – 1: reliability based assessment method assesses corroding pipelines. **Oil and Gas Journal**, vol.101, p.54-58, 2003.

- CANADIAN STANDARD ASSOCIATION. **Oil and Gas pipeline systems**. CSA standard Z662-07. Mississauga, Ontario, Canada, 2007.
- COSHAM, A.; HOPKINS, P. **PDAM – The Pipeline Defect Assessment Manual. A Report to the PDAM Joint Industry Project**. Andrew Palmer and Associates, Draft Final Report. 2001.
- CUNHA, S.B. A review of quantitative risk assessment of onshore pipelines. **Journal of Loss Prevention in the Process Industries**, vol.44, p.282-298, 2016.
- DAHIRE, S.; TAHIR, F.; JIAO, Y.; LIU, Y. Bayesian Network inference for probabilistic strength estimation of aging pipeline systems. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, vol.162, p.30-39, 2018.
- FERREIRA, A.D.M.; MOTTA, R.S.; AFONSO, S.M.B.; WILLMERSDORF, R.B.; LYRA, P.R.M.; ANDRADE, E.Q.; CUNHA, D.J.S. Stochastic assessment of burst pressure for corroded pipelines. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, vol.43, p.193, 2021.
- GOMES, W.J.S.; BECK, A.T.; HAUKAAS, T. Optimal inspection planning for onshore pipelines subject to external corrosion. **Reliability Engineering and System Safety**, vol.118, p.18-27, 2013.
- GOMES, W.J.S.; BECK, A.T. Optimal inspection and design of onshore pipelines under external corrosion process. **Structural Safety**, vol.47, p.48-58, 2014.
- GONG, C.; ZHOU, W. Importance sampling-based system reliability analysis of corroding pipelines considering multiple failure modes. **Reliability Engineering and System Safety**, vol.169, p.199-208, 2018.
- JAVIDI, M.; BEKHRAD, S. Failure analysis of a wet gas pipeline due to localized CO₂ corrosion. **Engineering Failure Analysis**, vol.89, p.46-56, 2018.
- KESHTEGAR, B.; SEGHIER, M.E.A.B. Modified response surface method basis harmony search to predict the burst pressure of corroded pipelines. **Engineering Failure Analysis**, vol.89, p.177-199, 2018.
- KROETZ, H.M.; TESSARI, R.K.; BECK, A.T. Performance of global metamodeling techniques in solution of structural reliability problems. **Advances in Engineering Software**, vol.114, p.394-404, 2017.
- LI, C.Q.; MELCHERS, R.E. Time-dependent reliability analysis of corrosion-induced concrete cracking. **Structural Journal**, vol.102, p.543-549, 2005.

- LI, C.Y.; WANG, J.H.; ZHI, Y.R.; WANG, Z.R.; GONG, J.H.; JIANG, J.C. A dynamic prediction method for probability of rupture accidents of a chloride process based on experimental corrosion data. **Journal of Loss Prevention in the Process Industries**, vol.56, p.467-477, 2018.
- LIU, X.; ZHENG, J.; FU, J.; JI, J.; CHEN, G. Multi-level optimization of maintenance plan for natural gas pipeline systems subject to external corrosion. **Journal of Natural Gas Science and Engineering**, vol.50, p.64-73, 2018.
- LIU, X.; ZHENG, J.; FU, J.; NIE, Z.; CHEN, G. Optimal inspection planning of corroded pipelines using BN and GA. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, vol.163, p.546-555, 2018.
- MAHMOODIAN, M.; LI, C.Q. Failure assessment and safe life prediction of corroded oil and gas pipelines. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, vol.151, p.434-438, 2017.
- MEDEIROS, C.P.; ALENCAR, M.H.; ALMEIDA, A.T. Multidimensional risk evaluation of natural gas pipelines based on a multicriteria decision model using visualization tools and statistical tests for global sensitivity analysis. **Reliability Engineering and System Safety**, vol.165, p.268-276, 2017.
- MISHRA, M.; KESHAVARZZADEH, V.; NOSHADRAVAN, A. Reliability-based lifecycle management for corroding pipelines. **Structural Safety**, vol.76, p.1-14, 2019.
- MOKHTARI, M.; MELCHERS, R. A new approach to assess the remaining strength of corroded steel pipes. **Engineering Failure Analysis**, vol.93, p.144-156, 2018.
- MOTTA, R.S.; CABRAL, H.L.D.; AFONSO, S.M.B.; WILLMERSDORF, R.B.; BOUCHONNEAU, N.; LYRA, P.R.M.; ANDRADE, E.Q. Comparative studies for failure pressure prediction of corroded pipelines. **Engineering Failure Analysis**, vol.81, p.178-192, 2017.
- MOTTA, R.S.; LEAL, C.F.; FERREIRA, A.D.M.; AFONSO, S.M.B.; LYRA, P.R.M.; WILLMERSDORF, R.B. Reliability analysis of ovalized deep-water pipelines with corrosion defects. **Marine Structures**, vol.77, p.102969, 2021.
- NASCIMENTO, J.C.M.; AFONSO, S.M.B.; MOTTA, R.S. Robust Optimization with Reliability Constraints considering Approximate Models. In: **Proceedings of the XLI Iberian-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering**, Foz do Iguaçu, PR, pp.1-7, 2020.

- OSSAI, C.I.; BOSWELL, B.; DAVIES, I.J. Application of Markov modeling and Monte Carlo simulation technique in failure probability estimation – A consideration of corrosion defects of internally corroded pipelines. **Engineering Failure Analysis**, vol.68, p.159-171, 2016.
- PESINIS, K.; TEE, K.T. Statistical model and structural reliability analysis for onshore gas transmission pipelines. **Engineering Failure Analysis**, vol.82, p.1-15, 2017.
- PIMENTEL, J.T.; FERREIRA, A.D.M.; MOTTA, R.S.; CABRAL, M.A.F.S.; AFONSO, S.M.B.; WILLMERSDORF, R.B.; LYRA, P.R.M.; ANDRADE, E.Q.; CUNHA, D.J.S. New procedure of automatic modeling of pipelines with realistic shaped corrosion defects. **Engineering Structures**, vol.221, p.111030, 2020.
- PINTO, J.W.O. **Uso de Otimização Sequencial Aproximada em Problemas Uni e Multiobjetivos de Gerenciamento de Reservatórios**. Dissertação de mestrado, 157 p., Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2014.
- PINTO, J.W.O. **Otimização robusta do controle de poços de reservatórios de petróleo utilizando modelo substituto**. Tese de doutorado, 168 p., Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2020.
- RODRIGUES, A.S.L.; FERREIRA, A.D.M.; AFONSO, S.M.B.; LYRA, P.R.M.; WILLMERSDORF, R.B.; ANDRADE, E.Q. Automatic axisymmetric modelling and finite element analysis of corroded pipelines. In: **Proceedings of the Rio Pipeline Conference & Exhibition**, Rio de Janeiro, RJ, pp. 1-9, 2017.
- ROMERO, V.J.; BURKARDT, J.V.; GUNZBURGER, M.D.; PETERSON, J.S. Comparison of pure and “Latinized” centroidal Voronoi tessellation against various other statistical sampling methods. **Reliability Engineering and System Safety**. vol.91, p.1266-1280, 2006.
- SILVA, H.V.C. **Método cooperativo assistido do enxame de partículas aplicado à otimização do controle das vazões dos poços em reservatórios de petróleo**. Dissertação de mestrado, 155 p., Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2019.
- SHUAI, Y.; SHUAI, J.; XU, K. Probabilistic analysis of corroded pipelines based on a new failure pressure model. **Engineering Failure Analysis**, vol.81, p.216-233, 2017.
- SOARES, E.; BRUÈRE, V.M.; AFONSO, S.M.B.; WILLMERSDORF, R.B.; LYRA, P.R.M.; BOUCHONNEAU, N. Structural integrity analysis of pipelines with interacting corrosion defects by Multiphysics modeling. **Engineering Failure Analysis**, vol.97, p.91-102, 2019.

- SOUSA, P.F.S.; AFONSO, S.M.B.; WILLMERSDORF, R.B. Reliability-based preventive maintenance planning for corroded pipelines. **In: Proceedings of the XL Iberian-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering**, Natal, RN, pp. 1-16, 2019.
- SOUSA, P.F.S.; AFONSO, S.M.B.; WILLMERSDORF, R.B. Multi-level strategy in optimal maintenance planning for corroded pipelines. **In: Proceedings of the Rio Oil & Gas Expo and Conference 2020**, Rio de Janeiro, RJ, pp. 1-10, 2020.
- SOUSA, P.F.S.; AFONSO, S.M.B.; WILLMERSDORF, R.B. Reliability-based preventive maintenance planning for corroded pipelines using a RBF surrogate model. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, vol.43, p.521, 2021.
- TEE, K.F.; PESINIS, K. Reliability prediction for corroding natural gas pipelines. **Tunnelling and Underground Space Technology**, vol.65, p.91-105, 2017.
- THE MATHWORKS, INC. **MATLAB and Statistics Toolbox Release 2016b**. Natick, Massachusetts, United States., 2016.
- TORRES, J.V.S. **Uma metodologia para verificação da segurança e dimensionamento ótimo de dutos com defeitos causados por corrosão**. Tese de doutorado, 172 p., Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2009.
- VALOR, A.; CALEYO, F.; HALLEN, J.M.; VELÁZQUEZ, J.C. Reliability assessment of buried pipelines based on different corrosion rate models. **Corrosion Science**, vol.66, p.78-87, 2013.
- VELAZQUEZ, J.C.; CALEYO, F. A.; VALOR, A.; HALLEN, J.M. Predictive model for pitting corrosion in buried oil and gas pipelines. **Corrosion Science**, vol.65, p.332-342, 2009.
- XIE, M.; TIAN, Z. A review on pipeline integrity management utilizing in-line inspection data. **Engineering Failure Analysis**, vol.92, p.222-239, 2018.
- XU, W.; LI, C.B.; CHOUNG, J.; LEE, J. Corroded pipeline failure analysis using artificial neural network scheme. **Advances in Engineering Software**, vol.112, p.255-266, 2017.
- ZHANG, S.; ZHOU, W. System reliability of corroding pipelines considering stochastic process-based models for defect growth and internal pressure. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, vol.111-112, p.120-130, 2013.

ZHANG, S.; ZHOU, W. Cost-based optimal maintenance decisions for corroding natural gas pipelines based on stochastic degradation models. **Engineering Structures**, vol.74, p.74-85, 2014.

ZHOU, W.; XIANG, W.; HONG, H.P. Sensitivity of system reliability of corroding pipelines to modeling of stochastic growth of corrosion defects. **Reliability Engineering and System Safety**, vol.167, p.428-438, 2017.