



FCTUC DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA



Institute for Sustainability and
Innovation in Structural Engineering

EXTENSÃO DA VIDA ÚTIL À FADIGA DE ESTRUTURAS OFFSHORE FIXAS FORMADAS POR ELEMENTOS TUBULARES

FATIGUE LIFE EXTENSION OF FIXED OFFSHORE
STRUCTURES FORMED BY TUBULAR ELEMENTS

Tiago Pinto Ribeiro

Orientadores :

Prof. Doutora Maria Constança Simões Rigueiro
Prof^a. Doutor Luís António Costa Borges

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Construção
Metálica e Mista



Coimbra, Julho, 2017



FCTUC DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

Tiago Pinto Ribeiro

EXTENSÃO DA VIDA ÚTIL À FADIGA DE ESTRUTURAS OFFSHORE FIXAS FORMADAS POR ELEMENTOS TUBULARES

FATIGUE LIFE EXTENSION OF FIXED OFFSHORE STRUCTURES FORMED BY TUBULAR ELEMENTS

Dissertação de Mestrado em Construção Metálica e Mista
orientada pela Professora Doutora Maria Constança Simões Rigueiro e pelo Professor Doutor Luís António Costa Borges

Esta Dissertação é da exclusiva responsabilidade do seu autor.
O Departamento de Engenharia Civil da FCTUC declina qualquer
responsabilidade legal ou outra em relação a erros ou omissões
que possam surgir

Coimbra, 6 de Outubro de 2017

Índice

1. Enquadramento	1
1.1. Contexto.....	1
1.2. Enquadramento do Tema	1
1.3. Motivação e Propósito.....	4
1.4. Organização.....	4
2. Fundamentos	5
2.1. Ruptura por Fadiga em Estruturas Offshore Fixas.....	5
2.1.1. Contexto da Ruptura por Fadiga	5
2.1.2. Factores que Influenciam a Vida à Fadiga.....	5
2.1.3. Do Dano à Fractura	7
2.1.4. Iniciação de Fendas.....	7
2.1.5. Propagação de Fendas.....	8
2.1.6. Nomenclatura Usada nas Formulações de Cálculo	9
2.1.7. Fadiga sob os Efeitos de Muitos e de Poucos Ciclos.....	11
2.1.8. Particularidades dos Problemas de Fadiga em Estruturas Offshore.....	11
2.1.9. Breve Cronologia dos Procedimentos, das Recomendações e dos Regulamentos	12
2.1.10. Abordagens Possíveis para o Dimensionamento à Fadiga	13
2.1.11. Fundamentos da Concentração de Tensões e da Mecânica da Fractura	17
2.1.12. Métodos Baseados em Curvas S-N e Acumulação de Danos.....	25
2.1.13. Fiabilidade. Métodos Determinísticos e Métodos Probabilísticos	31
2.2. Avaliação da Vida Residual à Fadiga.....	35
2.3. Acções que Originam Fenómenos de Fadiga em Ambiente Oceânico.....	37
2.3.1. Acções relevantes	37
2.3.2. Grandezas Representativas do Ambiente Oceânico.....	38
2.3.3. Caracterização das Acções das Ondas.....	41
2.3.4. Caracterização dos Efeitos das Acções das Ondas no Contexto da Fadiga.....	44
2.4. Métodos de Inspeção e Monitorização de Danos em Estruturas <i>Offshore</i>	48
2.4.1. Contexto, Aspectos a Observar, Objectivos e Técnicas de Inspeção	48
2.4.2. Ensaio Não Destrutivo e Capacidade de Detecção	49
2.4.3. Contexto Regulamentar e Defeitos Admissíveis	52
2.4.4. Probabilidade de Detecção de Defeitos.....	53
3. Um Método para a Avaliação da Vida Útil à Fadiga em Estruturas <i>Offshore</i>	55

3.1.	Introdução, Enquadramento e Justificação do Método	55
3.2.	Primeiro Passo – Análise Espectral Global à Fadiga	59
3.3.	Segundo Passo – Análise Probabilística Simplificada de Fadiga	61
3.4.	Terceiro Passo – Análise Determinística para Calibração de um Modelo de Fadiga baseado na Mecânica da Fractura	65
3.5.	Quarto Passo – Análise Probabilística com um Modelo de Fadiga baseado na Mecânica da Fractura e Inferência Bayesiana	69
3.6.	Observações.....	73
4.	Aplicação e Validação do Método Proposto	74
4.1.	Caso de Estudo	74
4.2.	Métodos Avançados de Cálculo.....	76
4.3.	Análise Espectral Global à Fadiga	78
4.3.1.	Simulações Efectuadas no Programa Bentley Systems SACS	78
4.3.2.	Simulações Efectuadas no Programa DNVGL SESAM.....	82
4.3.3.	Análises de Sensibilidade	83
4.3.4.	Comparação dos Resultados Obtidos com Dois Programas Comerciais.....	86
4.4.	Análise Probabilística Simplificada de Fadiga.....	87
4.4.1.	Cálculo do Dano Acumulado.....	87
4.4.2.	Determinação dos Níveis de Fiabilidade.....	91
4.4.3.	Determinação da Vida Útil à Fadiga para a Fiabilidade Pretendida.....	93
4.5.	Análise Determinística para Calibração de um Modelo de Fadiga baseado na Mecânica da Fractura	94
4.6.	Análise Probabilística com um Modelo de Fadiga baseado na Mecânica da Fractura e Inferência Bayesiana	102
4.7.	Síntese e Interpretação dos Resultados	107
5.	Conclusões, Aplicabilidade e Desenvolvimentos Futuros	111
5.1.	Conclusões e Aplicações.....	111
5.2.	Desenvolvimentos Futuros.....	114

Agradecimentos

Muitas foram as contribuições que possibilitaram a conclusão do presente trabalho. Por todas elas estou profundamente reconhecido e aproveito este espaço para expressar os seguintes agradecimentos:

Ao Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra pela disponibilização dos recursos humanos e técnicos imprescindíveis para lograr os objetivos a que me propus;

À coordenação do Mestrado em Construção Metálica e Mista pela disponibilidade em acolher as minhas sugestões sobre o tema do presente estudo;

À Professora Constança Rigueiro pela orientação deste trabalho, entusiasta, construtiva e rigorosa, que se principiou ainda antes do início dos estudos, com um profícuo aconselhamento e que se estendeu aos domínios técnico e formal da presente Dissertação;

Ao Professor Luís Borges, pela disponibilidade em orientar esta Dissertação apesar da distância física, acrescentando-lhe conhecimentos profundos no domínio da fadiga, que em muito enriqueceram este trabalho;

À empresa Subsea 7, particularizada nos Engenheiros João Canha, João Fonseca, Jérémy de Barbarin e Jérémy Auer, pela facultação dos dados relativos ao caso de estudo, pela extraordinária disponibilidade para discutir os diversos aspectos do dimensionamento e análise a horas tardias e pela revisão do trabalho;

Ao Engenheiro Aidin Rezvani Sarabi, pelas frutuosas conversas sobre a aplicação do programa de cálculo SESAM.

À Engenheira Ana Sousa pelos esclarecimentos nos domínios da Engenharia de Petróleos, da simulação de processos estocásticos e da programação em MathWorks Matlab / GNU Octave.

A todos os explicitamente referidos, e a tantos outros que contribuíram pontualmente com opiniões e sugestões, o meu Obrigado.

Resumo

Após uma exposição que abrange o fenómeno da fractura por fadiga em estruturas *offshore* fixas, a descrição sucinta do ambiente oceânico e os métodos de inspecção de estruturas metálicas, incluindo as formulações para a sua consideração na análise e dimensionamento, o presente estudo incide sobre as abordagens de cálculo conducentes à determinação da vida útil à fadiga das estruturas referidas.

Com o intuito de formular um método para a avaliação da vida residual à fadiga de estruturas fixas em ambiente oceânico, incorporando a informação decorrente das inspecções realizadas durante a vida das mesmas, estudou-se um conjunto de normas e recomendações mais recentes, particularmente as DNVGL-RP-C210. Estabeleceu-se, então, um método de cálculo compatível com as normas DNVGL e que se inicia com as análises correntemente usadas no dimensionamento deste tipo de estruturas. Com efeito, às *Análises Espectrais Globais*, efectuadas em programas de cálculo específicos, como o SACS ou o SESAM, sucederam-se a *Análise Probabilística Simplificada* para estimação da vida à fadiga mais provável para os pormenores relevantes, a *Análise Determinística* com os princípios da Mecânica da Fractura e, finalmente, a *Análise Probabilística* com inferência Bayesiana. Para os dois pretéritos passos do método formulado foi necessário conceber modelos matemáticos em ambiente MathWorks Matlab, sendo que para o último se empreendeu uma campanha de experimentação numérica com recurso ao método de Monte Carlo. A aplicação do método foi ilustrada e validada sobre um caso de estudo real. Para além do método concebido, que permite estimar a restante vida à fadiga de uma estrutura atendendo à informação adicional disponível, melhorar o conhecimento sobre a fiabilidade da estrutura e riscos da exploração, bem como sustentar o planeamento de inspecções futuras, foi possível lograr algumas conclusões adicionais. Entre elas estão diversas análises de sensibilidade e comparações entre conjuntos normativos e ferramentas de cálculo.

Palavras-Chave: *Fadiga; Vida útil à fadiga; Restante vida à fadiga; Extensão da vida à fadiga; Planeamento de inspecções; Métodos probabilísticos; DNVGL-RP-C210; Estruturas offshore fixas; Jackets; SACS; SESAM; MathWorks Matlab.*

Abstract

Following an exposition on the fatigue fracture phenomena at offshore structures, a description about the ocean environment and a few remarks on inspection methods for steel structures, including the mathematical formulae of all of the previous for engineering applications, this study embraced the fatigue life computation issue.

In order to attain a method for remaining fatigue life evaluation and extension for fixed ocean structures, taking into account the information gathered with site inspections, the most recent standards and recommendations have been evaluated, including DNVGL-RP-C210. Accordingly, a calculation method is formulated. It starts with *Global Spectral Fatigue Analyses*, necessarily undertaken for jackets' design and analysis procedures using proper software, such as SACS or SESAM. The subsequent steps include the *Simplified Probabilistic Fatigue Analysis*, to compute the most probable fatigue life for the significant structural details, the *Deterministic Fatigue Analysis*, with Fracture Mechanics formulae, and the *Probabilistic Fatigue Analysis*, deemed to apply the Bayesian inference approach. Both the former steps include Matlab programming to conceive the mathematical simulation models. The last of which enables the numerical experimentation with Monte Carlo Method. The method application has been exemplified and validated through a real case-study. Beyond formulating the method, which allows remaining fatigue life estimation with the inclusion of additional information, reliability and risk updating and evidence-based inspection planning, some further conclusions have been drawn. Among them are the parametric analyses, as well as software and standards comparison.

Keywords: *Fatigue; Fatigue life; Remaining fatigue life; Fatigue life extension; Inspection planning; Probabilistic methods; DNVGL-RP-C210; Fixed offshore structures; Jacket; SACS; SESAM; MathWorks Matlab.*

1. Enquadramento

1.1. Contexto

Dando cumprimento ao programa das Unidades Curriculares de Dissertação I e Dissertação II do segundo ano curricular da edição 2015-2017 do Mestrado em Construção Metálica e Mista da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra pretende realizar-se um trabalho expositivo com carácter científico relevante.

É, portanto, neste contexto que se enquadra a identificação de uma necessidade pertinente e presente, a pesquisa e síntese do conhecimento científico actual e a formulação de um método de análise conducente à satisfação da necessidade identificada. Adicionalmente, face ao interesse e à contribuição de uma empresa de prestação de serviços no domínio da indústria petrolífera, pretende aplicar-se o método sugerido a um caso de estudo real, validando-o e ilustrando a sua aplicação.

É pertinente referir que, para além dos limites temporais associados à duração das Unidades Curriculares, a extensão do presente relatório de Dissertação obedece a regras de estilo e formato inequívocas, das quais se destaca a limitação a oitenta páginas escritas em todo o documento.

1.2. Enquadramento do Tema

Actualmente é muito extenso o conjunto de plataformas petrolíferas fixas cuja vida útil, preconizada em projecto, se aproxima do fim ou já se esgotou. A este respeito importa referir que a vida útil considerada em projecto depende de sobremaneira da duração expectável da fase de produção do respectivo campo petrolífero. Consequentemente cabe à entidade que explora ou gere a produção definir, no programa base para o projecto das infra-estruturas, tal vida útil. Esta premissa está vertida nas principais normas nacionais e internacionais que regulamentam o projecto de estruturas *offshore*. É o caso das normas DNV-OS-C101 (DNV, 2015), DNV-OS-C201 (DNV, 2015a), NORSOK N004 (NORSOK, 2013), NORSOK N001 (NORSOK, 2012) e API RP 2A-WSD (API, 2014), para citar apenas algumas. Todavia, na ausência de um valor regulamentar, várias destas normas indicam mínimos para a vida útil à fadiga. No caso das duas primeiras refere-se o valor de 20 anos e, no caso da terceira, o de 15 anos. A última de entre as citadas refere 20 anos como um valor corrente.

Realça-se que a vida útil à fadiga de projecto não deve, por um lado, ser inferior à vida de serviço da estrutura, porque se afiguram complexas e onerosas intervenções de reparação e, por outro, não é economicamente viável que a primeira supere largamente a segunda porque a ruptura por fadiga é, geralmente, o aspecto condicionante do dimensionamento de plataformas fixas em águas extratropicais (Lotsberg *et al*, 2016). A fase de produção de um campo petrolífero *offshore* pode variar significativamente, correspondendo o intervalo de 30 a 50 anos a valores correntes (Heidmann, 2015). Portanto, a vida útil de projecto de plataformas *offshore* raramente é inferior a 30 anos (Reddy, Swamidas, 2014) e pode chegar a 70 anos (Gomes, Alves, 2011).

A proliferação destas estruturas deveu-se à necessidade de exploração de reservas petrolíferas em terrenos *offshore*, iniciada na década de 40 do século passado, primeiramente nas localizações a menores profundidades, por razões técnicas e económicas. Entendem-se por zonas geográficas menos profundas aquelas que ainda se inserem nas margens continentais, perfazendo cerca de 25% da área total dos mares e oceanos (Reddy, Swamidas, 2014). Apenas mais tarde, e em muito menor número, se construíram outros tipos de plataformas, flexíveis ou flutuantes, respondendo a desafios técnicos crescentes impostos pela procura de campos a maiores profundidades.

Actualmente existem, afectas à produção de hidrocarbonetos, mais de 7000 plataformas petrolíferas, nas águas territoriais de cento e vinte estados (Reddy, Swamidas, 2014). Destas, são cerca de 93% aquelas que se encontram a pequenas profundidades, sobretudo no Golfo do México, secundado pelo Mar do Norte (Gomes, Alves, 2011), (Sorensen, Ersdal, 2008).

Desta circunstância decorre a predominância de estruturas fixas face às flexíveis e flutuantes, cuja utilização é justificada para maiores profundidades. Pelas mesmas razões, de similitude de funções e condicionamentos físicos, as estruturas *offshore* fixas geralmente têm concepções estruturais e constituições idênticas, comungando virtudes e problemas. Importa recordar que as estruturas *offshore* fixas, ou *jackets* como são designadas no contexto da indústria petrolífera, distinguem-se das estruturas flexíveis ao terem frequências associadas aos modos de vibração em que predomine flexão global com valores sempre superiores à mais alta frequência de excitação das acções oceânicas incidentes, nomeadamente dos efeitos das ondas (CMM, 2016). É corrente que os *jackets* vençam profundidades inferiores a 300 metros. Há, contudo, casos excepcionais em que estas estruturas atingem os 400 metros, aproximadamente (CMM, 2016).

Tratando-se, predominantemente, de estruturas formadas por perfis tubulares soldados sujeitas às acções cíclicas em ambiente oceânico, constata-se que uma das principais evidências do esgotamento da vida útil das estruturas *offshore* fixas é o surgimento de danos associados a fenómenos de fadiga, sobretudo nas ligações soldadas. Nestas condições pode afirmar-se existir um conjunto alargado de estruturas semelhantes, expostas a acções cíclicas de natureza idêntica, e cuja integridade é afectada por fenómenos de fadiga. Uma porção significativa destas estruturas será idêntica também na idade, que se aproxima do seu limite projectado.

As actuais circunstâncias da indústria petrolífera, das quais faz parte uma queda de receitas nos anos mais recentes, colocam uma pressão adicional para a reformulação da exploração em algumas zonas geográficas. Em particular, os reservatórios petrolíferos em fases mais maduras da produção entram em depleção e apresentam um decréscimo da quantidade e da qualidade da produção, o que em paralelo com preços mais baixos de venda do crude faz diminuir a viabilidade económica de muitas explorações. Coincidindo, frequentemente, os reservatórios mais esgotados com as plataformas *offshore* mais antigas pode afirmar-se existir uma pressão adicional para que as já descritas estruturas em fim de vida sejam desmanteladas ou que seja prolongada a sua vida se puder ser encontrada uma forma economicamente viável de o lograr. Acresce que, em conformidade com o articulado da Convenção sobre a plataforma continental, aprovada na 1.^a Conferência de Direito do Mar, realizada em Genebra em 1958 (DL44490,1962), todas as estruturas marítimas têm que ser totalmente removidas após a sua utilização, o que resulta em custos de desmantelamento sempre elevados.

A necessidade de prolongamento da vida útil das plataformas impõe-se também noutros casos, em que o abandono do campo ainda não está em equação. Tal pode suceder devido à circunstância de se ter reavaliado o seu potencial empregando o conhecimento adquirido durante a sua exploração (Heidmann, 2015) ou para implementar tecnologias mais avançadas na produção, como é o caso da recuperação terciária, ou *Enhanced Oil Recovery* (Caleia Rodrigues, 2013), que prolongam a vida do campo petrolífero.

Se por um lado o desmantelamento (ou substituição das plataformas) tem custos elevados e riscos ambientais não despreciables, por outro, a extensão de vida útil destas estruturas também pode ser demasiado onerosa caso se pretenda o reforço ou a substituição de componentes. Consequentemente alvitra-se que uma opção eficiente e sustentável será a de aplicar métodos de análise e implementar programas de monitorização e avaliação de condição que justifiquem a extensão da vida útil das estruturas, evitando os custos de desmantelamento ou de reforço. Esta hipótese é, de resto, consistente com a recente tendência de munir os campos petrolíferos de equipamentos de aquisição, processamento e decisão, que possibilitam a sua gestão mais eficiente, correntemente denominada campos inteligentes, ou *i-fields*. (Gomes, Alves, 2011).

Neste contexto, importa referir que, a avaliação dos efeitos da fadiga em estruturas existentes, inclusivamente em ambiente oceânico, há muito que é feita através de inspecção e monitorização (CMM, 2016a). Contudo, o emprego sistemático dessas técnicas tradicionalmente não encontrou um enquadramento regulamentar que pudesse ser generalizadamente aceite por todas as entidades interessadas (Lotsberg *et al*, 2016) e que, portanto, servisse de base a estudos conducentes à extensão da vida útil à fadiga das estruturas.

Essa circunstância deve-se a vários factores associados à grande incerteza na análise dos efeitos da fadiga nas estruturas *offshore*. Entre eles estão a dificuldade em estabelecer relações entre a dimensão e qualidade das amostras inspeccionadas e a sua representatividade para a segurança das estruturas, a diferença entre a estimação do número de ciclos até à fractura através do uso das curvas S-N em projecto e as evidências experimentais e a grande dependência da vida útil à fadiga calculada pelos métodos da Mecânica da Fractura relativamente às premissas de base consideradas (Lotsberg *et al*, 2016), (CMM, 2016a). Também a aplicação de normas e procedimentos elaborados para as estruturas civis se demonstra desadequada às especificidades das estruturas *offshore*, pela natureza especialmente corrosiva do ambiente em que se inserem e às características oceânicas das acções a que são sujeitas.

Neste contexto, a entidade DNV GL (resultante da fusão dos organismos de classificação e certificação *Det Norske Veritas*, norueguês, e *Germanischer Lloyd*, alemão) empreendeu um programa de estudos que culminou com a elaboração das recomendações DNVGL-RP-C210 (DNVGL, 2015). Este documento trata de estabelecer os princípios de segurança estrutural aplicáveis, definir objectivos consistentes com os níveis de fiabilidade desejados, atender à incerteza das inspecções e das análises e produzir recomendações para a elaboração de planos de inspecção e para o cálculo da restante vida útil à fadiga das estruturas.

À semelhança das indústrias aeronáutica e da energia atómica (Vaidya, Rausand, 2011), que se afirmaram como pioneiras no uso da informação resultante das inspecções, quaisquer que sejam os resultados, para continuamente monitorizar e avaliar a vida útil à fadiga das estruturas, a indústria

petrolífera deu um passo importante na criação de uma abordagem holística que abranja o cálculo estrutural, a inspecção e o tratamento da incerteza. Trata-se, pois, de uma abordagem relevante e muito actual, que importa estudar.

1.3. Motivação e Propósito

Da situação descrita decorre a motivação para o tema que se propõe – averiguar a possibilidade de formular métodos de análise que permitam justificar a extensão da vida útil de estruturas *offshore* fixas, evitando os custos de desmantelamento ou de reforço. Para o efeito procurar-se-á incorporar um conhecimento mais abrangente do que aquele que permitiu projectar uma estrutura para uma determinada vida útil.

A análise, discussão e aplicação das recomendações DNVGL-RP-C210 constitui uma componente importante do estudo, na medida em que o seu campo de aplicação se enquadra perfeitamente nos objectivos que se pretende lograr. De resto, importa salientar que a referida se trata de uma publicação recente e inovadora na sua especificidade, emitida por uma entidade de grande crédito, cuja aplicação se prevê vir a ser generalizada e os seus princípios extrapoláveis para outras tipologias estruturais.

Tendo em conta o contexto e o tema enquadrados, sistematizou-se o propósito da presente Dissertação no cumprimento dos seguintes objectivos: a) Revisão e investigação sobre a problemática da avaliação da vida residual à fadiga de uma estrutura *offshore*; b) Avaliação e quantificação das acções que originam fenómenos de fadiga em ambiente oceânico; c) Avaliação da regulamentação e dos métodos de simulação numérica aplicáveis à análise dos efeitos da fadiga no dimensionamento de estruturas *offshore*; d) Formulação de um método para a estimação da vida à fadiga em estruturas *offshore* compatível com o emprego das recomendações DNVGL-RP-C210; e e) Aplicação e validação do método sugerido com recurso a um caso de estudo.

1.4. Organização

A presente Dissertação está organizada em cinco capítulos, para além do resumo, bilingue, e das referências bibliográficas. Após o presente primeiro capítulo, de carácter introdutório, expõe-se a temática em estudo num espaço de fundamentação teórica sucinta que contempla, ainda, o estado-da-arte mais relevante para os estudos ulteriores. No terceiro capítulo é formulado um método adequado à análise da extensão da vida útil à fadiga de estruturas *offshore* fixas, com base no articulado das recomendações DNVGL-RP-C210. O quarto capítulo trata da aplicação do método a um caso de estudo. Os estudos incluem a validação numérica do método e várias análises de sensibilidade. Por fim, o quinto e último capítulo resume as análises e conclui sobre os progressos que se espera ter alcançado com o trabalho, sem deixar de dar ênfase aos desenvolvimentos futuros esperados.

2. Fundamentos

2.1. Ruptura por Fadiga em Estruturas Offshore Fixas

2.1.1. Contexto da Ruptura por Fadiga

O termo fadiga é usado para descrever um fenómeno de degradação de materiais, não necessariamente metálicos, associado à sucessão de numerosas solicitações com intensidades não negligenciáveis. Tais solicitações, semelhantes ou não na sua intensidade, isoladamente não provocam a cedência ou a plastificação do material mas, acumuladas, levam à ruptura de um elemento estrutural e às consequências que daí resultarem para a estrutura. Trata-se, portanto, de uma designação baseada na natureza das acções e não no comportamento dos materiais. Tal conceito é particularmente conveniente do ponto de vista do dimensionamento das estruturas, já que permite que a análise estrutural se mantenha baseada na Teoria da Elasticidade, relacionando apenas acções de projecto com tensões elásticas delas resultantes.

Há, naturalmente, um fenómeno físico associado à ruptura por fadiga. Trata-se da fractura da secção resistente do material. Esta consiste no seccionamento completo de uma peça linear ou ligação estrutural, como corolário da propagação instável de uma fenda. Este tipo de ruptura não é precedido de uma deformação significativa dos elementos estruturais que possa constituir um sinal da sua eminência, característica que a torna particularmente perniciosa. É, portanto, uma ruptura frágil.

Embora geralmente potenciada pela sujeição do material a solicitações cíclicas, a fractura também pode ocorrer sob o efeito de solicitações constantes, desde que suficientemente intensas para fazer propagar uma fenda. Pode, portanto, afirmar-se que ao se abordar o tema da fadiga se está, de facto, a tratar de fractura induzida por solicitações cíclicas.

Já a utilização do termo ruptura acarreta um juízo sobre a integridade da estrutura. Com efeito, ocorre a ruptura por fadiga quando a fractura de um elemento estrutural, decorrente de repetidas solicitações, produz a ruína total ou parcial da estrutura.

2.1.2. Factores que Influenciam a Vida à Fadiga

A vida à fadiga de um elemento ou pormenor estrutural define-se como o número de ciclos de tensão que pode suportar até à ruptura. Para além das tensões incidentes, os factores que a influenciam são a geometria do pormenor ou do elemento estrutural, as características do material e o ambiente.

A gama de tensões (ou *stress range*) define-se, em cada ciclo, entre a tensão máxima e mínima, considerando os respectivos sinais. Importa referir que esta grandeza difere da amplitude de tensões, embora existam publicações que usam o termo amplitude em substituição da gama de tensões. Com efeito, a amplitude é um valor de tensão que sofre uma variação no tempo. No caso de uma variação sinusoidal, a gama de tensões é igual ao dobro da amplitude.

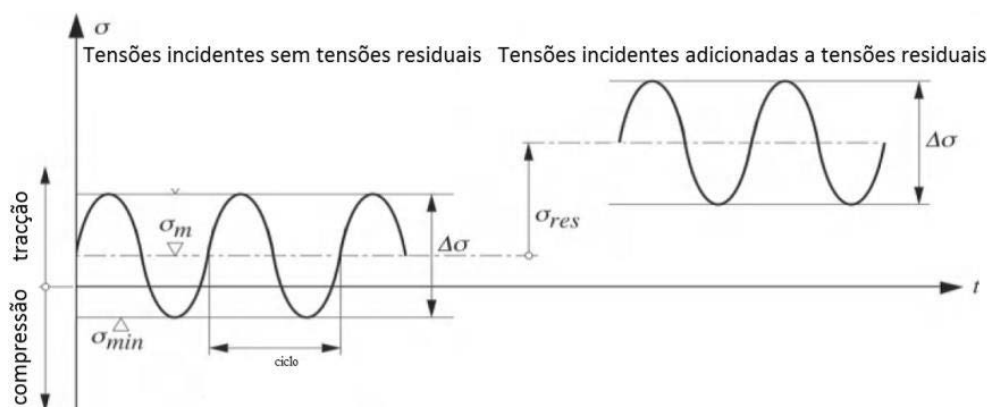


Figura 2.1 – Gama de tensões e tensões residuais (adaptado de Nussbaumer, Borges, Davaine, 2011)

Outros factores, como a tensão média em cada ciclo, sobretudo tratando-se de tensões de compressão, podem também ser relevantes, mas para o caso da fadiga em elementos sem singularidades. Importa observar que, em pormenores soldados, o campo de tensões é mais intenso e complexo que o de um elemento linear e, portanto, dificilmente se consegue induzir uma tensão de compressão eficaz na tarefa de evitar a abertura e fecho das fendas que originam a sua propagação (Nussbaumer, Borges, Davaine, 2011).

A geometria do pormenor construtivo, ou do elemento estrutural, é decisiva na iniciação e propagação das fendas porque as suas singularidades resultam em zonas de concentração de tensões. Transições de secção, desalinhamentos, furos ou entalhes, zonas filetadas de parafusos, sulcos e outras marcas de acções mecânicas exercidas sobre as superfícies dos elementos, por vezes usados para identificação de peças, e sobretudo soldaduras, são zonas em que ocorrem tensões locais muito mais elevadas que as tensões médias experimentadas pelo elemento estrutural. Portanto, são zonas com tendência para a existência de danos ou microfendas que facilmente tendem a se propagar.

A microestrutura, a composição química e as características mecânicas dos materiais têm uma influência significativa no processo de iniciação das fendas, constituindo-se, em muitos casos, como barreiras ao seu crescimento incipiente (Callister, 2007). A este respeito, a idade da estrutura constitui também um factor a ter em consideração. Nos aços mais antigos, anteriores à década de setenta do século passado, é frequente existirem zonas com segregações (concentrações elevadas de elementos não metálicos).

Todavia, estas características deixam de ser relevantes quando a fenda assume uma grande dimensão comparativamente à microestrutura do material e se entra na fase de propagação. No caso da construção soldada os aspectos aludidos não são muito significativos, já que do processo de soldadura resultam danos que iniciam as fendas, passando-se desde logo para a fase de propagação (Nussbaumer, Borges, Davaine, 2011).

A influência do ambiente faz-se sentir, essencialmente, a dois níveis. São eles a temperatura e a agressividade (ou corrosividade) do meio. No primeiro caso, constata-se que temperaturas muito elevadas estão relacionadas com uma maior velocidade de propagação das fendas – o que apenas é relevante no contexto das indústrias aeronáutica, mecânica e da energia atómica (Nussbaumer, Borges, Davaine, 2011) – mas também que temperaturas especialmente baixas estão associadas a menores

comprimentos críticos das fendas, ou seja, a fractura é mais precoce, devido à menor tenacidade dos materiais a baixas temperaturas. Temperaturas baixas são, também, um aspecto que influencia o fenómeno da fissuração induzida pelo hidrogénio. Este fenómeno potencia a iniciação de fendas e, consequentemente, acelera a ruptura por fadiga. As fendas geradas por este mecanismo são finas, difíceis de detectar e só se tornam aparentes várias horas após a execução das soldaduras, eventualmente já após a realização de ensaios não-destrutivos. Este cenário decorre na existência de uma quantidade significativa de pequenos defeitos que rapidamente podem evoluir para fendas. A fissuração induzida pelo hidrogénio é recorrente em estruturas metálicas inseridas em ambientes a baixa temperatura, constituídas por elementos soldados de grande espessura (Loureiro, 2013).

A agressividade do meio está associada à corrosão dos materiais. Os efeitos da corrosão traduzem-se na perda de espessura útil dos elementos metálicos e, especialmente, na criação de pontos preferenciais de desagregação do metal, ou *pitting* (corrosão por picadas). O primeiro resulta no aumento das tensões incidentes e o segundo constitui zonas de concentração muito significativa de tensões, o que está associado à iniciação de fendas (Rahgozar, Sharifi, 2011).

2.1.3. Do Dano à Fractura

A evolução dos danos causados pela fadiga pode ser sistematizada em dois períodos. Trata-se da iniciação e da propagação de uma fenda. Ao segundo sucede-se a fractura da secção. O período de iniciação pode ainda ser dividido entre o escorregamento cíclico, a nucleação da microfenda e o crescimento da microfenda. Já o período da propagação é caracterizado pelo crescimento macroscópico da fenda (CMM, 2016a).

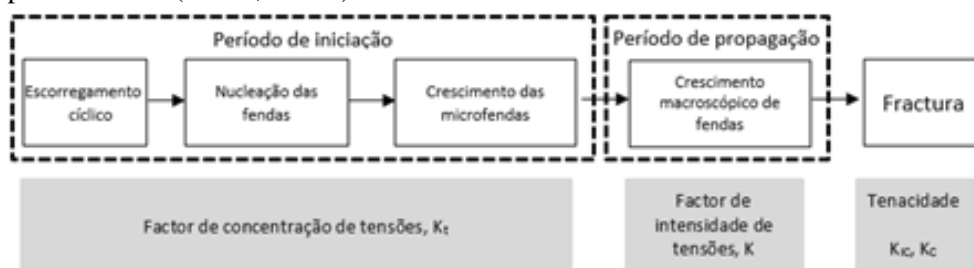


Figura 2.2 – Períodos da evolução de uma fenda (adaptado de CMM, 2016a)

Para a caracterização numérica dos referidos períodos definem-se parâmetros que traduzem as grandezas mais relevantes. No período de iniciação é relevante o factor de concentração de tensões, K_t , no período de propagação importa o factor de intensidade de tensões, K e, por fim, o momento em que ocorre a fractura pode ser estimado a partir da tenacidade à fractura, K_C .

2.1.4. Iniciação de Fendas

A iniciação de uma fenda pode decorrer de um dano (uma descontinuidade geométrica) induzido por um processo térmico, mecânico (corte ou soldadura, por exemplo) ou electroquímico (de corrosão). Alternativamente, na ausência de tal singularidade, pode dever-se a uma inclusão, impureza ou irregularidade superficial no metal de base. Em qualquer caso, trata-se de uma descontinuidade na

microestrutura que assume uma forma com extremidades agudas, funcionando como microfenda passível de progredir. Outra possibilidade de iniciação de uma fenda reside na concentração de deformação plástica entre determinados planos da estrutura do material, orientados de tal forma relativamente às tensões incidentes que ocorre deformação por corte entre eles. Constituem-se assim pontos de acumulação de deformação plástica com uma configuração análoga a fendas iniciais (Ljustell, 2013). Para contextualizar o fenómeno importa referir que a dimensão da fenda inicial não excede, correntemente, 0.1 mm (Nussbaumer, Borges, Davaine, 2011).

Face à profusão de danos iniciais e tensões residuais nas zonas de ligações estruturais, sobretudo soldadas, e ao facto de estas se constituírem como zonas preferenciais para a concentração de tensões se justifica que as fendas e a consequente fractura por fadiga ocorram geralmente nas ligações e não no metal base em elementos lineares (Fricke, 2015).

2.1.5. Propagação de Fendas

Ao período de iniciação das fendas sucede-se o de propagação. A propagação das fendas é, a nível atómico, a quebra sucessiva das ligações entre os átomos da estrutura do material. Por conseguinte, geram-se superfícies de descontinuidade e a fenda tende a crescer. Este fenómeno pode ser entendido como a adaptação da estrutura do material a um estado de tensão crítica. Note-se que a aplicação de um estado de tensão a uma estrutura susceptível, ou seja, já com uma fenda ou microfenda, pode não conduzir à propagação desta, se não for atingido o nível crítico de tensão na extremidade da fenda. Tal nível crítico de tensão depende das características do material. Por exemplo, obstáculos como o perímetro granular, inclusões ou a orientação dos grãos exercem oposição ao crescimento da extremidade da fenda. Tal oposição varia com essas características do material (Ljustell, 2013).

Todavia, a aplicação de uma solicitação cíclica com uma tensão inferior à referida tensão crítica pode, ainda assim, resultar na propagação da fenda. É o que sucede no fenómeno da fadiga, por oposição à fractura a tensão constante ou continuamente variável e deve-se à plasticidade local do material, associada aos ciclos de abertura e fecho da extremidade da fenda. Observa-se que a plasticidade local ocorre ainda que a tensão aplicada a um nível macroscópico não exceda o limite elástico do material (Ljustell, 2013).

Do mecanismo de propagação das fendas faz parte a abertura, a criação de uma superfície por deformação na extremidade da fenda, o alargamento dessa superfície, o fecho da fenda e, novamente, a abertura da fenda e de uma extremidade já incrementada pela deformação ocorrida no ciclo anterior (Reddy, Swamidas, 2014).

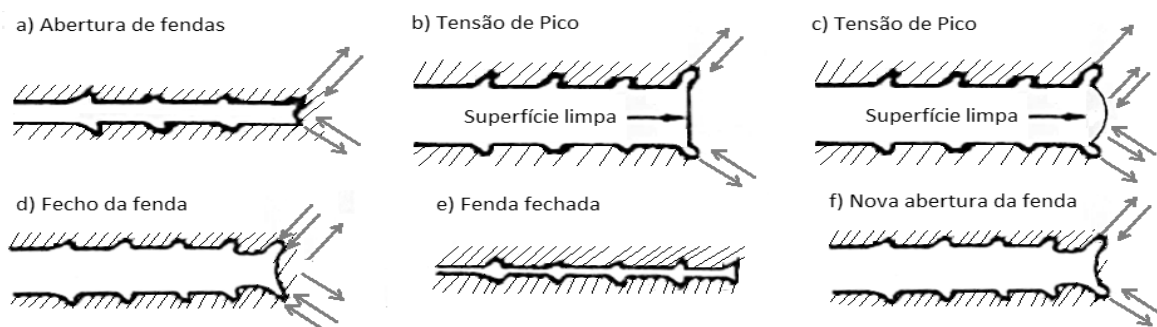


Figura 2.3 – Progressão das fendas em ciclos consecutivos (adaptado de Reuben, 1990)

Relativamente à morfologia da propagação das fendas é possível distinguir dois cenários. No primeiro, em que a fenda se propaga a partir de deformações plásticas acumuladas entre planos de corte, o início da fase de propagação tende a assumir uma direcção consistente com as tensões de corte (a direcção da progressão da fenda é diagonal à direcção das tensões induzidas pela solicitação). Posteriormente ocorre, geralmente, a mudança de direcção para uma perpendicular à direcção da tensão principal do elemento (Loureiro, 2015), o que já se relaciona com o modo de ruptura de separação dos blocos separados pelo plano de fractura (Figura 2.4).

Trata-se, portanto, de uma configuração relacionada com a macroestrutura do elemento.

Estas duas fases são distintas na velocidade de propagação da fenda, muito superior na segunda, e também na aparência das faces criadas pela fenda. Na primeira fase a aparência da face é regular e na segunda granular e rugosa (Moura Branco *et al*, 1999).

No segundo cenário, em que a fenda se propaga a partir de uma inclusão ou microfenda existente, então a sua direcção na primeira fase pode começar por ser diagonal à tensão principal ou, desde logo, perpendicular (Ljustell, 2013).

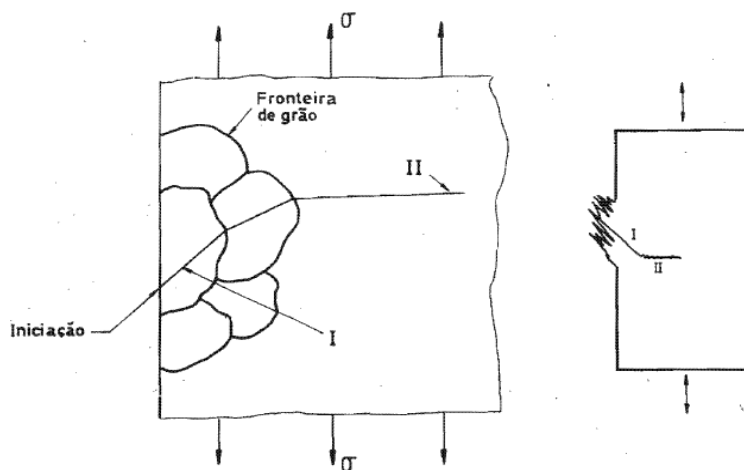


Figura 2.4 – Fases do primeiro cenário de propagação de fendas (Moura Branco *et al*, 1999)

Após estas fases, a propagação entra numa outra fase, instável, que resulta rapidamente na fractura.

2.1.6. Nomenclatura Usada nas Formulações de Cálculo

Para verter os fenómenos descritos em procedimentos de cálculo e análise tornou-se necessário convencionar nomenclaturas que traduzam as grandezas e os parâmetros de estudo. Para facilitar a

legibilidade dos próximos parágrafos desta fundamentação faz-se uma breve resenha de parte do léxico mais relevante.

Entende-se por *Tensão Directa* aquela que se faz sentir num elemento estrutural, e que pode ser determinada pela aplicação dos princípios da *Teoria da Elasticidade*. No contexto do cálculo dos efeitos da fadiga, para além as tensões nos elementos estruturais, são particularmente relevantes as tensões nos pormenores em que é mais verosímil a ocorrência de fendas. Nos cálculos mais simplificados considera-se a tensão no elemento estrutural na zona em que se situe um pormenor ou singularidade que se pretende estudar. Trata-se da *Tensão Nominal* que, incluindo os efeitos de *shear lag* e da instabilidade local que conduz à definição de secções efectivas, não contempla os efeitos das tensões residuais ou das concentrações de tensões nas singularidades geométricas.

Importa distinguir a tensão directa da *Tensão Normal*. A última, embora possa ser usada para referir uma tensão directa cuja única componente é perpendicular à secção transversal de um elemento linear é, correntemente usada nos estudos sobre fadiga para referir tal tensão num cordão de soldadura.

Contudo, alguns métodos de cálculo requerem a utilização de valores de tensões nos pormenores estruturais onde esteja vertido o aumento decorrente da geometria das singularidades. Para o efeito, uma das possibilidades é a utilização da *Tensão Nominal Modificada*, também designada *Tensão Nominal Local*. A modificação consiste na multiplicação do valor da tensão nominal por um factor de concentração de tensões, que reflecta determinadas particularidades, normalmente geométricas (por exemplo furos, cortes, espessuras dos elementos, etc.). Não é corrente que tais factores contemplem os efeitos das tensões residuais ou das soldaduras. Uma outra opção consiste no cálculo directo das tensões atendendo à geometria real dos pormenores, incluindo as suas singularidades. Com recurso a métodos analíticos avançados ou a simulações numéricas (com o Método dos Elementos Finitos, por exemplo) determina-se, portanto, a *Tensão Geométrica*, também denominada *Tensão Estrutural* ou *Tensão no Hot-Spot*. Ainda assim, importa referir que esta tensão ignora os efeitos locais das pequenas descontinuidades, como soldaduras, fendas, ou as tensões residuais. Torna-se pertinente esclarecer, aqui, que um *hot spot* é um ponto na estrutura onde é esperado o surgimento de fendas, devido à sua propensão para níveis de tensão locais mais elevados.

Quando os métodos numéricos de cálculo empreendidos compreendem a simulação de um entalhe (*notch*, *v-chevron* ou *v-notch*) ou uma fenda resulta, da análise elástica de tensões, a *Tensão Local Elástica no Entalhe*. Assim, torna-se possível determinar os efeitos associados às soldaduras ou a outros danos iniciais, traduzidos em tensões de pico que se somam à tensão estrutural, ao contrário das pretéritas grandezas enunciadas. É particularmente relevante a referência ao facto de se tratar de uma tensão elástica, já que da consideração do entalhe, ou fenda, não faz parte a simulação da plasticidade na sua extremidade como fenómeno responsável pela propagação da fenda. A análise é efectuada em regime elástico. Ainda assim, é conveniente observar que há aproximações associadas à simulação do entalhe, como a consideração de um raio de dimensões ínfimas para a terminação do entalhe. Deve-se a essa circunstância a habitual adição da designação “*efectiva*” à tensão em causa (DNVGL, 2015a).

2.1.7. Fadiga sob os Efeitos de Muitos e de Poucos Ciclos

Quando as solicitações resultam na imposição de tensões mais elevadas nos materiais estruturais, excedendo o seu limite de cedência, ocorrem deformações plásticas cíclicas. Neste cenário, ainda que não ocorra prontamente ruptura do material por plastificação, ocorrerá ruptura por fadiga após um número de ciclos de solicitação muito inferior ao habitual quando as tensões são menos elevadas. Este fenómeno designa-se fadiga oligocíclica, ou *Low-Cycle Fatigue*, LCF. A fadiga oligocíclica é um fenómeno marcadamente não linear, estando associada à cedência do material nos ciclos e contraciclos das solicitações. Do ponto de vista analítico é útil definir uma fronteira entre os conceitos de fadiga oligocíclica e de fadiga de muitos ciclos. Trata-se, contudo, de um juízo de Engenharia, sustentado por um número elevado de observações. Diversos autores indicam valores limite de número de ciclos para a fadiga oligocíclica. Schijve (Schijve, 2009) refere 10^3 ciclos, sendo o limite de 10^4 indicado em (Nussbaumer, Borges, Davaine, 2011) e (Krasovskyy, Virta, 2015).

Contudo, mesmo nas estruturas profusamente solicitadas por tensões de menor amplitude, ou seja, sujeitas a fadiga de muitos ciclos ou *High-Cycle Fatigue*, HCF, a interacção entre LCF e HCF pode ser um aspecto determinante para a sua ruptura por fadiga. É o caso das pontes, sujeitas pontualmente a solicitações mais intensas, às estruturas de edifícios que sejam sujeitas periodicamente a acções sísmicas de baixa intensidade, a diversas aplicações nos domínios da aeronáutica e da engenharia mecânica, mas também das estruturas em ambiente *offshore*, que são sujeitas a uma combinação de acções oceânicas de baixa intensidade e outras, pontuais, de maior intensidade. Trata-se de um campo em que o conhecimento actual pode ainda ser deficitário (Karunananda et al, 2012) e no qual se registam várias evoluções.

2.1.8. Particularidades dos Problemas de Fadiga em Estruturas Offshore

Vários dos factores que tornam uma estrutura verosímil aos efeitos da fadiga estão presentes nas estruturas *offshore* fixas. Entre eles contam-se a agressividade do meio, a dificuldade de acesso ou a inacessibilidade de partes da estrutura para inspecção e manutenção, bem como o elevado custo dessas operações nos casos em que são possíveis, a permanente sujeição a acções cíclicas de intensidade variável induzidas sobretudo pelas ondas, mas também pelas correntes e pelo vento, os danos decorrentes do transporte marítimo das estruturas antes da sua instalação e a circunstância de tipologia estrutural se caracterizar pela construção soldada com elementos metálicos de grande espessura e cordões de soldadura tendencialmente muito espessos. Já se referiu que este último aspecto, associado às baixas temperaturas que caracterizam várias das zonas geográficas em que se construíram estruturas *offshore*, as torna particularmente susceptíveis ao fenómeno da fissuração induzida pelo hidrogénio.

A propósito dos efeitos da agressividade do meio, importa apresentar resultados de estudos (Zeinoddini et al, 2015) que relacionam o meio com a resistência à fadiga.

Importa, contudo, distinguir a estrutura submersa, ou situada na zona alternadamente submersa e seca, das plataformas – a qual se tratou no pretérito parágrafo – da estrutura do e sobre o *topside*. Com efeito, esta última é mais acessível, recorre tendencialmente a elementos de menor espessura e, sobretudo, não está sujeita às acções das ondas. Todavia, será sujeita a outros problemas de fadiga, como é o caso das torres e chaminés (para *flaring*, por exemplo) cujos problemas de fadiga são os habitualmente reportados para as chaminés e torres de comunicações esbeltas, sob os efeitos do vento.

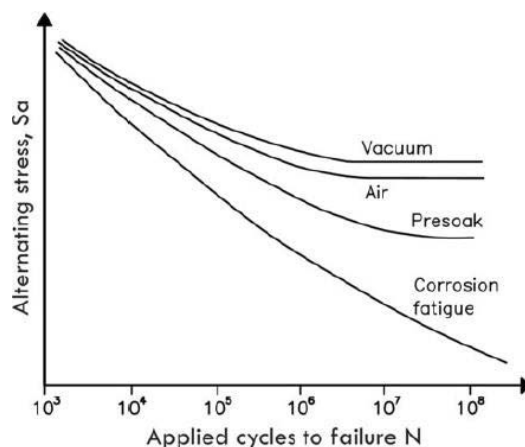


Figura 2.5 – Relação entre o ambiente e a resistência à fadiga de estruturas metálicas (Zeinoddini *et al*, 2015)

2.1.9. Breve Cronologia dos Procedimentos, das Recomendações e dos Regulamentos

Os estudos sobre fadiga e fractura são centenários (Ribeiro, Correia, 2011) e cedo convergiram, permitindo formular métodos e procedimentos próximos dos que hoje ainda são usados. Constituem marcos históricos os estudos de Wöhler sobre fadiga (Wöhler, 1860). Estes, sucedendo e consubstanciando as contribuições de Rankine, de 1842 (Ribeiro, Correia, 2011), permitiram alvirar que os elementos com geometrias propensas à concentração de tensões seriam igualmente verosímeis à iniciação e propagação de fendas, ainda que sujeitos a tensões bastante inferiores à tensão de cedência do material. Com base no trabalho de Wöhler foi possível formular expressões que traduzissem a vida à fadiga finita (Basquin, 1910), contribuindo para a afirmação das curvas S-N, ou curvas de Wöhler, como ferramentas centrais no estudo da fadiga.

Para a fundação da Mecânica da Fractura clássica foram muito significativos os contributos de (Griffith, 1920), (Irwin, 1960), (Paris *et al*, 1961), (Paris, Erdogan, 1963) e (Morrow, 1965). O primeiro desenvolveu um critério de instabilidade para fendas em materiais frágeis (vidros e cerâmicos) com base na variação da energia potencial. Já os trabalhos da década de 60 do século passado permitiram reconhecer a importância da deformação plástica na progressão das fendas, dando origem a conceitos como o factor de intensidade de tensão e o factor de intensidade de tensão crítico, o que permitiu descrever com maior acuidade o fenómeno da propagação das fendas (Wang, Chui, 2010). A última das contribuições citada é francamente pertinente por ter conseguido coligir, numa única formulação, as componentes elástica e plástica da deformação.

Na contabilização da acumulação dos danos de fadiga é de emprego generalizado a regra de Miner (ou Palmgren-Miner), de 1945, baseada e sucedânea do trabalho de Palmgren, de 1924 (Ribeiro, Correia, 2011).

A generalidade dos desenvolvimentos descritos, ocorridos no domínio da Mecânica da Fractura, teve lugar no contexto das indústrias aeronáutica, naval e da defesa, primeiro no Reino Unido e depois nos Estados Unidos da América.

Do ponto de vista regulamentar as primeiras normas dedicadas a estruturas de engenharia civil, a nível europeu, em que se abordou o dimensionamento aos efeitos da fadiga datam de 1974 (DIN 15018) e 1980 (BS 5400-10). Foram, contudo, as recomendações da IIW (*International Institute of Welding*) de 1982 (IIW, 1982) e da ECCS (*European Convention for Constructional Steelwork*) em 1985 (ECCS, 1985) que inauguraram procedimentos semelhantes aos que ainda estão em uso, como é o caso das curvas S-N normalizadas.

No contexto das normas e recomendações específicas para o dimensionamento de estruturas *offshore* – cuja relevância é realçada pela inaplicabilidade das restantes normas ao ambiente oceânico – são de uso mais difundido os documentos OS-C101 e OS-C201 da DNV, N004 da NORSOK e RP 2A-WSD da API. A primeira tem versões de 2000, 2004, 2008, 2011, 2014 e 2015, assumindo, em 2016, a denominação de DNVGL-OS-C101 e a segunda foi publicada em 2002, 2005, 2008, 2011, 2012, 2014, 2015, passando a designar-se DNVGL-OS-C210 em 2015. A norma NORSOK tem versões de 2004 e 2013 tendo a elaborada pelo *American Petroleum Institute* seis edições, entre 1993 e 2014. Não obstante, a DNV elaborou uma recomendação específica para o dimensionamento aos efeitos da fadiga em estruturas *offshore*. Trata-se da RP-C203, com edições de 2001, 2005, 2008, 2010, 2011 e 2012, sendo substituída em 2015 pela recomendação DNVGL-RP-0005.

A aludida inaplicabilidade das normas de referência no domínio das estruturas metálicas a realizações em ambiente oceânico refere-se, entre outras, ao Eurocódigo 3. Entre as razões para que assim aconteça, entre vários aspectos práticos, como a incapacidade para definir as acções em ambiente oceânico a partir dos restantes Eurocódigos e as diferenças nas especificações relativas aos materiais estruturais, é determinante a falta de especificações para a consideração dos efeitos da corrosão na resistência à fadiga. Sem esta valência não é possível avaliar convenientemente a resistência à fadiga em estruturas em ambiente oceânico. De resto, todas as normas e recomendações aplicáveis aos dimensionamento e análise de estruturas *offshore* têm, necessariamente, um âmbito restrito. A recomendação DNVGL-RP-0005, para além da já referida limitação à HCF, está cingida a aços com tensão de cedência não superior a 960 MPa em ambiente seco ou 550 MPa submersos em água do mar, bem como a temperaturas inferiores a 100°C (embora este último limite posse ser estendido).

2.1.10. Abordagens Possíveis para o Dimensionamento à Fadiga

Estabelecer metodologias de análise e cálculo exige, em primeiro lugar, assumir uma filosofia que enquadre os vários aspectos relacionados com as acções, os modos de ruptura, os métodos de cálculo e a monitorização. Com efeito, há diversas filosofias aplicáveis aos problemas de fadiga. Uma delas é a filosofia *safe-life* (ou *tempo de vida garantido* na versão portuguesa do Eurocódigo 3). Os métodos enquadrados nesta filosofia não contemplam danos iniciais e as fases de iniciação e propagação são tratadas indistintamente. O objectivo é que, no período de vida determinado, as fendas não ultrapassem a fase de iniciação. Do ponto de vista prático, esta filosofia obriga ao dimensionamento dos elementos estruturais para que tenham uma vida infinita à fadiga para as acções expectáveis ou à substituição dos elementos uma vez atingida a sua vida finita, se assim tiverem sido projectados.

Desta filosofia resulta um dimensionamento pouco económico e a impossibilidade de usar informação disponível no incremento do conhecimento sobre a estrutura. Estas circunstâncias demonstraram-se

incomportáveis para várias indústrias, primeiramente para a aeronáutica, na qual o aumento das quantidades materiais associadas à diminuição das tensões incidentes para níveis compatíveis com uma vida infinita à fadiga são dificilmente conciliáveis com as exigências do voo. Foi, portanto, sem surpresa que se observou nessa indústria a evolução para um outro paradigma na gestão dos efeitos da fadiga nas estruturas (CMM, 2016a).

Essa outra filosofia designa-se *damage-tolerant* (ou *dano controlado* na versão portuguesa do Eurocódigo 3). Nos métodos de cálculo que dela decorrem assume-se a existência de danos iniciais e a realização de inspeções periódicas para monitorizar a evolução dos danos e garantir os níveis de fiabilidade. A dimensão do dano, usualmente considerada, equivale à maior dimensão que pode não ser detectada com o método de inspeção usado (Ljustell, 2013). Calcula-se, então o número de ciclos necessário para fazer progredir a fenda até à dimensão em que se dá a fractura, aplicando os princípios da Mecânica da Fractura.

Por consequência, a filosofia *damage-tolerant* adequa-se à avaliação da vida residual à fadiga, enquanto a *safe-life* se adequa melhor à estimação da vida total. No contexto da extensão da vida útil à fadiga de estruturas é, naturalmente, a abordagem *damage-tolerant* que se impõe relevante.

Para além das duas filosofias citadas (IPQ, 2010) existem várias outras, como a *infinite life design* e a *fail safe design* (IIW, 2008). Embora não sejam idênticas às acima explicadas têm, com elas, várias semelhanças. Também nestas duas a principal característica reside na necessidade de inspeções à estrutura durante a sua vida, que se verifica na segunda e se dispensa na primeira.

Enquadráveis nas filosofias directrizes existem diversas abordagens de cálculo. Estas podem ser agrupadas conforme suas principais características. Por um lado, distinguem-se das abordagens que fazem recurso às formulações da Mecânica da Fractura para a simulação da propagação de fendas até à fractura, aquelas que consistem no uso de relações que traduzam a resistência à fadiga em função do número de ciclos de solicitação e sua intensidade. Por outro lado pode agrupar-se cada um dos métodos usados para a avaliação dos efeitos da fadiga em função dos parâmetros considerados sintomáticos dos danos de fadiga (CMM, 2016a). Existem métodos à base de tensões, métodos baseados em deformações e métodos energéticos.

Nos métodos baseados em tensões definem-se curvas que relacionam a gama de tensões actantes com o número de ciclos até à ruptura. São as designadas curvas S-N (S de tensão, *stress*, e N referente ao número de ciclos) ou curvas de Wöhler (Wöhler, 1860). Estas curvas, que se adequam sobretudo ao estudo em regime de elevados ciclos de fadiga, ou HCF, podem ser definidos pela relação de Basquin (1) ou pela relação de Morrow (2) (CMM, 2016a).

$$\Delta\sigma/2 = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (1)$$

$$\Delta\sigma/2 = (\sigma'_f - \sigma_m)(2N_f)^b \quad (2)$$

Nas pretéritas fórmulas $\Delta\sigma$ é a gama de tensões, σ'_f é o coeficiente de resistência à fadiga, N_f é o número de ciclos, b é o expoente de resistência à fadiga e σ_m é a tensão média dos ciclos.

Os métodos baseados em deformações usam-se, sobretudo, para a simulação do processo de iniciação das fendas. Também nestes se definem curvas, relacionando, porém, o número de ciclos com a

diferença de extensões. Entre as relações usadas para a definição dessas curvas encontram-se a de Morrow (3) (também de Coffin e Manson, de 1954) ou a de Smith-Watson-Topper (4) (CMM, 2016a).

$$\Delta\varepsilon/2 = \sigma'_f \cdot (2N_f)^b / E + \varepsilon'_f \cdot (2N_f)^c \quad (3)$$

$$\sigma_{max} \cdot \Delta\varepsilon/2 = (\sigma'_f)^2 \cdot (2N_f)^{2b} / E + \sigma'_f \cdot \varepsilon'_f \cdot (2N_f)^{b+c} \quad (4)$$

Complementarmente à simbologia já descrita refere-se que σ_{max} é tensão máxima, $\Delta\varepsilon$ é a diferença de extensões, E é o módulo de elasticidade, ε'_f é o coeficiente de ductilidade à fadiga e c é o expoente de ductilidade à fadiga. Nos métodos energéticos reconhece-se que o dano de fadiga pode ser traduzido pela área descrita pelos ciclos histeréticos referentes aos carregamentos cíclicos, visto que estes originam deformações plásticas na progressão da fenda. Admitindo uma relação de potência genérica (5) pode relacionar-se a energia associada à progressão das fendas com o número de ciclos através das expressões (6) ou (7) (CMM, 2016a), nas quais $f_1(\psi)$, $f_2(\psi_0)$, $f(\psi, \psi_0)$ e $g(N_f)$ são funções.

$$\psi = k(t)^\alpha + \psi_0 \quad (5)$$

$$f(\psi, \psi_0) = g(N_f) \quad (6)$$

$$f_1(\psi) = g(N_f) + f_2(\psi_0) \quad (7)$$

Concretizando sobre as possíveis abordagens anteriormente aludidas importa, no contexto desta fundamentação, descrever, para além das abordagens com os princípios da Mecânica da Fractura, cinco abordagens de entre aquelas que fazem recurso às relações que definem a resistência à fadiga a partir do número de ciclos de solicitação de projecto (Fricke, 2015). A imagem seguinte elenca as abordagens mais comuns.

Usando os princípios da Mecânica da Fractura, o parâmetro de fadiga é o comprimento da fenda ou a taxa do seu crescimento. Considerando uma fenda inicial, que pode corresponder a um defeito auditado ou a um valor convencional, determina-se a sua progressão (ou, pelo menos, a parte linear deste) através de uma lei de potência, por exemplo a de Paris-Erdogan (Paris, Erdogan, 1963), até se atingir o comprimento crítico. Para o efeito, pode relacionar-se o ritmo de crescimento, da/dN , com o factor de intensidade de tensões. É ainda possível incorporar formulações mais ou menos complexas, que simulem os efeitos relevantes, como é o caso do efeito do fecho das fendas, por exemplo.

No entanto, as abordagens mais usadas e mais vertidas nas normas e recomendações actuais baseiam-se em curvas S-N, obtidas a partir de ensaios a amplitude constante. Na circunstância de as amplitudes das solicitações consideradas serem variáveis é usado um critério de acumulação de dano. As abordagens deste tipo distinguem-se entre si no tipo de tensão considerada, que requererá diferentes esforços e complexidade de cálculo na sua determinação.

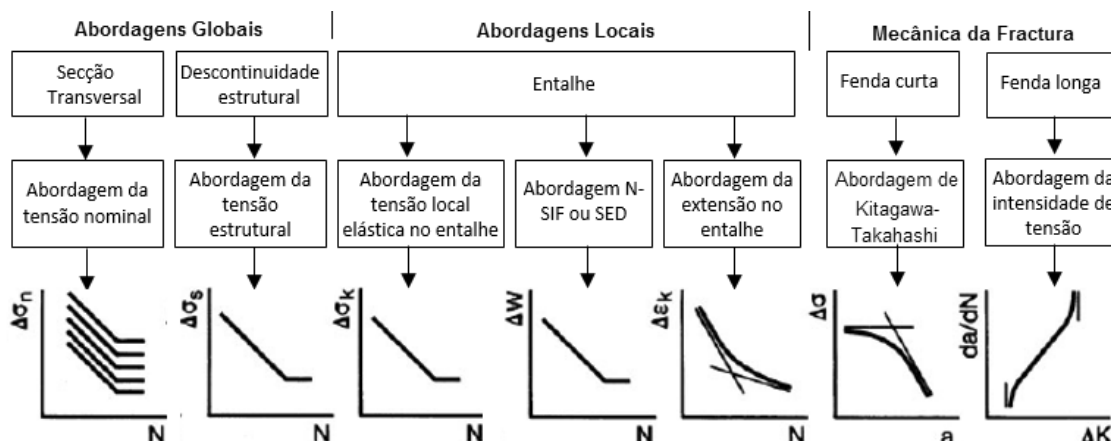


Figura 2.6 – Abordagens para a avaliação dos efeitos da fadiga (Fricke, 2015)

Entre as cinco abordagens supramencionadas contam-se a abordagem da tensão nominal, a da tensão estrutural, a da *Tensão Local Elástica no Entalhe*, a do factor de intensidade de tensões e a da *Extensão no Entalhe*. No primeiro caso, para além da consideração da tensão referida nos elementos estruturais, aplica-se um conjunto profuso de curvas S-N, adequadas aos diferentes pormenores estruturais. É a abordagem mais empregue, ainda que não dispense, na maioria das normas, alguns factores correctivos à determinação das tensões. Deve ser tida particular atenção para não exceder os limites de aplicabilidade dos pormenores definidos nas normas. No segundo caso, as curvas S-N usadas encerram em si menos factores correctivos, por se considerar uma tensão que já contempla alguns efeitos das singularidades. A terceira das abordagens aludidas já pressupõe o uso de uma tensão em que estão vertidos os todos os efeitos relevantes (ainda que de uma forma equivalente no que diz respeito à geometria do entalhe). Ainda assim é conveniente recordar que há efeitos que não são contemplados, como as tensões residuais, o que deve ser atendido na avaliação do critério de resistência à fadiga. Esta abordagem é ainda pouco usada, mas potencialmente muito melhor adaptada à realidade. A sua recomendação por parte de alguns documentos de referência (IIW, 2008) deixa antever o seu uso mais generalizado no futuro. Na quarta abordagem, as tensões embora teoricamente infinitas nos entalhes são, contudo, descritas pelo factor de intensidade de tensões “do entalhe”, o N-SIF, de uma forma semelhante ao que é feito para a extremidade das fendas. Também é corrente o uso da densidade de energia média de extensão, SED, num volume em torno do entalhe (Fricke, 2015). Um caso particular ocorre quando a abertura é nula. Nesse caso N-SIF assume os valores do factor de intensidade de tensões. O quinto, e último dos casos referidos, distingue-se pelo uso da deformação como parâmetro de controlo do modo de ruptura. Na deformação usada são contempladas as suas componentes elástica e plástica, incrementando a correspondência do método de cálculo ao fenómeno físico subjacente. Trata-se de uma abordagem mais adequada para a fadiga oligocíclica mas que, usualmente, requer análises não-lineares.

Em qualquer uma das abordagens, o mais relevante é garantir a adequação do critério de resistência à fadiga, por exemplo da curva S-N, à tensão que resulta da análise empreendida.

Todavia, importa referir que as diversas simplificações de cálculo que se impõem fundamentais para permitir que cada uma das abordagens descritas seja exequível, do ponto de vista do cálculo,

representam sempre limitações na fidelidade face aos fenómenos físicos que simulam. Por conseguinte, deve analisar-se o propósito de cada análise, o rigor dela pretendido e a complexidade do fenómeno para avaliar a admissibilidade dos métodos de cálculo a empregar. No caso particular das estruturas *offshore*, à semelhança das estruturas dos navios, os métodos baseados na regra da acumulação de danos não são considerados suficientemente adequados aos conjuntos muito complexos de acções experimentadas pelas estruturas (Wang, Chui, 2010), (Fricke, 2015). Recomenda-se o uso dos métodos que privilegiam os princípios da Mecânica da Fractura.

Esta asserção é corroborada por outros estudos, nomeadamente (Siriwardane *et al*, 2010), em que se demonstra que da aplicação da regra de Palmgren-Miner a casos em que o historial de solicitações é caracterizado por uma grande inconstância nas amplitudes das tensões resultam previsões pouco exactas da vida à fadiga. Este facto deve-se à não consideração da sequência das solicitações na abordagem de cálculo. Existem várias alternativas para superar esta limitação mas, baseando-se em modelos não lineares de fadiga, são de aplicabilidade restrita a casos práticos. Uma outra opção são as leis sequenciais de dano, como a proposta por Mesmacque *et al*, em 2005.

2.1.11. Fundamentos da Concentração de Tensões e da Mecânica da Fractura

Reduzir os fenómenos associados à fractura e à fadiga à forma de expressões cuja resolução analítica ou numérica seja possível e que requeiram uma quantidade de informação possível de se obter constitui a abordagem mais evidente e directa para o dimensionamento de estruturas para resistir aos efeitos da fadiga. É esse o objectivo do domínio da *Mecânica dos Sólidos* designado *Mecânica da Fractura*, cujos princípios se resume seguidamente.

Os processos de iniciação e propagação das fendas podem ser traduzidos num conjunto muito extenso e muito diverso de formulações analíticas. Desde as formulações iniciais do início do século XX a evolução tem sido constante e, frequentemente, com abordagens diferentes nos vários ramos da engenharia. Não obstante a evolução registada, a aplicação dos princípios da Mecânica da Fractura às diversas situações de cálculo ainda está associada a diversas aproximações. Por exemplo, as expressões seguidamente apresentadas foram inferidas, na sua generalidade, para materiais frágeis, mas aplicam-se a materiais com ductilidade, como o aço estrutural, desde que respeitadas algumas condições (Reddy, Swamidas, 2014). Outro aspecto da maior importância reside na alteração que a presença das fendas induz no campo de tensões e deformações dos elementos estruturais (Roylance, 2001). O fenómeno é bastante complexo, não sendo possível verter nas expressões analíticas todos os aspectos da geometria dos danos, da microestrutura dos materiais ou das tensões originadas. Recorre-se a juízos de engenharia e a aproximações razoáveis.

Para além de poderem constituir uma ferramenta para o dimensionamento à fadiga das estruturas, as expressões da Mecânica da Fractura são especialmente relevantes para avaliar a perigosidade de defeitos ou fendas, existentes ou potenciais (Lie, Yang, 2009).

Por conseguinte, as recomendações DNVGL-RP-0005 (DNVGL, 2015a) prescrevem o uso das expressões da Mecânica da Fractura para a avaliação da aceitabilidade de defeitos, da definição dos requisitos de fabrico e do planeamento das inspecções.

Os princípios da Mecânica da Fractura são bastante intuitivos. É evidente que singularidades geométricas em sólidos solicitados por forças ou pressões resultam em tensões locais muito elevadas, admitindo uma análise no domínio da elasticidade. Até às contribuições de Griffith, de 1920, (Griffith, 1920), as formulações vigentes, nomeadamente as decorrentes do trabalho de Inglis (Roylance, 2001) reflectiam estas considerações. Com efeito, a tensão na extremidade de uma fenda, cujas dimensões tenderiam para zero, teria que tender para infinito, levando a que, teoricamente, os materiais não tivessem qualquer resistência à fractura. Não é esse o caso, naturalmente, mas foi a aplicação do balanço energético a furos elípticos, feita por Griffith para o vidro e ainda ignorando os efeitos da plasticidade, que permitiu estabelecer as bases para a definição de um factor de concentração de tensões, para qualquer material frágil ou quase-frágil.

O *factor de concentração de tensões*, designado K_t ou, em inglês *stress concentration factor* (SCF) é o multiplicador que relaciona a tensão local máxima junto a uma singularidade com a tensão nominal no elemento em que essa singularidade se encontra, (8) e (9).

$$\sigma_{local} = SCF \cdot \sigma_{nominal} \quad (8)$$

$$K_t = \sigma_{max} / \sigma_m = \sigma_{local} / \sigma_{nominal} \quad (9)$$

Nestas expressões σ_{local} é a tensão local, $\sigma_{nominal}$ é a tensão nominal, σ_{max} é a tensão máxima na singularidade geométrica e σ_m é a tensão média no elemento.

Exemplificando, no caso aludido, de uma fenda elíptica, é possível deduzir o valor de K_t (10), considerando a a espessura da fenda e b o seu comprimento.

$$K_t = 1 + 2b/a \quad (10)$$

No caso de a fenda se prolongar em duas direcções, b será meio comprimento. Ou seja, numa fenda elíptica K_t tende para infinito quando a sua espessura tende para zero, como é intuitivo.

Para o efeito, considerou-se que a fenda se propaga quando ocorre uma diminuição global da energia do sistema. Igualando a energia elástica à energia das superfícies criadas obtém-se (11) com γ a tensão superficial (Reddy, Swamidas, 2014). Esta última trata-se, na verdade, da componente elástica da tensão superficial, γ_s , e pode, neste contexto, ser igualada a metade da taxa de libertação de energia num material frágil, G , conduzindo à dedução supramencionada. Trabalhos posteriores (Irwin, 1960) tiveram já em conta a componente plástica da deformação na extremidade da fenda, reconhecendo que a taxa de libertação de energia é, mais adequadamente, expressa por (12). Esta evolução na formulação permitiu suprir alguns desfasamentos face às evidências experimentais.

$$\sigma = \sqrt{2E\gamma/(\pi b)} \quad (11)$$

$$G = 2(\gamma_s + \gamma_p) \quad (12)$$

Face à sua importância prática para a previsão da iniciação das fendas, várias normas e recomendações definem directrizes para a determinação dos valores numéricos dos factores de concentração de tensões. As recomendações DNVGL-RP-0005 (DNVGL, 2015a) encontram-se nesse grupo. Ainda que não seja possível definir, inequivocamente, valores para todas as possíveis situações geométricas, este documento fornece os meios de cálculo destes factores para os casos mais comuns, recomendando o trabalho de (Efthymiou, 1988), de uso generalizado no contexto das estruturas *offshore*. Em sentido inverso, no Eurocódigo 3 (IPQ, 2010) não se definem valores para estes coeficientes.

Embora já haja um conhecimento profundo sobre os diversos fenómenos associados à iniciação das fendas, através de danos ou microfendas, a quantificação de um dano inicial para prossecução dos cálculos no domínio da propagação das fendas não é uma tarefa fácil. Esta circunstância deve-se, em primeiro lugar, à heterogeneidade das causas dos danos e à continuidade dos processos que constituem a iniciação e a propagação (Figura 2.7) e que, por isso, tornam difícil a definição formal de um dano inicial. Outra razão prende-se com a capacidade de observar os referidos danos, que se altera ao ritmo dos avanços nos meios técnicos, nomeadamente na microscopia. É também por estas razões que é corrente a utilização de conceitos *físico* ou *técnico* para caracterizar os danos (Fricke, 2015).

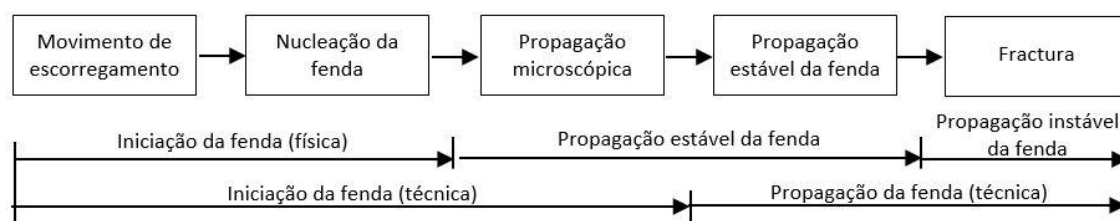


Figura 2.7 – Sequência dos fenómenos que constituem a iniciação e a propagação de fendas (Fricke, 2015)

Uma possibilidade é considerar que a extensão inicial da microfenda não excede os 0.1 mm, partindo de considerações metalúrgicas (Nussbaumer, Borges, Davaine, 2011), ou se situa entre 0.1 mm e 0.25 mm (Fricke, 2015). Todavia, este último intervalo já se encontra no domínio do comportamento das fendas curtas (Fricke, 2015). Por outro lado, existem também alguns valores indicados em normas e recomendações. As recomendações DNVGL-RP-0005 (DNVGL, 2015a), por exemplo, partem de observações e documentações feitas em raízes de cordões de soldaduras para indicar o valor de 0.5 mm. Por fim, uma abordagem pragmática é a de considerar a extensão inicial da fenda como o maior valor que esta pode ter sem que seja detectada pelos métodos de inspecção não destrutivos especificados para o controlo da execução da estrutura.

A abordagem ao problema da fractura com o balanço de energia, embora bastante útil na descrição fenomenológica, apresenta limitações de índole teórica, como a consideração da deformação plástica na extremidade da fenda, e prática, como a análise da propagação de fendas e dimensionamento de estruturas recorrendo apenas ao factor de concentração de tensões (Roylance, 2001).

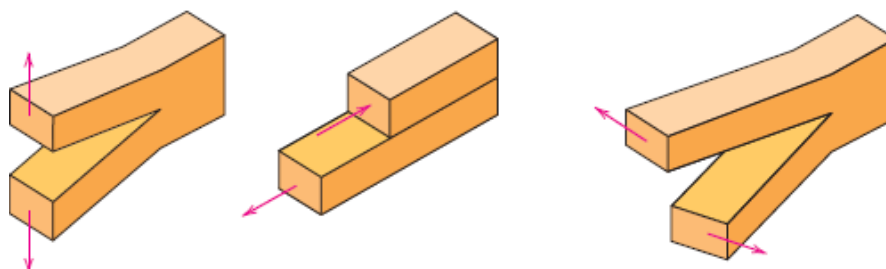


Figura 2.8 – Três possíveis modos de abertura de fendas (Callister, 2007)

Partiu-se então das considerações dos trabalhos percussores da abordagem do balanço de energia, nomeadamente a definição de três possíveis modos de ruptura num sólido de dimensões muito superiores à terceira (Figura 2.8), para formular a abordagem da intensidade das tensões.

Dentro dos modos definidos, o primeiro, ou *modo de abertura* (Reddy, Swamidas, 2014), é o mais relevante para a generalidade das aplicações em elementos estruturais metálicos e, para ele se definem as componentes da tensão na direcção de crescimento da fenda e na direcção perpendicular ao plano formado pela fenda, conforme a análise de Irwin-Westergaard, como (13) e (14), respectivamente. A tensão tangencial no plano define-se como (15). Nestas expressões, r e θ constituem as coordenadas polares da extremidade da fenda. Na direcção perpendicular ao plano do elemento intersectado pela fenda a tensão depende da consideração de um estado plano de tensão ou deformação. No primeiro caso a tensão é, naturalmente, nula e no segundo vale (17), com ν o coeficiente de Poisson.

$$\sigma_x = K/\sqrt{2\pi r} \cdot \cos(\theta/2) \cdot (1 - \sin(\theta/2) \cdot \sin(3\theta/2)) \quad (13)$$

$$\sigma_y = K/\sqrt{2\pi r} \cos(\theta/2) \cdot (1 + \sin(\theta/2) \cdot \sin(3\theta/2)) \quad (14)$$

$$\tau_{xy} = K/\sqrt{2\pi r} \cdot \cos(\theta/2) \cdot \sin(\theta/2) \cdot \cos(3\theta/2) \quad (15)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (16)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \text{ (no estado plano de deformação)} \quad (17)$$

O segundo e terceiro modos designam-se *modo de escorregamento* e *modo de rasgamento*. As pretéritas formulações também para eles foram desenvolvidas, mas não é pertinente vertê-las nesta fundamentação que se deseja breve.

Importa agora fazer algumas reflexões sobre as pretéritas expressões. Em primeiro lugar, a sua correcção formal está cingida à condição de proximidade à extremidade da fenda. Ou seja, quando r não é muito inferior a a há lugar à consideração de termos de ordem superior nas equações (Roylance, 2001). De entre os termos das equações é possível identificar, no denominador $\sqrt{2\pi r}$, a distribuição de tensões na extremidade da fenda e observar que quando a abertura da fenda tende para zero, a tensão tende para infinito. O factor K é o designado *factor de intensidade de tensões* e deve representar-se como K_I , K_{II} ou K_{III} conforme o modo a que se refere. Nas equações anteriores seria sempre K_I .

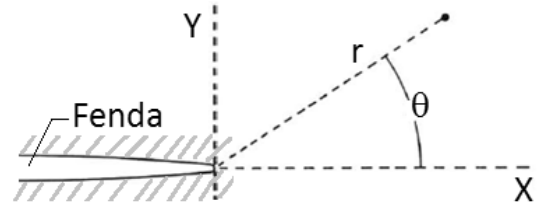


Figura 2.9 – Coordenadas polares da análise de Irwin-Westergaard (Irwin, 1960)

A definição do *factor de intensidade de tensão*, que traduz a intensidade de tensão na extremidade da fenda, deve-se ao trabalho de Irwin (Irwin, 1960). Dele resulta a equação (18). Nesta equação, σ é a tensão remota, a é o comprimento de uma fenda com propagação numa direcção ou metade do comprimento de uma fenda com propagação em duas direcções (também designado b , tal como em fórmulas anteriormente referidas) e Y é o *factor geométrico*, que depende da relação entre a dimensão da fenda e a dimensão do elemento em que ocorre, bem como da distância relativa entre a aplicação, remota, da tensão e a posição da fenda. Toma valores próximos de 1 quando a fenda é muito pequena proporcionalmente à dimensão do elemento em que ocorre.

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (18)$$

Com o *factor de intensidade de tensões* é possível relacionar analiticamente a tensão na extremidade de uma fenda com a tensão remota aplicada e com a geometria do elemento e da fenda, por um lado e, por outro, obter experimentalmente valores máximos admissíveis deste factor, para diversos materiais.

Com efeito, este conceito torna-se particularmente relevante, ao relacionar as grandezas significativas para o estabelecimento de um critério de ruptura por fadiga (Roylance, 2001). Por esta razão, o *factor de intensidade de tensões* máximo para um material é também designado *crítico*, medindo assim a tenacidade do material e representa-se K_c (ou K_{Ic} , K_{IIc} e K_{IIIc}) para atender aos modos de ruptura. De resto, é fácil demonstrar que a tensão de fractura na fenda será expressa por (19) (Roylance, 2001). O *factor de intensidade de tensão* relaciona-se com a taxa de libertação da energia elástica em estado plano de tensão como (20) e em estado plano de deformação como (21) (Loureiro, 2015).

$$\sigma_{fadiga} = K_c/Y\sqrt{\pi a} \quad (19)$$

$$K^2 = EG \quad (20)$$

$$K^2 = EG/(1 - \nu^2) \quad (21)$$

Os valores do *factor de intensidade de tensões crítico* são determinados para os diversos materiais num estado plano de deformações, por se tratar do estado em que o factor assume valores mínimos. Assim sucede porque é no estado plano de deformações em que a deformação plástica é mínima e, conseqüentemente, é também mínima a tenacidade do material. Pode afirmar-se, portanto, que a validade do valor de K_c , mínimo, é condição para a aplicação das expressões da *Mecânica da Fractura Linear Elástica* - MFLE (Loureiro, 2015).

Para o aço estrutural de alta resistência, o valor de K_{Ic} associado à progressão instável da fenda sob solicitações estáticas está compreendido no intervalo de cerca de 46 a 154 MN.m^{-1.5} (Loureiro, 2015), (Roylance, 2001), (Jackson, 1976). Porque a bibliografia é extensa nas unidades usadas para quantificar os valores de K_c importa recordar que 1 MPa.m^{0.5} equivale a 1 MN.m^{-1.5} e que $\sqrt{1000}$ N.mm^{-1.5} vale 1 MN.m^{-1.5} e, portanto, 1 MPa.m^{0.5}.

Num elemento solicitado com tensões nas direcções do seu plano, que se admite infinito, ocorre um estado plano de tensão nas suas superfícies e um estado plano de deformação no seu interior, as condições supramencionadas de validade da MFLE são mais verosímeis em elementos mais espessos. Nestes será possível conter as fendas na zona em que se verifica o estado plano de deformação.

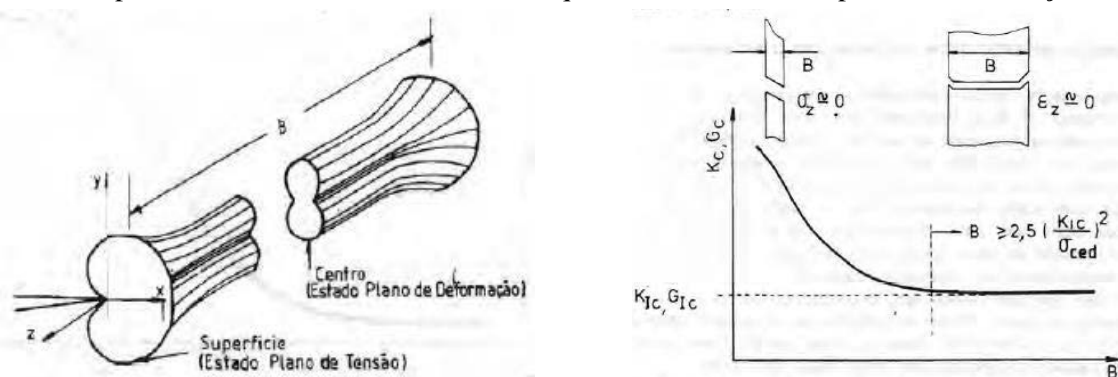


Figura 2.10 – Representação tridimensional dos estados de deformação e dependência da tenacidade e da orientação da superfície de fractura com a espessura. (ASTM E399-83 tradução de Moura Branco *et al*, 1999)

Esta condição pode ser transcrita na expressão originária das normas americanas ASTM, (22), em que B é qualquer uma das dimensões do elemento, nomeadamente a sua espessura.

$$B \geq 2.5(K_{Ic}/\sigma_{ced})^2 \quad (22)$$

Dentro do conjunto de aços de alta resistência usualmente empregues na construção metálica, em particular em estruturas *offshore*, decorre da pretérita expressão que a espessura mínima das partes dos elementos estruturais não deve ser inferior a valores entre 40 a 150 mm. Trata-se de um valor mais habitual em estruturas *offshore* que na construção metálica *onshore* e civil e, dentro da primeira, mais corrente nas zonas submersas que nos *topsides*, mas ainda assim nem sempre verificada em algumas situações, nomeadamente nos *jackets* menos profundos.

Importa pois analisar a pretérita condição. Na verdade, as condições teóricas para que seja o factor de intensidade de tensões a controlar o campo de tensões na extremidade da fenda são a existência de condições de fronteira no domínio da elasticidade e a despreciação contribuição dos termos de ordem superior na descrição da deformação (Ljustell, 2013). O que a pretérita expressão estabelece é condição de similitude o que, na prática, garante as condições teóricas primeiramente aludidas mas, em rigor, se deveria escrever (23), na qual k é um factor obtido experimentalmente ou através de simulações numéricas. O valor de k pode ser deduzido analiticamente como $\pi/4$ e experimentalmente até valores tão baixos quanto $1/15$ (Ljustell, 2013). Estes resultados sustentam uma validade mais generalizada da MFLE do que a primeira expressão pode sugerir.

$$B \geq k (K_{IC}/\sigma_{ced})^2 \quad (23)$$

Nas circunstâncias em que a MFLE não for aplicável existem outras abordagens alternativas, nomeadamente a da *Mecânica da Fractura Elastoplástica*. Esta diferencia-se da MFLE por incluir efeitos da deformação plástica da extremidade da fenda, que se traduz no incremento da sua abertura a partir do qual ocorre a sua propagação (Loureiro, 2015). Existem vários métodos que se enquadram neste contexto, também designado COD - *Crack Opening Displacement* (Moura Branco *et al*, 1999). Um deles é o do *Integral-J*. Nele utiliza-se o parâmetro J que pode ser interpretado como uma medida da tenacidade à fractura independente dos efeitos de escala, (24), com U a área sob a curva carga-deslocamento, B a largura do provete, W a altura do provete e a a dimensão da fenda. A aplicabilidade do método do *Integral-J* está dependente da verificação da condição (25), em que k_2 pode assumir um valor entre 25 e 100 (Ljustell, 2013).

$$J = 2U/(B(W - a)) \quad (24)$$

$$B \geq k_2 (J/\sigma_Y) \quad e \quad W \geq k_2 (J/\sigma_Y) \quad (25)$$

Outro método possível recorre ao conceito CTOD, ou *Crack Tip Opening Displacement*. A aplicação do conceito CTOD em projecto é menos frequente, não estando vertidas nas principais normas e recomendações de dimensionamento abordagens holísticas que dele façam recurso. Contudo é possível utilizar expressões semi-empíricas em algumas situações de projecto ou análise. Para o efeito estabeleceu-se um parâmetro adimensional (26), com $\sigma = \sigma_{LE} = \sigma_C$ a tensão de cedência do material, o qual pode ser calculado para cada situação com o objectivo de se garantir a observância das condições de não propagação da fenda, em curvas empíricas estabelecidas para os diferentes materiais, espessuras e temperaturas de serviço (Loureiro, 2015).

$$\varphi = E\delta/(2\pi\sigma a) \quad (26)$$

No estudo da ruptura por fadiga não é possível respeitar a condição da constância da tensão solicitante, que esteve subjacente às pretéritas formulações da Mecânica da Fractura. Contudo, é nos conceitos e

com os parâmetros anteriormente definidos nesse contexto que é possível descrever analiticamente os efeitos da fadiga até à ruptura por fractura.

Um avanço significativo foi alcançado com a contribuição de Paris e Erdogan (Paris, Erdogan, 1963) que, após reconhecerem a existência de três estágios distintos no fenómeno de iniciação e propagação de fendas até à fractura, estabeleceram uma Lei de progressão para o estágio em que esta é estável.

A Lei de Paris-Erdogan traduz a taxa de variação do comprimento da fenda relativamente ao número de ciclos de tensão experimentados, da/dN , em função do *coeficiente de intensidade de tensões*, ou seja, $da/dN = f(\Delta K)$ na qual actua uma variação de tensão $\Delta\sigma$, o que explica a designação de ΔK . Define-se, então, (27). Importa recordar que γ é, também, função do parâmetro a . Assim, ΔK será não-linearmente dependente da dimensão da fenda, bem como da gama de tensões aplicada. No primeiro estágio ocorre a iniciação da fenda. Todavia, a propagação só é despoletada para um valor do *coeficiente de intensidade de tensões* superior a um limite mínimo (ΔK_{th}), abaixo do qual não há contribuição para os danos. Ou seja, a lei de propagação inicia-se quando $\Delta K \geq \Delta K_{th}$.

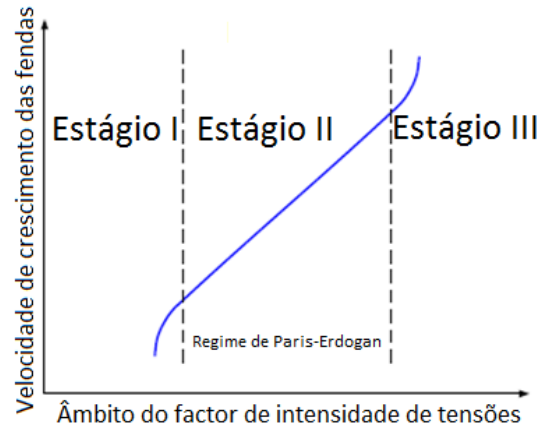


Figura 2.11 – Estágios de iniciação e propagação de fendas até à fractura

$$\Delta K = Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a}, \text{ onde } \Delta K = K_{\max} - K_{\min} \quad (27)$$

Observa-se, contudo, que para avaliar a condição supramencionada e, se for o caso, para iniciar os cálculos da progressão das fendas, é necessário arbitrar uma dimensão inicial para a fenda. Este valor designa-se a_0 e, nessas condições, ΔK diz-se ΔK_0 . Importa esclarecer que a grandeza designada ΔK_0 (ou K_0) pode não ser valorada como ΔK_{th} . Com efeito, a primeira refere-se ao valor de ΔK associado à fenda a_0 , que pode, ou não, ser suficiente para iniciar a propagação da fenda, ou mesmo exceder o referido limite mínimo. Ter-se-á uma igualdade entre ΔK_{th} e ΔK_0 quando o dano inicial causa, no material em questão, o início da propagação da fenda. No contexto das estruturas *offshore*, a norma BS 7910 (BS, 2015) sugere o valor de $63 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1.5}$ para ΔK_{th} em aços em ambiente seco ou oceânico com protecção catódica, sendo nulo quando submerso e sem protecção.

No estágio II a propagação da fenda é mais expressiva e estabelece-se a taxa de progressão em (28).

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad (28)$$

Nesta expressão os termos c e m são os parâmetros de crescimento do dano que se referem ao material estrutural, sendo prescrito por várias normas de referência (DNVGL, 2015a) o uso dos valores inscritos na norma britânica BS 7910 (BS, 2015). Para os aços de alta resistência correntemente usados em estruturas *offshore*, C e m assumem valores da ordem de $C=5.21 \times 10^{-13}$ para ambiente não agressivo ou protegido, $C=2.3 \times 10^{-12}$ em ambiente oceânico não protegido e $m=3$, para uma análise simplificada. Importa referir que os supramencionados valores de C (também designados A) são aplicáveis com da/dN em mm/ciclo e ΔK em $\text{Nmm}^{-1.5}$. A mesma norma recomenda, para uma análise mais exacta, uma Lei em que o segundo estágio tem duas fases, com inclinações diferentes.

Da integração da pretérita taxa de progressão resulta a expressão (29), em que N_f é o número de ciclos que medeiam a progressão da extensão a_0 até a_f . O valor de a_f será o que se pretender, com o limite físico de a_c , a dimensão crítica da fenda associada à fractura.

$$N_f = \int_{a_0}^{a_f} \left[da / \left(C(\Delta\sigma Y \sqrt{\pi a})^m \right) \right] \quad (29)$$

Resolvendo o integral anterior sobre as premissas de m diferir de 2 e Y ser constante (a primeira das quais geralmente verifica-se mas a segunda será sempre uma aproximação) obtém-se (30).

$$N_f = 2(1/a_0^{(m-2)/2} - 1/a_f^{(m-2)/2}) / [C(m-2)(\Delta\sigma \cdot Y)^m \cdot \pi^{m/2}] \quad (30)$$

Partindo do integral expresso na equação (29) pode designar-se o termo (31), de I.

$$\int_{a_0}^{a_f} da / (Y \sqrt{\pi a})^m \quad (31)$$

$$N_f = I / (C \cdot \Delta\sigma^m) \quad (32)$$

$$\log_{10} N = \log_{10}(I/C) - m \log_{10} \Delta\sigma \quad (33)$$

Assim, obtém-se (32), o que permite escrever (33). Trata-se da forma como se definem as curvas S-N, o que permite elaborar ou calibrar essas relações com base nos princípios da Mecânica da Fractura.

No terceiro estágio atinge-se a propagação instável da fenda, ou seja, a fractura. Tal sucede quando K iguala K_C (também designado K_{max}).

Deve notar-se que, na nomenclatura adoptada para a descrição da Lei de propagação de fendas se omitiu o índice referente ao modo de ruptura. Contudo, está implícita a consideração do modo I.

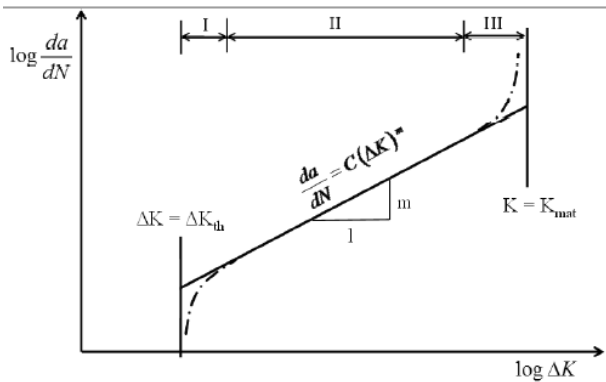


Figura 2.12 – Lei de Paris-Erdogan (DNVGL, 2015)

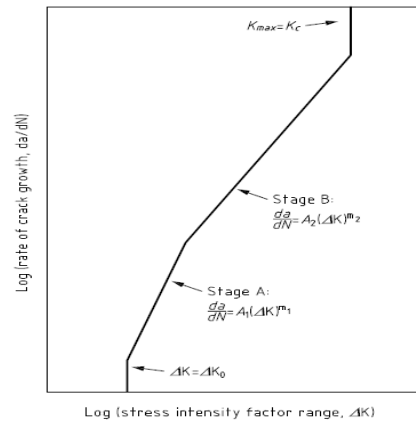


Figura 2.13 – Lei prescrita na norma (BS, 2015)

A Lei de Paris-Erdogan foi construída recorrendo a algumas simplificações. Nela não é reconhecida a influência de factores como o rácio de tensões ($R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$). Para suprir estas, e outras, insuficiências os últimos 50 anos foram profícuos em contribuições para a evolução das formulações. Descreve-se um conjunto, modesto, de algumas delas que se considerou pertinente.

Para o segundo estágio, foi proposta, por Walker, a relação (34) ou seja (35) e, por Dinda-Kujawski a relação (36) (CMM, 2016a).

$$da/dN = C(\Delta K / (1 - R)^{1-\gamma})^m \quad (34)$$

$$da/dN = C(\Delta K^{1-p} \cdot K_{max}^p)^m \quad (35)$$

$$da/dN = C((\Delta K^+)^{1-p} \cdot K_{max}^p)^m \quad (36)$$

Foram também desenvolvidas relações que descrevem a propagação da fenda em múltiplos estágios. Para o segundo e terceiro estágios foi proposta, por Forman, a relação (37) e expandida para que incluísse também o primeiro estágio, por Hartman-Schijve, tomando a forma (38) (CMM, 2016a).

$$da/dN = C \cdot \Delta K^m / [(1 - R)(K_C - K_{max})] \quad (37)$$

$$da/dN = C (\Delta K - \Delta K_{th})^m / [(1 - R)K_C - \Delta K] \quad (38)$$

Num contexto mais alargado, que inclui um regime elastoplástico, a relação equivalente à Lei de Paris, com recurso ao Integral-J, foi desenvolvida por Dowling-Begley e toma a forma (39), tendo sido posteriormente expandida por Alves-Correia para incluir também o primeiro estágio. Nesse caso a relação escreve-se (40), para $\Delta J \geq \Delta J_{th}$, naturalmente (CMM, 2016a).

$$da/dN = C(\Delta J)^m \quad (39)$$

$$da/dN = C(\Delta J - \Delta J_{th})^m \quad (40)$$

2.1.12. Métodos Baseados em Curvas S-N e Acumulação de Danos

Apesar de traduzirem com maior fidelidade os fenómenos físicos associados à ruptura por fadiga, as abordagens em que são aplicados os princípios da Mecânica da Fractura não são as mais usadas. Esta circunstância deve-se à impossibilidade de conhecer, em fase de projecto, os dados necessários e desse conhecimento, ainda que numa fase posterior, requerer inspecções cuidadas, aprofundadas e onerosas. Com efeito, na generalidade das normas e recomendações e em particular nas recomendações para o dimensionamento de estruturas *offshore* (Lotsberg *et al*, 2016), como (DNVGL, 2015a), as abordagens com os princípios da Mecânica da Fractura são apenas alternativas aos métodos preferenciais que fazem uso de relações padronizadas, com base experimental e assumindo uma hipótese de dano linear, para avaliar a segurança à fadiga.

As abordagens de cálculo mais comuns são, portanto, aquelas que expressam a resistência à fadiga como uma relação entre duas grandezas conhecidas em projecto, geralmente a gama de tensões e o número de ciclos. Uma característica transversal às diversas abordagens que cabem nesta descrição é a necessidade de as relações que traduzem a resistência à fadiga se adequarem ao tipo de tensão resultante do cálculo, bem como aos materiais e condições ambientais usados.

A capacidade resistente à fadiga é, como já referido neste texto, frequentemente expressa pelas curvas S-N, ou curvas de Wöhler. Trata-se de curvas elaboradas com recurso a dados experimentais e que, portanto, englobam os períodos de iniciação e propagação das fendas, sem os distinguir. Por se definirem a partir de relações exponenciais, do tipo $\Delta \sigma^m N_f = constante$ (relações de Basquin), as curvas S-N são formadas por segmentos rectos em escalas logarítmicas.

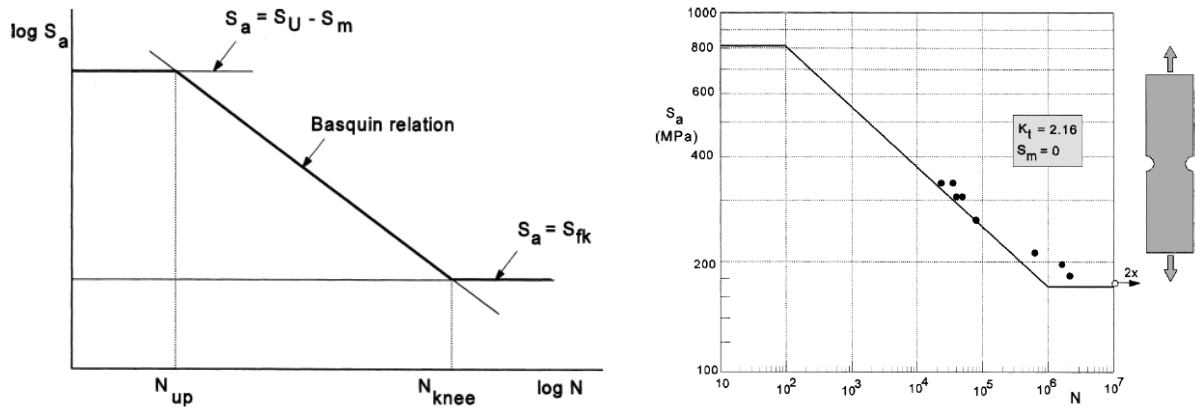


Figura 2.14 – Curvas S-N com um patamar inicial referente à fadiga oligocíclica (Schijve, 2009)

Da constituição típica das curvas S-N podem fazer parte diversas zonas para além da recta de inclinação m em escala logarítmica traduzida na pretérita expressão. Uma dessas outras zonas é a referente à fadiga oligocíclica, que pode ser materializada por um patamar de gama de tensões constante, prolongando-se num determinado intervalo de ciclos de baixo valor. Não é, contudo, uma zona expressa nas curvas das normas (IPQ, 2010), (DNVGL, 2015a) ou (DNVGL, 2015).

As restantes zonas são descritas por um ou vários (usualmente não mais que dois) segmentos de inclinação constante em escala logarítmica e um último patamar com gama de tensões constante para um número de ciclos superior a um determinado valor. Este patamar resulta da observação da inexistência de danos de fadiga para solicitações inferiores a um determinado nível de tensão. Importa reconhecer, contudo, que este patamar não existe para alguns materiais, como o alumínio, e que mesmo para os aços mais estudados, existem evidências experimentais de que o patamar pode não se prolongar constante até um número extremamente elevado de ciclos.

Na Figura 2.15 são apresentadas duas curvas típicas do Eurocódigo (IPQ, 2010) e das normas DNV (DNVGL, 2015a).

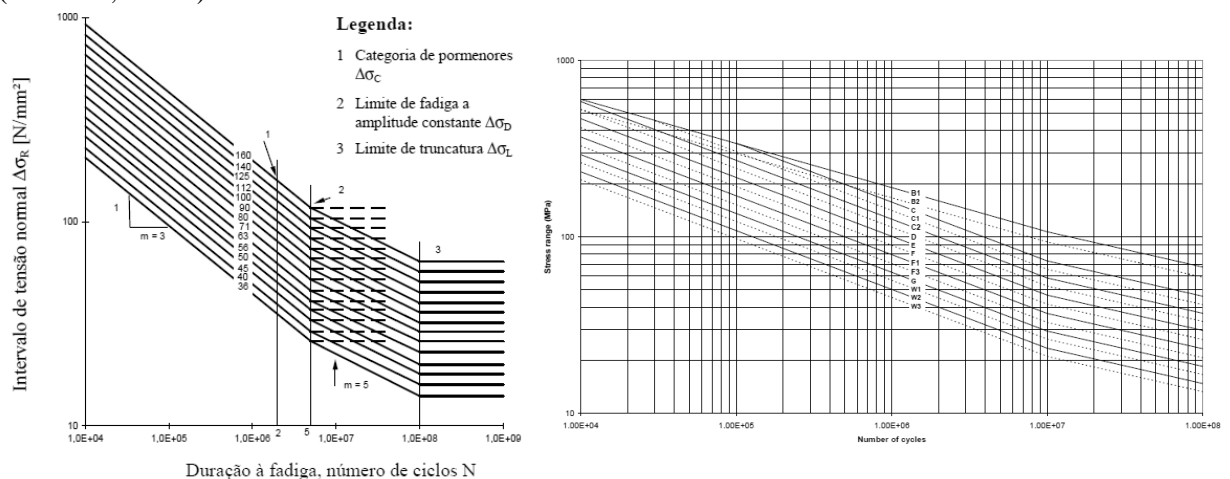


Figura 2.15 – Curvas S-N típicas do Eurocódigo (IPQ, 2010) e das normas DNV (DNVGL, 2015a)

No caso do Eurocódigo (IPQ, 2010), observam-se os seguintes pontos notáveis nas curvas S-N:

– A resistência à fadiga para 2×10^6 ciclos, definida como a gama de tensões $\Delta\sigma_c$ para um determinado elemento estrutural ou pormenor construtivo. A norma define tabelas com a resistência à fadiga para os tipos de elementos e pormenores, comparáveis com um determinado tipo de tensões.

As diferenças de tensões usadas no contexto do Eurocódigo são a nominal, a nominal modificada (ambas comparáveis com tabelas expressas no articulado principal da norma) e a geométrica (usada conjuntamente com as tabelas de um anexo, para o método *hot-spot*, o que pressupõe uma simulação numérica avançada e geometricamente muito detalhada). Importa realçar que embora se possibilite o uso da tensão nominal modificada, não são especificados os factores de concentração de tensões (designados k_f ao invés de SCF). Com efeito, o único factor indicado na norma tem como objecto traduzir o efeito de escala, k_s , na resistência e define-se como (41). Por se aplicar à tensão resistente e não à actuante, não se trata, formalmente, da modificação da tensão nominal.

$$\Delta\sigma_{c,red} = k_s \cdot \Delta\sigma_c \quad (41)$$

– O limite de fadiga (a gama de tensões constante ou, em inglês, *constant amplitude fatigue limit – CAFL*), definido para 5×10^6 ciclos e expresso por $\Delta\sigma_D$ (42). As solicitações cuja gama de tensões não exceda $\Delta\sigma_D$ só contribuem para a propagação da fenda depois de ela atingir uma determinada dimensão. Por conseguinte, quando se admite, para dimensionamento ou verificação da segurança, um conjunto de ciclos de solicitação com diferenças de tensões constantes inferiores a $\Delta\sigma_D$ se pode afirmar não ser expectável a ruptura por fadiga, independentemente do número de ciclos em causa, uma vez que não será possível a propagação da fenda numa primeira fase. Daí a designação de limite de fadiga a gama de tensões constante;

$$\Delta\sigma_D = 0.4^{1/3} \cdot \Delta\sigma_c \quad (42)$$

– O limite de truncatura (ou *cut-off limit*), definido como $\Delta\sigma_L$ (43) para 100×10^6 ciclos;

$$\Delta\sigma_L = 0.02^{1/5} \cdot \Delta\sigma_c \quad (43)$$

– A gama de tensões de cálculo equivalente, $\Delta\sigma_{E,2}$. Trata-se de um valor obtido a partir do produto da tensão nominal obtida nos cálculos estruturais com vários factores de calibração. Tais factores, λ_i , no contexto das pontes, destinam-se a garantir um valor da gama de tensões padronizado para determinadas condições e para 2×10^6 ciclos. O objectivo deste valor é a comparação directa com $\Delta\sigma_c$ (ou $\Delta\sigma_{c,red}$ caso se aplique) para a avaliação da ruptura à fadiga baseada em diferenças de tensões constantes. Neste contexto é pertinente referir que, na verificação de segurança conforme o articulado do Eurocódigo 3, se aplica um factor de segurança, majorativo, aos efeitos das acções, γ_{F_f} que multiplica $\Delta\sigma_{E,2}$ (mas que vale, correntemente, 1.0) e um factor de segurança minorativo à capacidade resistente $\Delta\sigma_c$. O valor do factor de segurança relaciona-se com a consideração das filosofias *safe-life* (*tempo de vida garantido*) ou *damage-tolerant* (*dano controlado*).

Em termos práticos, deve considerar-se o primeiro método quando um programa de inspecção ao longo da vida da estrutura não poderá ser realizado, quando o pormenor estrutural em causa é geometricamente inacessível e em casos em que a propagação das fendas possa levar a um rápido colapso do elemento estrutural ou mesmo da estrutura. O valor do factor parcial de segurança é de 1.00 ou 1.15 para o método *damage tolerant* para os casos em que a consequência da ruptura por

fadiga do elemento é baixa ou alta, respectivamente, aplicando-se os valores de 1.15 e 1.35 para o método *safe life*, nas mesmas condições.

Os pretéritos pontos notáveis marcam ainda a transição entre os segmentos rectos que compõem as curvas S-N do Eurocódigo, em escala logarítmica. Uma primeira zona, na qual não está vertido o patamar de gama de tensões constante para fadiga oligocíclica, é descrita por (44), com $m=3$ para $0 \leq N \leq \Delta\sigma_D = 5 \times 10^6$ ciclos, ou seja, (45), para tensões normais. Substituindo o valor de m , obtém-se a equação que define o primeiro segmento da curva como (46).

$$\Delta\sigma_C^3 \times N_R = \Delta\sigma_C^m \times 2 \times 10^6 \quad (44)$$

$$\log_{10} N_R = \log_{10}(\Delta\sigma_C^m \times 2 \times 10^6) - m \log_{10} \Delta\sigma_R \quad (45)$$

$$\log_{10} N_R = \log_{10}(\Delta\sigma_C^3 \times 2 \times 10^6) - 3 \log_{10} \Delta\sigma_R \quad (46)$$

No ponto ($N = 5 \times 10^6$; $\Delta\sigma_D$) existe uma bifurcação na curva S-N. Na presença de diferenças de tensões constantes o valor de $\Delta\sigma_D$ passa a constituir um patamar constante – o já referido *CAFL*. Caso não se observe essa constância há lugar à consideração de uma outra zona caracterizada por uma recta em escala logarítmica de diferente inclinação. Com efeito, para $\Delta\sigma_D = 5 \times 10^6$ ciclos $\leq N \leq \Delta\sigma_L = 100 \times 10^6$ ciclos e para tensões normais, a equação que rege a curva S-N é dada por (47), com $m = 5$, o que, em escala logarítmica se representa por (48), e que, após substituição se torna em (49). A definição desta zona destina-se à contabilização dos efeitos de solicitações de pequena gama de tensões (inferiores a *CAFL*) que, se fossem uniformes não seriam suficientes para fazer progredir a fenda numa primeira fase, mas quando esta já atinge uma dimensão significativa, já a podem fazer progredir. Este valor de inclinação, m , que é correntemente designado k , para evitar a ambiguidade, destina-se apenas a viabilizar a contabilização referida no contexto em que estão construídas as curvas S-N. Tem, por isso, origem experimental e não está provido de significado físico.

$$\Delta\sigma_D^m \times N_R = \Delta\sigma_D^m \times 5 \times 10^6 \quad (47)$$

$$\log_{10} N_R = \log_{10}(\Delta\sigma_D^m \times 5 \times 10^6) - m \log_{10} \Delta\sigma_R \quad (48)$$

$$\log_{10} N_R = \log_{10}(\Delta\sigma_D^5 \times 5 \times 10^6) - 5 \log_{10} \Delta\sigma_R \quad (49)$$

Numa última fase, e apenas para o caso de a gama de tensões não ser constante, é definido um patamar constante, com valor de $\Delta\sigma_L$, para $N \geq 100 \times 10^6$ ciclos.

Importa referir que, a curva S-N conforme definida para diferenças de tensões inconstantes só tem aplicabilidade se conjugada com um método de acumulação de danos.

Entre as recomendações aplicáveis ao dimensionamento à fadiga de estruturas *offshore*, a mais abrangente é a DNV-GL-RP-0005. De resto, é a esta que fazem referência, para os aspectos de dimensionamento à fadiga, as normas DNVGL-RP-C210, DNV-OS-C101 e NORSOK N004. Relativamente a esta última é pertinente referir que, embora comungue com as demais a prescrição de uma abordagem com curvas S-N para diversos ambientes, permitindo ainda alternativas baseadas na Mecânica da Fractura, tem como marca distintiva a especificação de coeficientes multiplicadores do número de ciclos da acção de projecto, com valores que variam entre 1 e 10, em função da acessibilidade e consequências da falência dos elementos estruturais.

Nas recomendações DNV-GL-RP-0005, sucedâneas das DNV-RP-C203, a metodologia primordial de análise e dimensionamento prescrita privilegia o uso de curvas S-N. Nestas recomendações são especificadas curvas S-N para tensões nominais e para tensões *hot-spot*, bem como para ambiente seco, submerso em água salgada com protecção catódica, sem protecção, e para pormenores construtivos significativamente diferentes dos demais. Existem diversas curvas S-N, dividindo-se conforme a geometria do pormenor, a direcção da gama de tensões e o método de fabrico e inspecção do pormenor. Para a obtenção de tensões de cálculo adequadas às curvas de resistência expressas nas recomendações são indicadas formulações para a determinação dos factores de concentração de tensões – SCF. Deles resulta a obtenção das tensões locais $\sigma_{local} = SCF \cdot \sigma_{nominal}$ e das tensões *hot-spot* $\sigma_{hot-spot} = SCF \cdot \sigma_{nominal}$. Importa, pois, esclarecer a consideração de uma tensão local, que resulta da afectação da tensão nominal por um factor. Com efeito, a tensão resultante não deixa de ser a nominal para a qual são indicadas curvas S-N, mas há que reflectir efeitos macroscópicos no elemento estrutural que afectem o nível de tensão na zona do pormenor no qual se determina uma tensão nominal. Também a presença de uma formulação analítica para a determinação da tensão *hot-spot* merece um reparo. Na verdade, esta tensão deverá ser obtida através de simulações numéricas recorrendo ao *Método dos Elementos Finitos*. Então, a formulação referida destina-se apenas a constituir um método de comparação e calibração.

A forma geral das curvas é descrita pela equação (50) ou (51) no caso de a espessura t não se enquadrar no âmbito da espessura de referência t_{ref} , sendo ainda tabelado um coeficiente k aplicável à equação. Nestas equações $\Delta\sigma$ é a gama de tensões, N é o número de ciclos com gama de tensões $\Delta\sigma$ para a ruptura, m o declive do segmento e $\log_{10} \bar{\alpha}$ é a intersecção do eixo $\log N$ pela curva S-N. A grandeza $\bar{\alpha}$ diferencia-se de α pelo facto de a segunda reportar à curva S-N inferida para valores experimentais médios, sendo a primeira referente à curva S-N construída com os valores médios para o número de ciclos diminuídos do dobro do desvio padrão em escala logarítmica (com o valor de 0.45). Os valores de $\log_{10} \bar{\alpha}_1$ e $\log_{10} \bar{\alpha}_2$ são tabelados nas recomendações e desempenham uma função na definição da curva análoga àquela dos termos (52) e (53) no contexto dos segmentos das curvas S-N do Eurocódigo 3.

$$\log_{10} N = \log_{10} \bar{\alpha} - m \cdot \log_{10} \Delta\sigma \quad (50)$$

$$\log_{10} N = \log_{10} \bar{\alpha} - m \cdot \log_{10} (\Delta\sigma (t/t_{ref})^k) \quad (51)$$

$$\log_{10} (\Delta\sigma_C^m \times N(\Delta\sigma_C)) \quad (52)$$

$$\log_{10} (\Delta\sigma_D^m \times N(\Delta\sigma_D)) \quad (53)$$

Na prática, existem curvas para 15 tipos de pormenores, para vários ambientes. Em cada curva há um declive m_1 para $N < 10 \times 10^6$ ciclos e outra, m_2 , para um número superior de ciclos. Indica-se a gama de tensões para 5×10^6 ciclos como um *limite de fadiga a amplitude constante*. Em cada curva indica-se, também, o factor de concentração de tensões implícito na sua formulação.

A especificação de um valor para o *limite de fadiga a amplitude constante* – CAFL – é pertinente no contexto das recomendações DNVGL-RP-0005 já que, embora a natureza das acções em meio oceânico não se preste à consideração de uma gama de tensões constante de projecto, se permite dispensar uma verificação mais extensa quando o ciclo de maior gama de tensões considerado em projecto não excede o valor do CAFL.

Contudo, a assunção da constância nas solicitações é, muitas vezes, desadequada a acções de determinadas naturezas. É o caso daquelas em que o agente causador das acções não se comporta de acordo com um padrão bem cerceado. Também quando existe um registo pormenorizado de solicitações a que uma estrutura foi ou se espera que venha a ser sujeita, o seu uso resultará numa melhor estimativa da vida à fadiga, comparativamente com a consideração de solicitações equivalentes de gama de tensões constante.

A consideração de solicitações de gama de tensões variável é possível no contexto da utilização de curvas S-N, admitindo um critério de ruptura conveniente. Para o efeito, existem formulações que quantificam o dano acumulado. A mais usada é a Lei de Palmgren-Miner, devida aos avanços de Miner (1945) sobre o trabalho de Palmgren (Palmgren, 1924). Esta estabelece que a ruptura ocorre quando o somatório dos incrementos de dano é superior à unidade. $\sum n_{E_i}/N_{R_i} \leq 1$, onde n_{E_i} é o número de ciclos com gama de tensões i igual a $\gamma_{Ff} \times \Delta\sigma_i$ e N_{R_i} o número de ciclos para o qual se asseguraria a resistência à fadiga. No contexto do Eurocódigo 3, por exemplo, a gama de tensões referente à resistência à fadiga é dada por $\Delta\sigma_C/\gamma_{M_f}$. Já as recomendações DNVGL-RP-0005 desenvolvem a Lei de Palmgren-Miner conforme (54) com D o dano acumulado de fadiga, $\bar{\alpha}$ a intersecção da curva S-N de dimensionamento com o eixo de $\log(N)$, m o declive do segmento, k o número de blocos de tensões, n_i o número de ciclos de tensão no bloco i , N_i o número de ciclos para a ruptura a gama de tensões constante e η o factor de uso, relacionado com o factor de dimensionamento à fadiga (DFF) definido na norma DNV-OS-C101. A própria norma DNVGL-RP-0005 permite definir η em função do DFF requerido e da vida útil da estrutura.

$$D = \sum_{i=1}^k n_i/N_i = 1/\bar{\alpha} \sum_{i=1}^k n_i \cdot \Delta\sigma_i^m \leq \eta \quad (54)$$

Importa realçar que não existe uma relação directa entre a dimensão das fendas que progridem e o conceito de dano acumulado que se calcula na abordagem com curvas S-N. Todavia, os resultados da primeira são usados para calibrar a segunda.

Podem existir, contudo, dificuldades no processo de redução de um historial de solicitações a um conjunto de pares $\Delta\sigma - N$. É necessário estabelecer o início e o fim de cada ciclo, reconhecendo, ou não, pequenos ciclos de pequena gama de tensões no contexto de ciclos de maior gama de tensões, bem como elaborar histogramas que permitam não tratar cada solicitação como única, mas antes como grupos onde se verifique a similitude das diferenças de tensões. Para o efeito há várias abordagens amplamente difundidas. As duas mais usadas são os métodos da *Gota-de-água* (ou *Rainflow*) e do *Reservatório* (*Reservoir*). Entre estes, o mais recomendado é o primeiro (Nussbaumer, Borges, Davaine, 2011).

A aplicação das regras de acumulação de danos não tem em conta o historial e, portanto, não se adequa bem a casos em que há solicitações muito superiores às solicitações correntes de serviço. Entre estes casos conta-se as estruturas *offshore* (IIW, 2008).

Existem, contudo, outros critérios para avaliar a segurança aos efeitos da fadiga em elementos sujeitos a acções cíclicas, (Loureiro, 2015) cuja aplicação é possível com um conjunto restrito de dados de base. No caso de as solicitações serem uniaxiais e de gama de tensões constante é possível relacionar a

máxima gama de tensões admissível ($\Delta\sigma = 2\sigma_a$) com a tensão média σ_m da solicitação através de diversos critérios. Entre eles estão os de Goodman, (55), de Goodman Modificado (56), de Gerber (57) e de Soderberg (58), com σ_{ced} a tensão de cedência, σ_R a tensão última e σ_{f_0} o limite de fadiga.

$$\sigma_a = \sigma_{f_0}(1 - \sigma_m/\sigma_R) \quad (55)$$

$$\sigma_a = \sigma_{f_0}(1 - \sigma_m/\sigma_R) \text{ e } \sigma_m + \sigma_a = \sigma_{ced} \quad (56)$$

$$\sigma_a = \sigma_{f_0}(1 - (\sigma_m/\sigma_R)^2) \quad (57)$$

$$\sigma_a = \sigma_{f_0}(1 - \sigma_m/\sigma_{ced}) \quad (58)$$

2.1.13. Fiabilidade. Métodos Determinísticos e Métodos Probabilísticos

Não apenas as solicitações mas também a capacidade resistente dos materiais são melhor descritos por variáveis estocásticas. No entanto, os procedimentos de dimensionamento dificilmente podem verter essa natureza probabilística, mantendo-se inteligíveis e aplicáveis. Definem-se, pois, abordagens de cálculo que fazem uso de descrições das grandezas como determinísticas, valoradas de modo a garantir, com grande probabilidade, determinados níveis de fiabilidade estrutural.

Importa pois atentar sobre as incertezas associadas às variáveis que são pertinentes para os cálculos que se pretende realizar. De um modo geral, definem-se incertezas aleatórias e epistémicas. As primeiras decorrem das variações inerentes aos sistemas físicos e ao ambiente e são bem descritas por leis estatísticas. Isto é, no contexto em estudo, são as incertezas na capacidade resistente dos materiais e no seu comportamento, tal como as incertezas sobre a intensidade e periodicidade das solicitações. O grupo das incertezas epistémicas abrange os erros, a ignorância e a incompletude da informação. Aplica-se, portanto, ao desconhecimento sobre tipos de solicitações, sobre danos, aos erros de fabrico e montagem, ao enviesamento nos sistemas de aquisição de dados e nos ensaios não destrutivos, à desadequação de ensaios experimentais, às insuficiências na formulação de Palmgren-Miner, bem como aos erros humanos e insuficiências de modelos.

A componente aleatória das incertezas é quantificada empregando a teoria das probabilidades e a estatística. Aplicam-se leis estatísticas formuladas para associar probabilidades de ocorrência às observações. Logrando tal descrição pode determinar-se valores de cálculo, que reflectam o nível de fiabilidade desejado, para a aplicação em métodos determinísticos ou usar-se directamente as distribuições no contexto dos métodos probabilísticos.

As funções de distribuição de probabilidades mais usadas no contexto da engenharia de estruturas são a distribuição Gaussiana, ou Normal, e a distribuição Log-Normal (Tankova, 2014). No contexto particular da descrição da relação entre diferenças de tensões e número de ciclos usadas para a avaliação dos efeitos da fadiga, a distribuição de Weibull de dois parâmetros tem uma utilização generalizada (Lotsberg *et al*, 2016), tal como a distribuição de Weibull (Correia *et al*, 2015).

Para lidar com as incertezas aleatórias (e contemplar as incertezas epistémicas, desde que não sejam desproporcionadas) define-se o conceito de fiabilidade estrutural como a probabilidade de a ruptura não acontecer (Fasl *et al*, 2013), ou seja, a fiabilidade é inversamente proporcional à probabilidade de ruptura. Este traduz-se numa ferramenta para estabelecer os requisitos do dimensionamento. Estes

requisitos são, pois, instituídos, explícita ou implicitamente, como um nível de fiabilidade a cumprir. Dele se deduzem os factores parciais de segurança nos métodos determinísticos, bem como os procedimentos de inspecção e monitorização necessários e se estima a restante vida à fadiga no contexto dos métodos probabilísticos.

De uma forma indirecta – através de diferenciação nos coeficientes parciais de segurança – é possível contemplar a circunstância de a estrutura projectada vir a beneficiar de monitorização nos métodos determinísticos. Assim sucede, por exemplo, nos Eurocódigos estruturais (IPQ, 2010). No caso de se prescindir das inspecções, o nível de fiabilidade é continuamente decrementado ao longo do tempo, atingindo o mínimo considerado admissível quando se esgota a vida útil da estrutura. No caso de haver inspecções, a informação delas decorrente é usada como meio de aumentar o nível de fiabilidade. Diversas inspecções ao longo do tempo permitem incrementos periódicos nesse nível, de modo a mantê-lo acima do mínimo imposto até ao fim de vida. O índice de fiabilidade é designado β .

Os métodos probabilísticos podem constituir melhores opções para a análise de estruturas aos efeitos da fadiga que os métodos determinísticos, generalizadamente vertidos nos códigos, por permitirem a consideração explícita das incertezas, quantificando-as casuisticamente. Para além disso são estes os métodos que permitem avaliar a segurança de estruturas cujo tempo de vida de projecto já se esgotou. Tal desígnio não é logrado pelos métodos determinísticos (Fasl *et al*, 2013).

Por outro lado, não é prático empreender uma análise probabilística para todos os pormenores da construção (DNVGL, 2015a), devido à complexidade e extensão dos cálculos e devido à quantidade de informação que seria necessária, incluindo a relativa a zonas da estrutura onde os danos são menos verosímeis e, por isso, menos monitorizadas.

É por isso que as abordagens determinísticas, simples e inteligíveis, são ainda as mais usadas para a avaliação dos efeitos da fadiga em estruturas. Com efeito, as abordagens determinísticas são alicerçadas em regras (no caso da fadiga geralmente em curvas de resistência S-N) inferidas através de regressões lineares sobre um conjunto muito extenso de dados experimentais, cujos resultados são depois tratados estatisticamente para a obtenção do nível de fiabilidade requerido (Correia *et al*, 2015).

Os métodos probabilísticos são mais sensíveis à qualidade das variáveis e aos aspectos de cálculo e perícia técnica que os métodos determinísticos. Com efeito, as análises de fiabilidade feitas com métodos probabilísticos devem sempre ser consubstanciadas com calibrações e comparações contra casos conhecidos (Lotsberg *et al*, 2016).

Todavia, os métodos determinísticos ainda constituem a referência na generalidade das normas e recomendações relativas à avaliação dos efeitos da fadiga em estruturas. Nos Eurocódigos estruturais (IPQ, 2010), as curvas S-N têm base experimental, tendo os valores considerados para a sua formulação uma probabilidade de sobrevivência subjacente de 95%. O afastamento da curva do regulamento daquela que seria obtida com valores médios destina-se a garantir essa probabilidade de sobrevivência, dependendo, também, do número de ensaios efectuados. Observa-se ainda que este afastamento é maior para ensaios a menores diferenças de tensões – que resultam também num maior número de ciclos (Nussbaumer, Borges, Davaine, 2011). Para um número suficientemente grande de testes, tal probabilidade de sobrevivência é obtida a partir de resultados iguais ao valor médio do ensaio subtraído do dobro do desvio padrão.

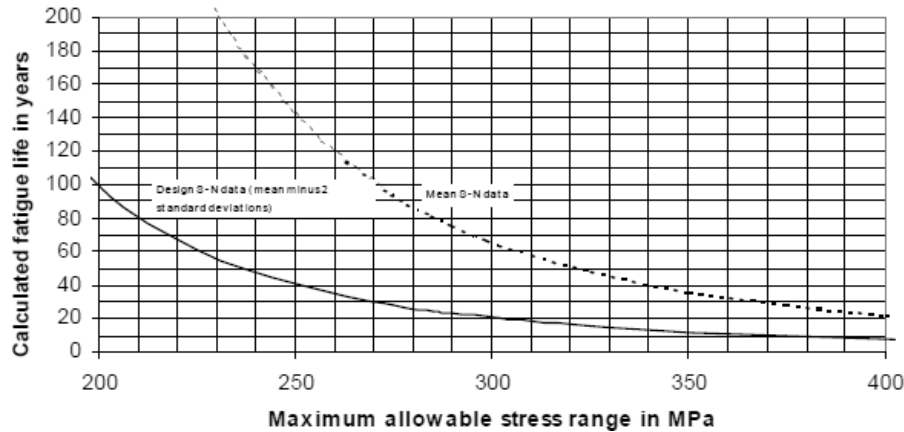


Figura 2.16 – Efeitos na vida à fadiga da utilização das curvas S-N de dimensionamento da norma por oposição ao uso das curvas médias (DNVGL, 2015a)

Na norma DNVGL referente aos efeitos da fadiga (DNVGL, 2015a), as curvas S-N especificadas têm uma probabilidade de sobrevivência de 97.7%. Também, neste caso, a probabilidade de sobrevivência desejada se obtêm subtraindo duas vezes o desvio padrão à média dos resultados experimentais. Para ilustrar as repercussões que as opções tomadas no contexto do método determinístico das recomendações DNVGL (DNVGL, 2015a) têm no domínio da fiabilidade estrutural são apresentados três gráficos extraídos do referido documento (Figura 2.16, Figura 2.17 e Figura 2.18). Estes descrevem os efeitos na vida à fadiga da utilização das curvas S-N de dimensionamento por oposição ao uso das curvas médias, da consideração de diferentes factores globais de segurança (DFF) e das incertezas nos métodos de cálculo.

A análise à fadiga, conforme as recomendações mais generalizadamente usadas no contexto das estruturas *offshore*, é feita com recurso à regra de Palmgren-Miner. Trata-se, habitualmente, de uma análise determinística. Todavia, é possível empreender uma abordagem probabilística. Para o efeito, as grandezas às quais se associa uma incerteza são descritas por uma distribuição.

Admitindo que a distribuição de tensões incidentes pode ser descrita por uma distribuição de Weibull de dois parâmetros expressa por (59) onde $Q(\Delta\sigma)$ é a probabilidade de uma tensão exceder um determinado $\Delta\sigma$, que traduz a maior diferença de tensões correspondente a um número de ciclos n_0 , h é um parâmetro de forma de Weibull e (60), as recomendações DNVGL-RP-0005 (DNVGL, 2015a) prescrevem um procedimento simplificado para a análise da fadiga. Refere-se, para quantificação do dano acumulado, (61), expressão na qual v_0 é a frequência média *zero up-crossing* usada na medição de ondas em ambiente oceânico, T_d é a vida de projecto em segundos e $\Gamma(1 + m/h)$ é uma função cujos resultados, em função dos parâmetros h e m , são tabelados.

$$Q(\Delta\sigma) = e^{-(\Delta\sigma/q)^h} \quad (59)$$

$$q = \Delta\sigma \cdot (\ln(n_0))^{-1/h} \quad (60)$$

$$D = 1/\bar{\alpha} \cdot v_0 \cdot T_d q^m \Gamma \leq \eta \quad (61)$$

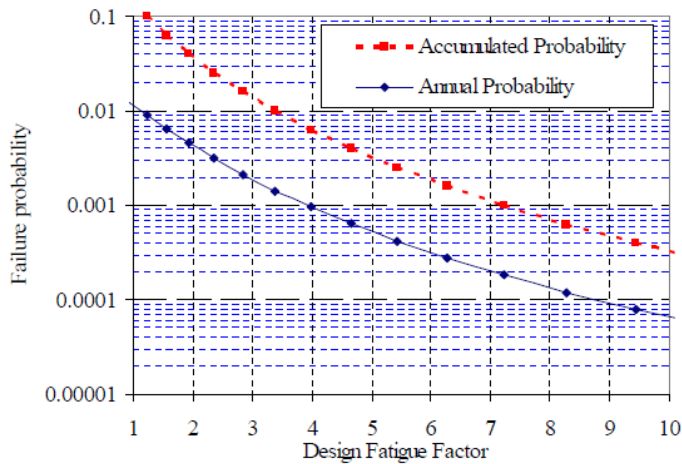


Figura 2.17 – Efeitos na vida à fadiga do uso de diferentes factores de segurança na probabilidade anual de colapso e na probabilidade acumulada para 20 anos (DNVGL, 2015a)

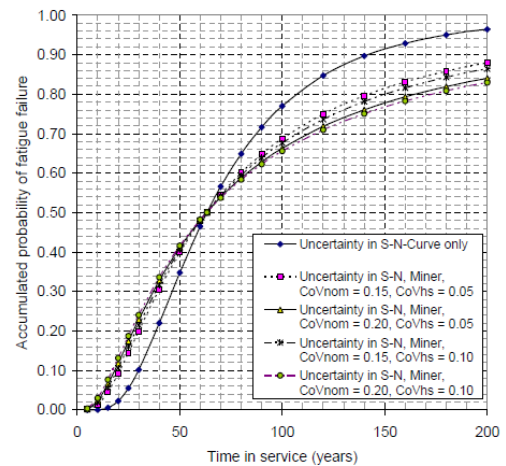


Figura 2.18 – Efeitos na probabilidade de colapso acumulada a 20 anos das incertezas nos métodos de cálculo (DNVGL, 2015a)

A teoria que suporta o planeamento de inspeções em estruturas sujeitas aos efeitos da fadiga é, frequentemente, a inferência Bayesiana. Os métodos a ela adstritos têm como uma premissa a possibilidade de utilizar a informação resultante das inspeções para actualizar e melhorar, de uma forma contínua e consistente, as probabilidades de falência da estrutura (Sorensen, Ersdal, 2008).

Sinteticamente, a inferência Bayesiana pode descrever-se como um método racional para actualização de estimativas face à disponibilidade de informação adicional (Karandikar *et al*, 2012). Considerando um determinado evento incerto A, a probabilidade da sua ocorrência, num determinado estado de informação $\&$, é $P(A|\&)$. A probabilidade de ocorrência de um resultado B, dada a ocorrência de A é dada por $P(B|A,\&)$ e, caso não se saiba da ocorrência de A, então esta probabilidade é expressa por $P(B|\&)$. Nestas condições a regra de Bayes afiança a igualdade (62).

$$P(A|B,\&) = P(A|\&) P(B|A,\&) / P(B|\&) \quad (62)$$

Trata pois, a inferência Bayesiana, de estabelecer o enquadramento matemático para, em cada estágio de informação $\&$, usar as observações (ocorrências e não ocorrências de determinados danos nas estruturas, por exemplo) identificadas por B, C, etc., para melhor estimar a probabilidade de ocorrência do evento A que interessa conhecer (Karandikar *et al*, 2012). Neste contexto, a probabilidade inicialmente estimada é tão menos importante quanto mais profícua e profusa for a informação subsequente. Pode, pois, a primeira assentar em considerações teóricas, conhecimento passado, opiniões fundamentadas de especialistas ou dados bibliográficos. Apesar da flexibilidade e abrangência dos conceitos matemáticos, a sua implementação e articulação com programas de observação com o intuito da contínua avaliação da restante vida à fadiga de estruturas pode ser mais ou menos complexa e trabalhosa.

Uma hipótese conveniente ao método é o da observação, em cada inspeção, da não ocorrência de danos (ou *no-crack*). Quando tal não acontece, e se detecta uma fenda, o programa de inspeção deve ser reformulado. Contudo, do conseguimento da abordagem *no-crack* decorre o aumento do período entre inspeções à medida que estas se vão sucedendo e, portanto, vão enriquecendo a estimativa. Todavia, esta abordagem não é consistente com a expectativa de ocorrência de danos por fadiga em

estruturas. Esta é frequentemente descrita pelo efeito “*bath-tub*” que evoca uma forma gráfica na qual o início de vida reflecte a generalidade dos danos resultantes dos processos de fabrico e montagem, bem como da qualidade dos materiais, reduzindo-se posteriormente a possibilidade de observar novos danos, que só volta a aumentar no fim de vida da estrutura, quando o número de ciclos das solicitações se aproxima ou excede os considerandos de projecto (Sorensen, Ersdal, 2008).

Uma opção para fazer face a esta dicotomia é a de aplicar práticas desenvolvidas no contexto da engenharia aeronáutica (ATSB, 2007). O objectivo é o de garantir a segurança pela periodicidade das inspecções, em estruturas que são tolerantes aos danos. Para o efeito devem formular-se programas de inspecção que permitam a realização de, pelo menos, duas inspecções a uma fenda antes que esta possa evoluir até à fractura.

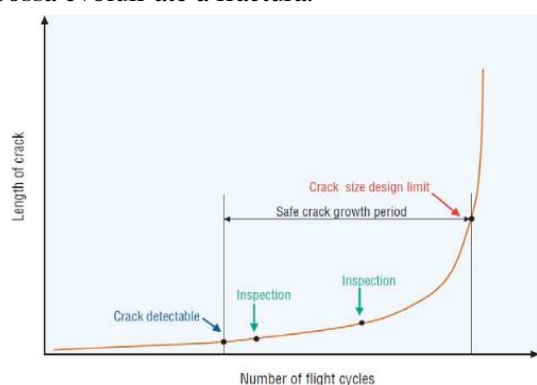


Figura 2.19 – Modelo teórico de inspecções para detecção de fendas antes que tenham consequências na integridade estrutural (ATSB, 2007)

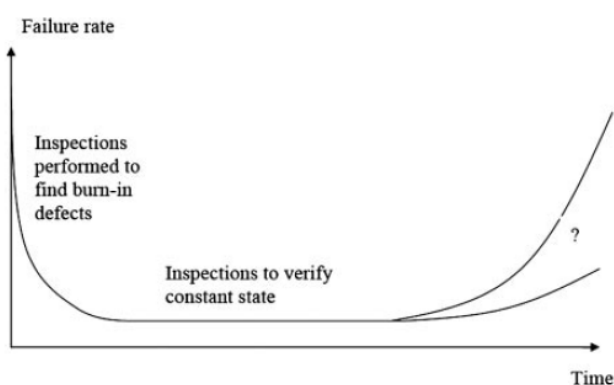


Figura 2.20 – Modelo *bath-tub* para a falência de instalações *offshore* envelhecidas (Sorensen, Ersdal, 2008)

2.2. Avaliação da Vida Residual à Fadiga

A estimação da restante vida útil à fadiga (ou *remaining useful life*, RUL) teve uma implementação mais célere nos domínios dos equipamentos mecânicos e da indústria aeronáutica que nas estruturas civis (pontes e construções esbeltas) e nas estruturas *offshore* fixas. Tal deveu-se à maior vida de projecto e, em muitos casos, à menor frequência de solicitações de gama de tensões significativa das segundas. Com o esgotar da vida útil de projecto de uma quantidade crescente das estruturas referidas (frequentemente de 20 a 30 anos em estruturas *offshore* fixas, de 50 anos na generalidade das construções civis metálicas e de 100 anos nas pontes), a estimação da RUL passou a ser um aspecto determinante, também para a Engenharia de Estruturas.

Em alguns equipamentos mecânicos e em estruturas de engenharia civil, nomeadamente as pontes, é possível instalar sistemas de monitorização de sinais incipientes do crescimento de fendas, com sensores e transdutores. Trata-se de um procedimento designado *structural health monitoring* (SHM). Todavia, a SHM baseada em sensores é onerosa e difícil de implementar, sobretudo em estruturas de grandes dimensões com muitos pontos críticos em que se podem desenvolver fendas. Por essa razão o emprego de métodos probabilísticos é uma boa alternativa, contando já com uma extensiva aplicação

na indústria aeronáutica (Karandikar *et al*, 2012), na qual a instalação de equipamentos não é vantajosa, devido ao incremento do peso das aeronaves e à necessidade de energia.

Em 2008 a Comissão Europeia emitiu um relatório dedicado à avaliação da vida residual à fadiga de estruturas metálicas (Kühn *et al*, 2008). Tal documento, corolário da investigação realizada na Europa sobre o tema na década de 90 do século passado, permitiu enquadrar uma abordagem para a avaliação da vida à fadiga de pontes metálicas no contexto dos Eurocódigos estruturais (Helmerich *et al*, 2007). A abordagem sugerida e fundamentada em extensa bibliografia inclui quatro fases: São elas a avaliação preliminar; a investigação detalhada; a investigação especializada e as medidas de mitigação. Importa observar que a abordagem excede a estimação da vida à fadiga, por incluir uma última fase que implica intervenção. A primeira fase destina-se, sobretudo, à recolha de informação sobre as propriedades geométricas e mecânicas da construção e sobre as acções, compreendendo cálculos sumários e enquadrados na legislação de projecto vigente para a estimação dos efeitos das acções. É na segunda fase que se promove o incremento da informação disponível através do uso adequado e planeado de ensaios não destrutivos e da quantificação mais rigorosa das solicitações realmente ocorridas e expectáveis. Na terceira fase o foco é a análise detalhada da construção, já dispondo dos dados necessários e fazendo recurso de uma equipa alargada de especialistas. É neste contexto que se alvitra o uso dos princípios da Mecânica da Fractura na avaliação da fadiga bem como o emprego dos métodos probabilísticos.

Também os desenvolvimentos mais recentes no domínio da Mecânica da Fractura se têm direccionado para a estimação da vida à fadiga de estruturas com abordagens probabilísticas. Para o efeito, têm sido dados passos importantes para a integração das várias formulações clássicas da Mecânica da Fractura em modelos únicos. Num exemplo recente (Correia, 2014), estendeu-se o âmbito da formulação de propagação de fendas de fadiga, substituindo-se ainda o modelo de deformação-vida determinístico por um campo de deformação-vida probabilístico.

No contexto específico das estruturas *offshore*, estudos patrocinados pelas entidades reguladoras da indústria petrolífera (Sorensen, Ersdal, 2008), propuseram, em 2008, a adaptação do método de planeamento de inspecções designado *Reliability and Risk-based Inspection* (RBI), profusamente utilizado na indústria aeronáutica. Reconhecendo-se a presumível evolução das patologias associadas aos fenómenos de fadiga traduzida em modelos do tipo “*bath-tub*” (conforme ilustrado na Figura 2.20), formulou-se um procedimento para o planeamento de inspecções que visasse garantir que nenhuma ruptura por fadiga ocorra sem que a fenda respectiva fosse inspeccionada duas vezes durante a sua evolução. Outro aspecto atendido foi a necessidade de que os planos de inspecção, e os respectivos intervalos de tempo entre inspecções, se reformulem a cada inspecção, face às observações (detecção ou não de defeitos), ao invés de se manter conforme planeado inicialmente.

Trabalhos posteriores no domínio das estruturas *offshore* submersas tentaram adaptar os métodos existentes à especificidade do ambiente oceânico. Para atender a essas particularidades, das quais se destaca a inacessibilidade, propuseram-se modelos de previsão devidamente adequados e calibrados (Vaidya, Rausand, 2011). No caso citado, identificaram-se como factores decisivos para a formulação da expressão matemática, designada a *função de sobrevivência*, a condição técnica da estrutura, a história das solicitações, a história das operações de manutenção, a qualidade do projecto e da

pormenorização e as condições futuras expectáveis. Mais importante, contudo, é a aplicação da inferência Bayesiana. Com efeito, ao contrário das abordagens probabilísticas mais usadas, nas quais dominam a interpretação clássica (com eventos equiprováveis) ou a frequencista (que associa diferentes probabilidades aos diferentes resultados possíveis) a interpretação Bayesiana baseia-se num *Grau de Confiança*. Ou seja, deixa a probabilidade de ser um atributo da população (o que sucede quando só a dimensão da população garante as probabilidades consideradas através da sua quase infinidade) para ser um atributo do elemento (estrutura, componente, por exemplo) em estudo. Por outro lado, a finitude da população aconselha a que a distribuição considerada seja o mais abrangente e adaptável possível à natureza dos possíveis fenómenos. Dessa necessidade surge a adopção da distribuição de Weibull (Rausand, Hoyland, 2004).

Do ponto de vista regulamentar, as recomendações mais significativas para o dimensionamento aos efeitos da fadiga de estruturas *offshore* (DNVGL, 2015a) prevê a possibilidade de se justificar a extensão da vida útil à fadiga das estruturas. Com efeito, tal poderá decorrer da implementação de um plano de inspecção com ensaios não destrutivos (sendo recomendados dois tipos de ensaio electromagnético). Na verdade, desde que as soldaduras sejam tratadas e os resultados dos NDT não indiquem a presença de fendas, as recomendações permitem considerar a sua não existência e, inclusivamente, o recomeço da contagem do número de ciclos para efeitos de resistência à fadiga.

2.3. Acções que Originam Fenómenos de Fadiga em Ambiente Oceânico

2.3.1. Acções relevantes

As acções com efeitos mais significativos na vida à fadiga das estruturas *offshore* fixas são as ondas. A sua intensidade e a sua constância ao longo da vida das estruturas em ambiente oceânico resultam num conjunto alargado de ciclos de solicitações correspondentes a diferenças de tensões variáveis e geralmente superiores aos limites de fadiga e de truncatura, a menos que a opção de projecto tenha assumido um sobredimensionamento para o evitar. Todavia, outras acções como a força das correntes, os ventos e as vibrações associadas aos equipamentos mecânicos e às operações também têm a sua relevância (NORSOK, 2013). Tal sucede porque se podem somar às anteriores, adicionando mais ciclos com outras diferenças de tensões ao conjunto. Importa referir que não é despreciando o contributo de acções menos frequentes mas mais intensas, como é o caso das acções sísmicas (visto tratar-se de estruturas fixas ao fundo oceânico) e da colisão de corpos gelados. O seu contributo dá-se no contexto da fadiga oligocíclica que, isoladamente ou interagindo com HCF, pode decrementar significativamente as condições de segurança das estruturas.

Por fim, deve referir-se o conjunto de efeitos decorrentes das colisões de navios, de pequenos incidentes durante o transporte e das operações usuais que, embora sejam acções sem expressão no contexto das análises fundadas na acumulação de danos, podem ter um papel importante na criação de danos iniciais cuja evolução para fendas propagáveis pelos efeitos da fadiga é rápida.

Não obstante o supramencionado, as análises globais à fadiga de estruturas em ambiente oceânico tendem a focar-se na acção predominante, das ondas. Esta simplificação é devida, em primeiro lugar, à preponderância dos efeitos desta acção sobre as demais e, por outro lado, pela complexidade e

aumento da incerteza que decorreria da conjugação de acções de várias naturezas numa análise individual. Trata-se de uma abordagem com fundamento regulamentar encontrado, por exemplo, nas recomendações DNVGL-RP-C210 (DNVGL, 2015).

Um aspecto que não deve ser negligenciado na determinação dos efeitos das acções é o crescimento marinho em torno dos elementos estruturais. Este pode ser estimado conforme disposições regulamentares (NORSOK, 2007) ou partindo de medições efectuadas sobre a própria estrutura (DNVGL, 2015).

A natureza estocástica do ambiente oceânico obsta à consideração da regularidade nas ondas para a avaliação da segurança à fadiga. Com efeito, as ondas têm intensidades e frequências distintas entre si. Neste contexto, a definição das acções não deverá ser determinística – assumindo um número mais ou menos extenso de acções individuais típicas ou medidas, definidas em séries temporais ou *Histogramas de Ondas* – mas transformando estas duas últimas em abordagens estatísticas traduzidas em *Diagramas de Dispersão e Espectros de Ondas*.

A caracterização das ondas pode ser lograda com base em bibliografia específica (DNV, 2014), (ISO, 2013) ou (Reddy, Swamidas, 2014), com ferramentas de simulação numérica (*WaveWatch I – Delft University of Technology*, *WaveWatch II – NASA Goddard Space Flight Centre* ou *WaveWatch III – Tolman*, por exemplo) ou com recurso a medições no local, caso se trate de uma estrutura edificada ou de um local monitorizado. Contudo, caso se empreenda uma abordagem baseada em medições é conveniente a corroboração com uma das duas pretéritas opções, para fazer face às limitações na extensão das séries medidas.

2.3.2. Grandezas Representativas do Ambiente Oceânico

Na caracterização do ambiente oceânico são utilizados termos que importa aqui referir. Com efeito, as ondas são perturbações do nível médio das águas que configuram um mecanismo de transferência de energia potencial e cinética (MIT, 2011). As ondas são geradas por acção do vento, induzidas pela fricção deste sobre a superfície da água. A sua dimensão depende da intensidade do vento, do comprimento e da duração em que este actua sobre a superfície marinha, da interacção não-linear entre ondas, potenciando transferências de energia que levam ao seu aumento ou decaimento, bem como da dissipação energética. Esta última deve-se à rebentação das ondas, às perturbações e interacções e aos efeitos viscosos. Designa-se *Mar em Equilíbrio* quando a energia fornecida pelo vento às ondas é igualada pela perda de energia por dissipação. Caso contrário, a onda crescerá se a primeira for superior à segunda e decairá caso contrário (MIT, 2011). Para se atingir um estado desenvolvido de mar é necessário que o vento actue durante longos períodos de tempo e ao longo de grandes distâncias.

O referido comprimento no qual o vento actua sobre a água, formando uma onda, é designado *fetch*. Nesse domínio espacial, as ondas geradas localmente são caracterizadas por alturas e períodos bastante heterogéneos e designam-se *vagas* (ou *sea*). Prolongando-se além do espaço em que são geradas localmente pelo vento, as ondas adquirem constância e passam a chamar-se *ondulação* (ou *swell*) (CMM, 2016).

Em qualquer caso, as ondas caracterizam-se por uma altura, por um período e pela altura de água subjacente, ou profundidade. A primeira é correntemente representada por H . O período designa-se T e a profundidade é frequentemente referida como d (ainda que, em algumas publicações se use a letra L). L é, contudo, a designação mais comum para o comprimento de onda (que, por vezes também é designado por λ). A altura das ondas relaciona-se com a sua frequência. Para o efeito define-se o declive das ondas (*steepness* como é habitualmente referida) como a relação H/L . Esta assume valores conhecidos para as diversas condições de mar, habitualmente contidos no intervalo 1/18 a 1/20. Com equação (63) estabelece-se uma relação entre comprimento de onda e período e, conseqüentemente, de altura de onda (partindo do seu comprimento) com a frequência (inversa do período, (64) (Khalifa *et al*, 2014). Com as grandezas referidas é, ainda, possível definir o número de onda, (65). O âmbito destas equações cinge-se à linearidade no comportamento das ondas e ao domínio das águas profundas. As águas profundas são aquelas em que se observa $d/L > 0.5$, sendo as águas rasas caracterizadas por $d/L < 0.05$. A zona de transição assume valores intermédios.

$$L = gT^2/2\pi \quad (63)$$

$$w = 2\pi/T \text{ e } f = 1/T \quad (64)$$

$$k = 2\pi/L \quad (65)$$

A configuração de uma onda pode assumir formas diversas entre a sua *crista* (*crest*) e o seu *vale* (*trough*). Para definir matematicamente o comportamento das ondas existem diversas *Teorias de Onda*. Entre estas contam-se as Teorias de Airy (Linear), de Stokes (de 2ª, 3ª e 5ª ordens), a Onda Trocoidal (com as Teorias de Boussinesq, Dureuil-Jacotin ou Gerstner), a Onda Cnoidal (com as Teorias de Korteweg-de Vries, Keulegan-Patterson ou Latoine) e a Onda solitária (com as Teorias de Scott-Russel ou Boussinesq) (CMM, 2016). A escolha da *Teoria de Onda* a usar é condicionada pelo estado do mar, nomeadamente pelas grandezas H , T e d . Na Figura 2.21 é apresentado um ábaco conducente a essa determinação. Todavia, no domínio das análises de fadiga, que admitem algumas simplificações na caracterização das ondas, é corrente o uso da Teoria de Airy (Khalifa *et al*, 2014). Por outro lado, é recomendado em (DNVGL, 2015) o emprego da Teoria de Stokes de 5ª Ordem.

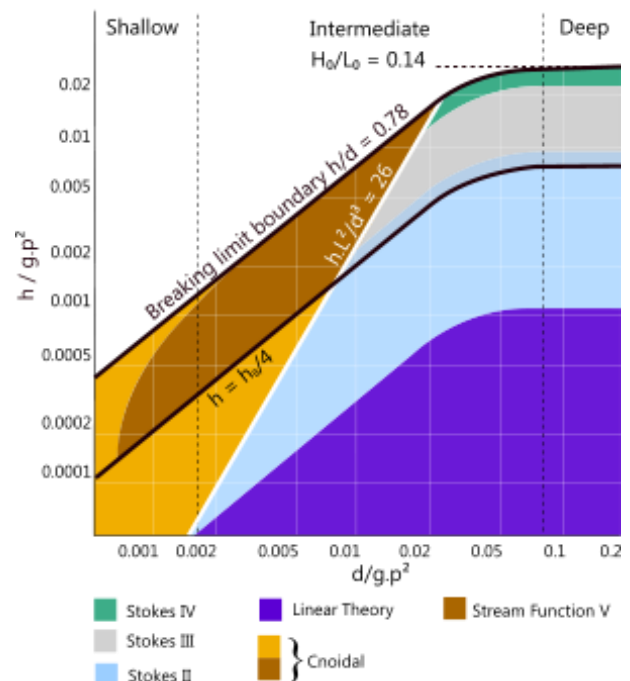


Figura 2.21 – Ábaco de Le Méhauté, de 1976, para a determinação da *Teoria de Onda* aplicável. A grandeza T é, aqui, designada como p .

É possível observar, nas representações gráficas apresentadas, que a *Teoria de Onda* melhor adequada a cada caso difere em função da altura e do período da onda, para além da profundidade do ambiente. Tal constitui um problema no contexto das análises de fadiga, para as quais é relevante uma gama bastante alargada de ondas (com diferentes alturas e períodos) e, logo, de *Teorias de Onda* óptimas.

No contexto das formulações matemáticas que descrevem o comportamento irregular do ambiente oceânico torna-se necessário convencionar alguns parâmetros estatísticos para definir a altura, o período e a densidade espectral das ondas utilizados nos cálculos (Reddy, Swamidas, 2014).

O parâmetro estatístico que define a altura das ondas é a altura significativa da onda (*significant wave height*), convencionada $H_{1/3}$ ou H_s . Trata-se da altura média do terço de ondas mais altas. O período significativo da onda, T_s , é o período médio do terço de ondas com período mais alto. Para a aferição do período utiliza-se o método *zero up-crossing*, que consiste em contabilizar apenas as ondas que têm a sua crista e vale acima e abaixo do nível médio do mar (*MSL*), respectivamente (Reddy, Swamidas, 2014). Isto é, numa série temporal, o período de pico-a-pico, T_{Ci} , mede-se entre quaisquer dois picos sucessivos, mas o período *zero up-crossing*, T_{zi} , mede-se entre o último pico antes de a série mudar de sinal (passar o nível zero – que neste contexto é o *MSL*) e o primeiro após passar o zero de novo e voltar ao sinal anterior (MIT, 2011). O período significativo da onda pode, portanto, ser designado período *zero up-crossing*, ou T_z (NORSOK, 2013). Em algumas formulações, igualmente conducentes à determinação de espectros de ondas, utiliza-se o período de pico T_p ou T_c (CMM, 2016a), (NORSOK, 2013).

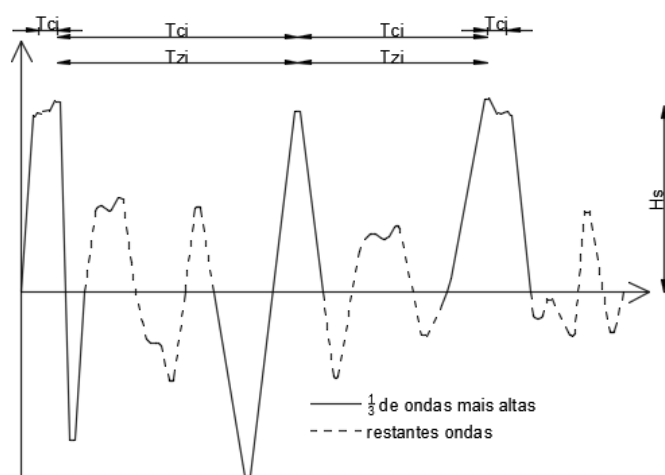


Figura 2.22 – Altura significativa, período pico-a-pico e período zero up-crossing

A determinação dos efeitos das ondas sobre as construções em meio oceânico pode ser mais ou menos complexa, dependendo da necessidade de considerar a interação entre as acções e a estrutura, incluindo os efeitos de amplificação dinâmica. No caso mais simples podem usar-se equações simples, como a de Morison (CMM, 2016), para a determinação de forças incidentes. Já nos segundos é incontornável o recurso à resolução numérica de sucessivos conjuntos de formulações, espectros e funções de transferência. Em qualquer

caso, é imprescindível conhecer as alturas, períodos e comprimentos das ondas incidentes, bem como aplicar uma *Teoria de Onda* para estabelecer um quadro em que as grandezas se relacionem e de onde possam ser deduzidos outros parâmetros, como a aceleração e a velocidade da água na interface exposta da estrutura.

É útil, ainda numa fase em que se define o conjunto de grandezas relevantes, avaliar as condições de aplicabilidade das formulações que se pretende usar. No caso da equação de Morison, importa aferir se o comprimento de onda iguala ou supera o quádruplo do diâmetro dos elementos estruturais nos quais se pretende determinar as forças. Importa ainda definir os coeficientes empíricos de uso posterior. Tendo em conta parâmetros como a rugosidade, a viscosidade (que varia em profundidade) ou as dimensões dos elementos estruturais, calcula-se o número de Reynolds, Re , o número de Keulegan-Carpenter, (66) e os coeficientes empíricos C_D e C_M . O número K_C mede a instabilidade do escoamento, C_D é o coeficiente de arrasto e C_M é o coeficiente de massa adicionada.

Simplificadamente, pode usar-se a prescrição da norma NORSOK (NORSOK, 2007), estritamente para a análise à fadiga e desde que $1.0 < KC < 6.0$, que indica $C_D = 0.65$ para elementos lisos e $C_D = 0.80$ para elementos rugosos, bem como $C_M = 2.00$, independentemente da rugosidade.

$$KC = u_0 T / D \quad (66)$$

2.3.3. Caracterização das Acções das Ondas

No contexto das análises de fadiga, a caracterização das acções das ondas pode ser concentrada em *Histogramas de Ondas*. Estes quantificam o número de incidências num intervalo de tempo de interesse, dividindo-as por parâmetros relevantes. No caso das análises de fadiga, esses parâmetros são a altura das ondas e o seu período. As razões para que assim seja são a necessidade de usar ambos os parâmetros para a formulação de *Espectros de Onda*, *Funções de Transferência* e *Espectros de Resposta da Estrutura*, no caso de se considerar a interacção acção-estrutura e a necessidade de considerar a aceleração e a velocidade da água para a determinação das acções estáticas das ondas sobre estruturas admitidas rígidas. Com efeito, os *Histogramas de Ondas* ordenam, em tabelas de dupla entrada, a quantidade de ondas, n_i , por cada par altura-período, ou $H_i - T_i$. À construção destes histogramas está associada a divisão dos parâmetros de entrada por blocos, o que leva à designação corrente de *Histogramas de Blocos*. Os blocos são imprescindíveis para construir os histogramas, já que se não se agrupar as alturas de onda e os períodos em pequenos intervalos, as ocorrências terão todas um par $H_i - T_i$ irrepitível. Para efeitos de cálculo torna-se necessário atribuir um valor de referência a cada bloco. Pode aplicar-se as fórmulas (67) e (68), no entanto, no caso da altura significativa de cada bloco, é corrente tomar-se a maior altura do intervalo (Khalifa *et al*, 2014). A densidade de cada intersecção de blocos representa o número de ondas nela contidas. Importa referir que os *Histogramas de Ondas* devem ser construídos para as diversas direcções, nas quais as acções das ondas podem ser significativamente diferentes. É corrente usar espaçamentos angulares de 45° , 30° ou 15° . Os *Histogramas de Ondas* podem ser processados de vários modos, conforme a conveniência dos cálculos a que se destinam. Por exemplo, uma aplicação é a redução a histogramas de duas dimensões, em vez das três aludidas (H_i , T_i e n_i). Com efeito, para cada bloco de H_s pode determinar-se o período máximo, T_{max} , e somar o número de incidências em cada bloco H_s (Khalifa *et al*, 2014). É habitual que o período de medição de ocorrências associado à construção de um *Histograma de Ondas* não seja inferior a um ano, de modo a englobar os efeitos da sazonalidade.

$$T_m = \sum(T_i n_i) / \sum n_i \quad (67)$$

$$H_s = \sum(H_{S_i} n_i) / \sum n_i \quad (68)$$

Os *Histogramas de Ondas* descrevem, habitualmente, cerca de 2 a 6 milhões de ondas por ano (Galgoul, 2007), (El-Reedy, 2015) e correspondem a medições feitas durante períodos de tempo que não excedem as décadas ou a simulações numéricas feitas com base em parâmetros físicos. Com efeito, por um lado tornar-se-ia muito difícil dispor de informação que permitisse associar um período de retorno aos profusos dados que compõem os histogramas mas, por outro lado, tal quantidade de informação é suficiente para ter significado estatístico representativo dos *Estados de Mar*. Neste contexto, é possível operar uma transformação muito subtil do ponto de vista prático, mas muito significativa no domínio formal. Trata-se da passagem de *Histogramas de Ondas* para *Diagramas de*

Dispersão (scatter diagrams). Em ambos os casos a informação apresentada é a mesma, assumindo exactamente os mesmos valores se os histogramas e os diagramas se apresentarem em percentagem (Figura 4.4). A transformação de uns nos outros fundamenta-se na observação que, face à quantidade e representatividade de dados dos histogramas, as frequências de ocorrência de ondas neles contidas são, na verdade, probabilidades de ocorrência de *Estados de Mar* caracterizadas pelo par H_i-T_i (Khalifa *et al*, 2014). Assim, deixa de se ter dados sobre ondas, que carecem de um período de retorno, passando a ter informação probabilística sobre *Estados de Mar* que, naturalmente, dispensa considerações sobre períodos de retorno. Acresce que, não estando vinculado a um determinado período de medição, um *Diagrama de Dispersão* tem apenas que conter um número de ocorrências que lhe confira consistência do ponto de vista estatístico. Por essa razão, é corrente utilizar-se, no domínio das aplicações na indústria, *Diagramas de Dispersão* com cerca de 100 a 200 vezes menos valores que os *Histogramas de Ondas* de um ano (Galgoul, 2007), (El-Reedy, 2015), (SACS, 2014), o que se traduz numa vantagem não despreciada nas simulações numéricas.

Objectivamente, é ainda requerido que os *Diagramas de Dispersão* forneçam a altura significativa das ondas, o seu período médio *zero up-crossing*, a direcção das ondas e a sua probabilidade de ocorrência (Zeinoddini *et al*, 2015), (Khalifa *et al*, 2014). É habitual que, nos diagramas, se numere sequencialmente os blocos, para facilitar a sua implementação em métodos computacionais.

O uso de *Diagramas de Dispersão* especificamente elaborados para a localização em análise é prescrito nas recomendações mais recentes (DNVGL, 2015) para a avaliação dos efeitos da fadiga em estruturas *offshore*.

As séries temporais das ondas podem ser descritas com recurso a amplitudes e frequências, sob a forma (69), onde H_m é a altura de cada componente de onda, σ_m é a frequência de cada onda, δ_m é a diferença de fase entre componentes de onda e t é o tempo. Com base nestas séries temporais pode aplicar-se uma Transformada de Fourier para se obter os espectros de energia ou de altura das ondas (Reddy, Swamidas, 2014).

$$\eta_t = \sum_{m=1}^M (H_m/2) \cdot \cos(\sigma_m \cdot t - \delta_m) \quad (69)$$

O *Espectro de Onda* é uma função de densidade de potência espectral, ou seja traduz uma intensidade da energia das elevações do mar em função das frequências das ondas (Figura 2.23 e Figura 2.24). Depende da altura significativa de onda H_s e do período de pico, T_p , (ou da frequência de pico, também designada frequência modal (70) (Seidel, 2014), (MIT, 2011). É pertinente observar que a ocorrência, num local, de ondas de diferente génese, nomeadamente *vagas* e *ondulações*, darão origem a espectros diferentes, cada um com a sua frequência de pico e com a sua distribuição de densidade espectral.

$$w_m = 0.4\sqrt{g/H_s} \quad (70)$$

O espectro de energia das ondas traduz a soma dos termos $\rho g H_i^2 / 8$ (Reddy, Swamidas, 2014). Contudo, é de uso mais difundido o espectro de alturas das ondas, correspondente à soma dos termos $H_i^2 / 8$. A generalidade das formulações matemáticas para a definição dos espectros comunga a expressão geral (71) com $m = 5$ e $n = 4$.

$$S_\eta(w) = A_0 w^{-m} e^{-Bw^{-n}} \quad (71)$$

Um aspecto da maior importância na manipulação dos resultados obtidos dos espectros é a amplitude das ondas consideradas. Com efeito, sucede que a formulação supramencionada se refere à amplitude de meio espectro, fazendo a altura significativa de onda relacionar-se com o quadruplo da área sob a curva de densidade espectral.

Apesar da base matemática, os espectros mais usados têm uma definição semi-empírica, para a qual contribuíram calibrações efectuadas com dados medidos (ABS, 2014), (Reddy, Swamidas, 2014). Geralmente, as normas e recomendações indicam os espectros a utilizar.

O espectro mais usado é o de Pierson-Moskovitz (também designado P-M ou espectro ISSC). Trata-se de um espectro só aplicável a estados desenvolvidos de mar, ou seja quando as ondas resultam de uma acção prolongada no tempo e no espaço do vento sobre as águas, (MIT, 2011) em qualquer região geográfica do mundo (Khalifa *et al*, 2014), (Galgoul, 2007). Dele existem versões com base na velocidade do vento e outras com base na altura das ondas (Reddy, Swamidas, 2014).

O espectro JONSWAP resultou de um programa de investigação direccionado para o Mar do Norte, sendo portanto essa a zona geográfica para a qual está calibrado (Khalifa *et al*, 2014). Todavia, por se tratar de uma formulação mais actual, há registo da sua utilização noutras áreas geográficas, mediante calibração, bem como a sua modificação em espectros seus sucedâneos, como é o caso do espectro TMA – JONSWAP Modificado (Reddy, Swamidas, 2014).

Face à sua generalizada aplicação, importa enunciar as expressões directrizes dos espectros *P – M* e JONSWAP. Ambos os casos são definidos como (72) sendo a frequência angular da onda $w = 2\pi/T_w$, T_w o período da onda, $w_p = 2\pi/T_p$ a frequência angular espectral de pico, T_p o período de pico ou o período significativo da onda T_z , g a aceleração da gravidade, a constante generalizada de *Philip* (73) também designada por C (SACS, 2014), σ o parâmetro de largura espectral que vale 0.07 caso $w < w_p$ ou 0.09 no caso contrário, γ é o parâmetro de pico, unitário para o espectro de Pierson-Moskovitz (CMM, 2016a).

$$S_{\eta\eta}(w) = \alpha g^2 w^{-5} e^{-1.25(w/w_p)^{-4}} \gamma e^{-0.5[(w-w_p)/(\sigma w_p)]^2} \quad (72)$$

$$\alpha = H_s^2 w_p^4 (1 - 0.287 \ln(\gamma)) / (3.2 g^2) \quad (73)$$

Outros dos espectros aplicáveis à análise de estruturas *offshore* são o espectro Ochi (ou Ochi-Hubble ou Ochi-Hubble Double Peak), cuja aplicabilidade é restrita e, geralmente cingida aos casos em que coexistem *vagas* e *ondulações* (ABS, 2014), a fórmula ITTC (Reddy, Swamidas, 2014) e o espectro de Bretschneider. Este último aplica-se a *Estados de Mar* totalmente desenvolvidos em zonas geográficas verosímeis a tempestades tropicais, como o Golfo do México ou o Mar do Sul da China (ABS, 2014).

Em termos práticos, a determinação matemática dos espectros a usar nas análises é feita com recurso a programas computacionais de modelação matemática e resolução numérica (Khalifa *et al*, 2014).

2.3.4. Caracterização dos Efeitos das Acções das Ondas no Contexto da Fadiga

Os efeitos das acções das ondas sobre as estruturas em ambiente oceânico são particularmente complexas de estudar e reduzir a formulações de cálculo simples de aplicar. Com efeito, não apenas os elementos estruturais estarão sujeitos à incidência directa do escoamento induzido pelas ondas, que neles exerce uma força e que depende da aceleração e da velocidade da água, mas também sofrem solicitações dinâmicas decorrentes da interacção acção-estrutura, tão mais intensas quanto mais próximas forem as frequências da acção e dos modos de vibração globais da estrutura e locais dos elementos directamente sujeitos às acções. A Figura 2.23 ilustra uma situação em que uma estrutura é sujeita à acção de ondas de baixa intensidade e, na Figura 2.24, a acções de maior intensidade.

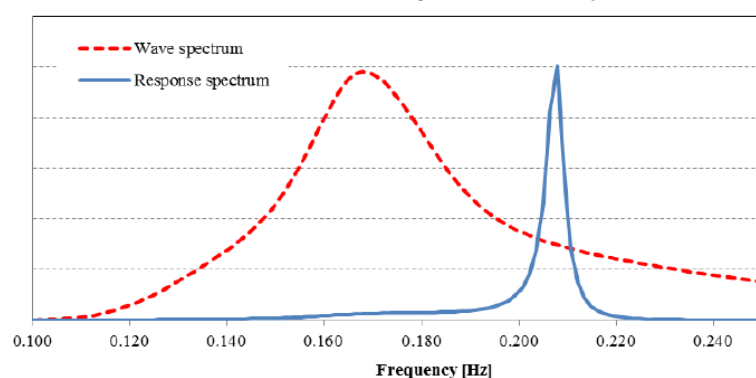


Figura 2.23 – Espectro de onda de baixa intensidade e espectro de resposta da estrutura para o momento flector actuante (Seidel, 2014)

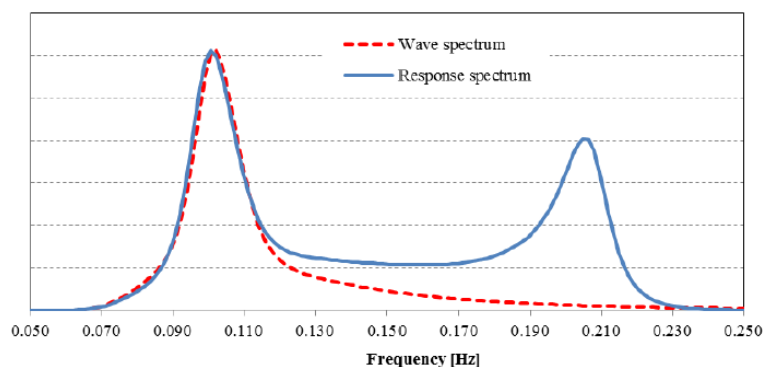


Figura 2.24 – Espectro de onda de maior intensidade e espectro de resposta da estrutura para o momento flector actuante (Seidel, 2014)

As pretéritas imagens exemplificam que uma estrutura (neste caso apenas com um modo de vibração relevante associado a uma frequência de aproximadamente 0.205 Hz) ao ser sujeita a um mesmo espectro de onda (com uma frequência de pico de 0.170 Hz, aproximadamente) com duas intensidades distintas (resultantes de uma multiplicação linear) pode apresentar dois espectros de resposta muito diferentes. No primeiro caso, porque a força directamente incidente devida às ondas é baixa, a resposta da estrutura é concentrada sobre a sua frequência própria. No segundo caso, sendo a densidade espectral da acção mais importante, passa a ser predominante a resposta associada à frequência de pico da acção (onde esta será mais intensa), passando a resposta na frequência própria da estrutura a ser menos preponderante, mas não deixando de coexistir com a primeira. À medida que a densidade

espectral da onda aumentar a resposta nas frequências próprias da estrutura diminui de preponderância.

Consequentemente, o dimensionamento de estruturas *offshore*, desde que rígidas e dúcteis, sujeitas a ondas de projecto de grande intensidade, pode ser efectuado apenas considerando a resposta estática à solicitação, com erro despreciando. Ou seja, nessas condições é possível usar só a expressão de Morison. Todavia, não é esse o caso das análises de fadiga já que, nestas, a menor intensidade das ondas traduz-se numa das duas situações apresentadas na Figura 2.23 ou na Figura 2.24.

Pelas razões atrás apresentadas se justifica que as análises de fadiga sejam, necessariamente, *Análises Espectrais de Fadiga*, nas quais é tida em conta a resposta dinâmica da estrutura (Khalifa *et al*, 2014). Tais análises não dispensam a determinação e o emprego de *Espectros de Resposta da Estrutura*, os quais resultam da aplicação de *Funções de Transferência*, que têm em conta o comportamento dinâmico das estruturas, aos *Espectros de Onda* que definem a acções.

Do ponto de vista matemático, para a construção de *Espectros de Resposta das Estruturas*, as estruturas terão que ser assumidas *Sistemas Lineares Invariantes no Tempo*, pois essa é a condição para a aplicação das *Funções de Transferência* consideradas (MIT, 2011). Este aspecto não é despreciando, porque subtrai a hipótese da consideração da não-linearidade no comportamento das estruturas. Não se trata, porém, de um óbice significativo à análise, já que a baixa intensidade das acções de fadiga e o uso de materiais metálicos permite o comportamento estrutural no domínio da elasticidade material e a robustez da concepção das estruturas *offshore* dispensa a consideração de não-linearidade geométrica nas análises.

De um modo sucinto, pode descrever-se o seguinte procedimento de análise no domínio da frequência para a execução de uma *Análise Espectral de Fadiga*, adaptado de (Seidel, 2014), (Khalifa *et al*, 2014), (MIT, 2011), (El-Reddy, 2015) e (Galgoul, 2007), para a determinação dos efeitos da fadiga em estruturas inseridas em ambiente oceânico.

i) Previamente à análise estrutural é necessário caracterizar as acções das ondas do ponto de vista matemático, através de *Diagramas de Dispersão* e *Espectros de Onda*. Seguidamente, empreende-se uma análise modal da estrutura, com o objectivo de determinar as características dinâmicas do sistema, nomeadamente as suas frequências w_n e formas $\phi_n(z)$ modais. Deve ser dada particular relevância à influência do meio de fundação; Segue-se a consideração de um valor de amortecimento, ξ , para cada modo de vibração e, posteriormente, determina-se o *Espectro de Onda* $S_{\zeta\zeta}(w)$;

ii) Torna-se, então, necessário definir as *Funções de Transferência*. Do ponto de vista estrutural estas destinam-se a descrever o comportamento mecânico, sujeita a estrutura a acções com uma gama de frequências alargada. A *Função de Transferência Combinada* é descrita por (74), com $H_{a,n}(w)$ a *Função de Transferência Hidrodinâmica* e $H_n(w)$, a *Função de Transferência Mecânica*. $H_{a,n}(w)$ determina as forças generalizadas das ondas a partir das frequências e dos modos da estrutura e $H_n(w)$ determina os efeitos na estrutura (deslocamentos) a partir do modo considerado. Assim, a função de transferência combinada permite determinar efeitos na estrutura (deslocamentos ou esforços), partindo da definição da onda (Seidel, 2014). Importa referir que está subjacente uma simplificação ao cálculo das *Funções de Transferência*. Com efeito, estas funções representam os efeitos das ondas, por valor unitário de sua altura, para uma gama de frequências verosímeis para o Estado de Mar. Consequentemente, assume-se

que os efeitos das ondas variam linearmente com a sua altura, o que não é verdade. Tal relação é não-linear e, para efeitos de cálculo assume-se a altura de onda com maior probabilidade para cada frequência (ou período) de onda, dividindo-se o resultado pela referida altura de onda, diferente ao longo da *Função de Transferência* calculada. Não se trata, contudo, de uma aproximação grosseira. Na verdade, a bibliografia actual (Galgoul, 2007), (SACS, 2014) sustenta tratar-se de um erro negligenciável no contexto das análises estruturais de estruturas *offshore*.

$$H(z, w) = \sum \Phi_n(z) H_n(w) H_{a,n}(w) \quad (74)$$

Apesar da formulação matemática directriz, a determinação das *Funções de Transferência* é, frequentemente, calibrada numa relação inversa. Primeiro determinam-se as diferenças de tensões na estrutura a partir de séries temporais de ondas e, depois dividem-se os resultados pela altura das ondas para determinar a *Função de Transferência* de tensão para aquela frequência particular. O procedimento é repetido para um conjunto de frequências de interesse para poder gerar as *Funções de Transferência* de tensões completas (Khalifa et al, 2014), (SESAM, 2016);

iii) Por fim, determina-se o *Espectro de Resposta da Estrutura* (75) ou seja, aplica-se a *Função de Transferência Combinada* para tornar a informação da onda, dada pelo seu espectro, em efeitos sobre a estrutura (MIT, 2011).

$$S_{uu}(z, w) = |H(z, w)|^2 S_{\zeta\zeta}(w) \quad (75)$$

Com o *Espectro de Resposta* viabiliza-se uma posterior análise estrutural conducente à determinação de diferenças de tensões e do número de ocorrências associado, como explicado em seguida.

A determinação dos efeitos estáticos causados pelas ondas nos elementos constituintes das estruturas é substancialmente mais simples que a pretérita. Observando-se as condições de aplicabilidade da expressão de Morison para elementos esbeltos, já enunciadas, tal acção pode ser obtida pelo somatório de dois termos, (76) com c_M e c_D os parâmetros empíricos já aludidos (CMM, 2016). O primeiro termo diz respeito à inércia hidrostática (proporcional à aceleração) e o segundo termo corresponde à força de arrasto (proporcional ao quadrado da velocidade).

$$f_N = 0.25\rho C_M \pi D^2 a + 0.5\rho C_D D v |v| \quad (76)$$

Do procedimento para a *Análise Espectral de Fadiga* obtêm-se tensões na estrutura. Contudo, para a determinação dos efeitos da fadiga nas estruturas é necessário tornar as tensões resultantes da análise adequadas aos critérios de resistência assumidos e avaliar a quantidade de acções de diferentes intensidades ao longo do tempo. O primeiro aspecto requer, na generalidade dos casos, a aplicação de *factores de concentração de tensões* (K_t ou *SCF*). Estes podem ser até incluídos nas formulações dos *Espectros de Resposta da Estrutura*, para cada pormenor relevante. A quantificação e qualificação do número de ocorrências incidentes sobre a estrutura, no contexto das *Análises Espectrais de Fadiga*, são logradas através de processos indirectos. Com efeito, a não utilização de *Histogramas de Ondas*, ao contrário do que sucederia em análises determinísticas, implica a indisponibilidade de um número de ciclos de gama de tensões directamente aplicáveis sobre as curvas de resistência à fadiga. Já se referiu, porém, que partindo da caracterização dos *Estados de Mar* com *Diagramas de Dispersão* e *Espectros de Ondas*, está-se em condições de determinar *Funções de Transferência* e *Espectros de Resposta das Estrutura*, assumindo-se um *Processo Aleatório Estacionário*. É neste contexto que, para

cada *Estado de Mar*, se define um valor RMS (*root mean square*, só aplicável a processos estacionários ou quase-estacionários) da gama de tensões (77), e um período a ela associado (78). Sabe-se que um dado *Estado de Mar* ocorre durante uma fracção m_{vida} da vida da estrutura. Esta fracção é facilmente determinável conhecendo-se a vida da estrutura e o *Diagrama de Dispersão*. Então, o número de ciclos associado ao referido *Estado de Mar* é de $N = m_{vida}/T_z$. Torna-se então necessário assumir uma distribuição de Rayleigh para as tensões de modo a determinar o dano como (79). O dano total será o somatório dos danos para cada *Estado de Mar*. É de salientar que, com este procedimento, é possível determinar o dano devido ao número de ciclos das solicitações sem conhecer, explicitamente, esse valor à partida. Assim justifica-se a utilização de *Diagramas de Dispersão* em projecto ou análise, sem necessidade de conhecer os *Histogramas de Ondas* (El-Reedy, 2015).

$$\sigma_{RMS} = \sqrt{\int_0^{\infty} H^2(f) S_{\eta\eta}(f) \cdot df} \quad (77)$$

$$T_z = \sigma_{RMS} / \sqrt{\int_0^{\infty} f^2 H^2(f) S_{\eta\eta}(f) \cdot df} \quad (78)$$

$$D = (N/\sigma_{RMS}^2) \int_0^{\infty} S/N(S) e^{-S^2/8\sigma} \cdot dS \quad (79)$$

Uma vez determinado o dano acumulado está-se em condições de estimar a vida à fadiga de cada pormenor constituinte da estrutura. Contudo, importa recordar que a verificação da segurança à fadiga pressupõe não apenas a excedência da vida à fadiga calculada relativamente à vida útil da estrutura, mas desta última multiplicada pelo *Factor de Dimensionamento à Fadiga* (ou *Design Fatigue Factors – DFF*) (CMM, 2016a). No contexto das normas DNVGL e NORSOK definem-se os valores para os DFF resumidos no Quadro 3.1.

O emprego de programas de cálculo automático desenvolvidos para o ambiente oceânico visa minimizar a complexidade dos processos relatados. Contudo, a sua implementação requer a definição de alguns conceitos adicionais, como é o caso do *Centro de Dano*.

O *Centro de Dano* (ou *Onda de Dano Crítica*, ou *Histograma de Dano*) (Khalifa *et al*, 2014), (El-Reedy, 2015), (SACS, 2014) resulta da aplicação dos critérios definidos na curva S-N, de resistência à fadiga, aplicável ao *Diagrama de Dispersão*. Nesta formulação a onda máxima crítica é designada H_{max} ou H_{CS} (altura do Centro de Dano) e associa-se a T_{max} ou T_{cz} (período do Centro de Dano). O dano estimado, D_i , define-se como (80), o período da onda máxima crítica é (81) e a altura é (82), com H_{Si} a altura da onda, b a constante arrasto/inércia, m o declive da curva S-N aplicável, P_i a probabilidade de ocorrência de ondas (ou probabilidade do *Estado de Mar* i), sendo T_{zi} o tempo associado a H_{zi} . Tal como os diagramas, o *Centro de Dano* refere-se a uma determinada direcção. Todavia, é corrente concentrar numa única formulação os danos decorrentes das acções nas diversas direcções. Do ponto de vista da computação aplicada às análises de fadiga, os *Estados de Mar Efectivos* determinados com este conceito substituem a quantificação provida pelos *Diagramas de Dispersão*. Um aspecto interessante é que o *Centro de Dano*, apesar de requerer o cálculo de um dano D_i , pode ser determinado no início da análise de fadiga previamente à avaliação da segurança da estrutura.

$$D_i = P_i H_{Si}^{(b/m)} / T_{zi} \quad (80)$$

$$T_{max} = \sum D_i T_{zi} / \sum D_i \quad (81)$$

$$H_{max} = \sum D_i H_{Si} / \sum D_i \quad (82)$$

As recomendações DNVGL-RP-0005 (DNVGL, 2015a), como já referido a propósito de 2.1, sugerem um procedimento simplificado de cálculo de base probabilística com uma distribuição de Weibull de dois parâmetros. Estes correspondem à forma e à escala. Remete-se para o referido, bem como para 3.3, os detalhes sobre a formulação da distribuição de Weibull.

Contudo, investigações recentes (Khalifa *et al*, 2014) sugerem que as análises simplificadas de fadiga – nomeadamente a prescrita nas normas API, semelhantes à abordagem das recomendações DNVGL-RP-0005, nomeadamente no uso da distribuição referida – têm como limitação a grande sensibilidade dos resultados da análise ao parâmetro de forma considerado.

2.4. Métodos de Inspeção e Monitorização de Danos em Estruturas *Offshore*

2.4.1. Contexto, Aspectos a Observar, Objectivos e Técnicas de Inspeção

A informação usada para incrementar a qualidade das estimativas da vida à fadiga de estruturas *offshore* fixas pode ser obtida através do emprego de diferentes técnicas. Uma delas consiste no controlo de qualidade executado durante e após o fabrico, em estaleiro. Outra inclui inspeções periódicas realizadas sobre as partes acessíveis das estruturas em serviço e a monitorização dos elementos estruturais. Demais opções, como a desactivação temporária para transporte a estaleiro e realização de inspeções profundas só são razoáveis para estruturas flutuantes.

Do primeiro grupo citado fazem parte inspeções com métodos não destrutivos (*non-destructive testing*, *NDT*) sobre a estrutura construída e, se pertinente, a realização de ensaios destrutivos sobre provetes ou modelos de teste. Tais ensaios estão definidos nos *Planos de Inspeção e Ensaios* e destinam-se a garantir o cumprimento dos requisitos de qualidade especificados em projecto. Todavia, é corrente, e estatisticamente consistente, que a satisfação de tais requisitos não seja garantida no limite das tolerâncias admissíveis, para todos os casos. Consequentemente, a informação do controlo de qualidade pode resultar num cenário inicial mais favorável do que resultaria do cumprimento dos mínimos definidos em projecto. As inspeções realizadas durante a vida de serviço das estruturas podem estar limitadas por questões de acessibilidade, de operacionalidade de equipamentos de teste, de dificuldades técnicas e de custo, estando ainda cingidas à utilização de métodos não destrutivos.

Apesar dos requisitos de qualidade de fabrico abrangerem diversos aspectos, nomeadamente as propriedades mecânicas e químicas dos materiais e o controlo dimensional da construção, entre outros, apenas aqueles que potenciam a iniciação ou indiciam a propagação de fendas interessam para o presente estudo. É o caso das fendas e microfendas, aparentes ou inclusas, em elementos lineares e, sobretudo, em juntas soldadas. Todavia, é também importante a investigação de outras anomalias que podem evoluir ou potenciar as referidas. Trata-se, por exemplo, da existência de poros nas soldaduras, de defeitos geométricos nos cordões de soldadura que promovam concentrações de tensões anormalmente elevadas, de marcas ou sulcos nas superfícies dos elementos ou da corrosão dos elementos estruturais, incluindo defeitos na protecção anticorrosiva que a estimulem.

O contexto das estruturas fixas em ambiente marinho acarreta algumas particularidades. Uma delas está relacionada com as soldaduras feitas no local. Se, em qualquer tipo de estrutura, tais pormenores já se demonstram mais verosímeis à ocorrência de danos e à iniciação de fendas, devido às piores condições de execução e controlo mais dificultado, tal é especialmente verdade em ambiente marinho. Com efeito, as soldaduras em elementos submersos podem ser feitas em ambiente húmido ou seco, recorrendo a uma câmara hiperbárica. No segundo caso, mais oneroso, as condições de execução dos trabalhos não diferem substancialmente daquelas que se experimentam em zonas não submersas, já em ambiente húmido há uma maior probabilidade de ocorrência de porosidade na soldadura, perda de ductilidade e fissuração a frio induzida pelo hidrogénio (CMM, 2016).



Figura 2.25 – Soldadura em ambiente húmido (CMM, 2016)



Figura 2.26 – Fissuração a frio (CMM, 2016)



Figura 2.27 – Porosidade em soldadura (CMM, 2016)

2.4.2. Ensaios Não Destrutivos e Capacidade de Detecção

Entre os ensaios não destrutivos mais correntes (BS, 2015), (Mix, 2005) encontram-se a inspeção visual (geral, GVI, ou cuidada – “close” – CVI), os ensaios com líquidos penetrantes (designados PT), os ensaios electromagnéticos (dos quais se destaca os ensaios com partículas magnéticas, designados MPI/MT, a medição de campos de corrente alternada – ACFM, o ensaio de queda de potencial de corrente alternada – ACPD, e o ensaio de correntes de Foucault ou correntes Eddy – ET/EC), os ensaios ultra-sónicos (nomeadamente os ensaios de ultra-sons convencionais, UT, os ensaios de ultra-sons automatizados – AUT, os ensaios *Focused Phased Array* e os ensaios *Time of Flight Diffraction*, ou TOFD) e os ensaios radiográficos (designados RT).

No contexto das estratégias de monitorização, um método possível é o da detecção de membros inundados, ou *Flooded Member Detection* (FMD). Trata-se de um método para, indirectamente, detectar fendas em elementos estruturais que decorram na sua inundação.

Os ensaios com líquidos penetrantes (EN 571-1) permitem identificar fendas, poros ou outros defeitos superficiais e são ensaios pouco dispendiosos. Num ensaio de líquidos penetrantes as manchas de cor escura (caso se utilize penetrante visível sob luz branca) ou fluorescentes (caso se utilize penetrante visível sob luz ultravioleta) evidenciadas pela aplicação do revelador indicam a presença de defeitos superficiais. Com efeito, a aplicação do revelador sugere a presença do penetrante que não foi removido pela limpeza. O penetrante é fluido de baixa tensão superficial, que penetra em defeitos superficiais devido ao efeito da capilaridade. Por esta razão, apenas são detectados defeitos superficiais com larguras superiores a alguns micrómetros. Importa referir que este método não permite detectar a profundidade dos defeitos nem é aplicável em meio húmido.

A norma BS 7910 quantifica as menores dimensões de fendas detectáveis com ensaios de líquidos penetrantes como pares comprimento-profundidade de 5.0-1.5 mm para peças fundidas, 5.0-1.0 mm para soldaduras tratadas (maquinadas) e 20.0-4.0 mm para soldaduras sem tratamento.

Os ensaios com partículas magnéticas (MPI/MT) são regulamentados na norma EN 1290. Neles, uma determinada zona de um material ferrítico a ensaiar é sujeita a um campo magnético (existem vários tipos de magnetização – longitudinal, circular ou multidireccional – e várias formas de a induzir – através de bobinas, corrente eléctrica na peça, entre outras). As partículas magnéticas são óxidos de ferro em suspensão num fluido transportador. A presença de uma descontinuidade no campo magnético gerado na peça a ensaiar faz com que ocorra uma concentração das partículas magnéticas que percorrem a superfície metálica. Verifica-se, então, o preenchimento da descontinuidade no campo, o que permite detectar os defeitos mecânicos que estão na sua origem. As partículas podem ser visíveis à luz natural ou com luz ultravioleta, caso sejam fluorescentes. Importa referir que o ensaio com partículas magnéticas permite a detecção de defeitos superficiais e ligeiramente sub-superficiais, mas não de defeitos mais profundos. A limitação da aplicabilidade do ensaio a peças de formas simples e regulares, com superfícies pouco rugosas, deve também ser levada em conta.

A norma BS 7910 quantifica as menores dimensões de fendas detectáveis com ensaios de partículas magnéticas como pares comprimento-profundidade de 5.0-1.5 mm para superfícies tratadas (maquinadas) e 20.0-4.0 mm para soldaduras sem tratamento.

Os ensaios com correntes de Foucault ou correntes *Eddy* (ET/EC) são, actualmente, os ensaios electromagnéticos mais usados. Para tal circunstância contribui a possibilidade de executar este ensaio sem remover a protecção anticorrosiva das peças. Trata-se de uma vantagem significativa, sobretudo em estruturas *offshore*, face à dificuldade em repor localmente a protecção à qualidade inicial. Este tipo de ensaios consiste na criação de um campo eléctrico na zona a ensaiar do material ferrítico, o qual irá gerar um campo magnético uniforme no caso da inexistência de defeitos e não uniforme caso eles ocorram. É, então, usada uma sonda para avaliar o campo magnético e, assim, determinar a presença de descontinuidades. Trata-se de ensaios de difícil realização e interpretação, cuja precisão é muito dependente da morfologia da fenda, da geometria da peça ou do pormenor ensaiados e do tipo de sondas usado. As menores fendas superficiais detectadas terão, geralmente, 15.0 mm de comprimento e 3.0 mm de profundidade.

O método ACFM (medição de campos de corrente alternada) pode ser aplicado em ambientes submerso ou seco e não requer cuidados significativos de limpeza das superfícies, funcionando sobre camadas anticorrosivas de vários milímetros. A diferença mais significativa deste para os métodos electromagnéticos mais comuns consiste no uso de corrente alternada sobre a superfície a inspeccionar. Se não existirem defeitos na superfície, a passagem da corrente alternada induz um campo magnético uniforme na superfície. Caso contrário, o campo gerado é não-uniforme e a sonda detecta essa singularidade. Trata-se de um método com maior capacidade de detecção que os demais electromagnéticos. Com efeito, as menores fendas detectadas terão, geralmente, 15.0 mm de comprimento e 2.0 mm de profundidade.

O método ACPD (queda de potencial de corrente alternada) é usado, sobretudo, para a medição de defeitos detectados por outros métodos. Contudo, é pouco vantajoso face ao método ACFM (o qual, de

resto, resulta de uma evolução do APCD) e tem a desvantagem, face ao aludido, de tendencialmente subestimar os defeitos detectados. Não é, portanto, um método muito utilizado.

Os métodos ACFM e ACPD são correntemente usados para a medição de fendas já detectadas.

Importa recordar que, de um modo geral, os métodos electromagnéticos só são adequados para a detecção de fendas superficiais ou sub-superficiais. Tal já não é o caso dos ensaios ultra-sónicos.

Os ensaios ultra-sónicos são regidos, entre outras, pelas normas EN 1713 e EN 1714. De um modo geral, estes métodos servem o propósito da detecção de descontinuidades no interior dos materiais, tais como fissuras, poros ou inclusões. Tratando-se de um ensaio que identifica descontinuidades do material não é usado quando se trata de soldaduras de canto, nas quais, por natureza, a soldadura não preenche totalmente o intervalo entre as duas peças ligadas. Os métodos convencionais de ensaios ultra-sónicos (UT) sofreram evoluções tecnológicas. Com efeito, são de uso corrente ensaios ultra-sónicos cuja operação deixou de ser manual para ser automatizada, com recurso a *scanners* e *encoders*, incluindo aquisição e armazenamento contínuo de dados. Estas técnicas designam-se AUT ou *Zonal AUT* caso a inspecção se cinja a determinados pormenores estruturais. O melhoramento da qualidade dos resultados da inspecção, ajustada a determinados defeitos específicos, pode ser conseguido ajustando a distância focal e o ponto focal dos feixes. Assim sucede para os ensaios do tipo *Focused Phased Array*. Em cordões de soldadura espessos, para detectar fendas de orientação variável ou para fendas profundas as dificuldades acrescidas de detecção aconselham o uso de métodos cuja tecnologia melhor se adequa. É o caso do método TOFD, cuja capacidade de detecção para os defeitos referidos decorre do uso da medição da influência dos defeitos no tempo de difracção.

A norma BS 7910 quantifica as menores dimensões de fendas detectáveis com ensaios electromagnéticos como pares comprimento-profundidade. Em condições ideais de realização dos ensaios as dimensões das menores fendas detectáveis são semelhantes para defeitos na superfície testada, na superfície oposta e no interior do material. Indicam-se dimensões de 15.0-3.0 mm para o ensaio UT, 10.0-1.5 mm para ensaios AUT e *Focused Phased Array* e 10.0-2.0 mm para ensaios TOFD.

Os métodos radiográficos (RT), regulamentados na norma EN 1435, são os menos práticos de implementar, sobretudo fora de oficina e em ambiente marinho. As consequências que os raios X têm sobre a saúde dos operadores obrigam a que os ensaios sejam executados em áreas devidamente isoladas. Acresce que os aparelhos envolvidos são mais difíceis de manejar e transportar e, não menos relevante, não é possível a realização de ensaios em elementos ociosos, pela impossibilidade de fixar a película na face oposta àquela sobre a qual se projectam os raios.

Os ensaios radiográficos permitem a detecção de vários tipos de defeitos tais como fendas e poros, tanto superficiais como no interior dos corpos. Nestes ensaios utiliza-se uma fonte emissora de raios X (um tubo) ou γ (um isótopo radioactivo), a qual deve ser posicionada perto da peça a examinar. A radiação emitida intersecta o material objecto de análise e é projectada numa película posicionada para além deste. A detecção dos defeitos é feita através da análise das heterogeneidades projectadas na película. É pertinente referir que, embora este tipo de ensaio permita uma percepção aprofundada das heterogeneidades do material, nem todos os defeitos são nele detectados. Por exemplo, quando existem defeitos com uma forma planar, perpendiculares à direcção dos feixes de radiação, estes

podem não ser perceptíveis na projecção feita sobre a película do ensaio. Independentemente da posição dos defeitos, a menor dimensão detectável em ensaios radiográficos é indicada, na norma BS 7910, como 1.2 mm.

Os métodos possíveis para inspecção das soldaduras submersas cingem-se à inspecção visual e aos ensaios electromagnéticos ou ultra-sónicos. A aplicação de ensaios com líquidos penetrantes ou com meios radiográficos só é possível em ambiente seco, com recurso a uma câmara hiperbárica, e com custos muito significativos. A inspecção visual pode ser efectuada por mergulhadores ou por veículos operados remotamente (ROV), inclusivamente com sistemas de aquisição, reconhecimento e interpretação de imagens.

2.4.3. Contexto Regulamentar e Defeitos Admissíveis

No plano regulamentar é de salientar a existência das normas gerais de dimensionamento, onde correntemente se definem as *classes de dimensionamento* das estruturas e a elas se fazem corresponder *classes de inspecção*, as normas de fabrico, nas quais prescreve os requisitos a cumprir em cada *classes de inspecção* e, por fim, as normas específicas para o dimensionamento à fadiga. Nestas últimas é importante atender aos pressupostos sobre os quais se fundam e que é necessário garantir no contexto do controlo de qualidade, para que os métodos de cálculo não percam validade.

Entre as normas gerais de dimensionamento aplicáveis às estruturas *offshore* fixas encontram-se a DNV-OS-C101, a DNV-OS-C201 e a NORSOK N004. Na norma NORSOK N004, cujo uso deve ser complementado com a norma NORSOK M101, definem-se cinco *classes de dimensionamento* (DC1 a DC5) e cinco *classes de inspecção* (A a E). A relação entre elas atende, também, ao tipo de pormenor estrutural e à exposição às acções fadiga (baixa ou alta).

No contexto das estruturas *offshore* fixas são relevantes duas normas de fabrico muito semelhantes entre si, a NORSOK M101 e a DNV-OS-401. No caso da norma NORSOK M101, que prescreve a realização dos NDT não antes de passadas 48 horas do fim do fabrico das estruturas, são definidas as quantidades de ensaios (em percentagem) a realizar para cada uma das *classes de inspecção*. No caso da inspecção visual, é especificada a sua realização em 100% das soldaduras. Os demais ensaios têm frequências de realização distintas. Em qualquer caso, aplica-se o conjunto normativo ISO para regulamentação dos NDT. É o caso das normas ISO 17637 para inspecção visual, ISO 17636 para ensaios radiográficos, ISO 17640 para ensaios ultra-sónicos e ISO 17638 para ensaios electromagnéticos. A norma DNV-OS-401 é semelhante na filosofia diferindo, contudo, nas três *classes de inspecção* (que designa por *categorias*). São elas a IC-I, IC-II e IC-III.

Para o estabelecimento de limites de aceitabilidade para os danos detectados são feitas profundas referências às normas BS 7910, DNV-RP-D404 e ISO 5817 para a inspecção visual, EN ISO 17635 para ensaios radiográficos, electromagnéticos e ultra-sónicos, EN ISO 23278 para ensaios electromagnéticos e de líquidos penetrantes, EN ISO 11666 para ensaios ultra-sónicos e ISO 10675 para ensaios radiográficos. Todavia, são também relevantes as normas ISO 6520 e EN 12062.

Empregando-se métodos visuais ou electromagnéticos de ensaio, consideram-se aceitáveis defeitos de penetração incompleta com a dimensão máxima igual a metade da espessura ou 10 mm (para as

categorias C, D e E), mas não serão aceitáveis no caso das categorias A e B. Para os mesmos métodos, as cavidades (*undercuts*), são aceitáveis com a dimensão máxima igual a 0.75 mm (para as categorias C, D e E) e com 0.5 mm no caso das categorias A e B.

Para os resultados dos ensaios radiográficos estabelece-se a admissibilidade de poros com diâmetro de 3 mm caso ocorram em grupo ou do mínimo entre um quarto da espessura ou 6 mm no caso de serem isolados, para as categorias A e B. Para as categorias C, D e E, estes limites aumentam para 4 mm e o mínimo entre um terço da espessura ou 6 mm, respectivamente.

Independentemente do método usado e da *classe ou categoria de inspecção*, não são aceitáveis as imperfeições planares, nomeadamente as fendas. Tal não significa que não existam fendas nas estruturas recém-fabricadas. Apenas significa que, a existir, serão menores que a menor dimensão mensurável pelo método empregue.

A norma DNVGL-RP-0005 (DNVGL, 2015a), referente ao dimensionamento à fadiga, tem como pressuposto a não consideração de *undercuts* nas curvas S-N melhores (mais resistentes) que a do tipo D, a consideração de *undercuts* de 0.5 mm para as curvas S-N do tipo D, E e F, bem como a consideração de *undercuts* de 1.0 mm para curvas S-N do tipo F1 e piores (menos resistentes). Estes pressupostos devem ser garantidos no controlo de qualidade do fabrico, o que se pode tornar particularmente difícil para viabilizar o uso de curvas S-N de categoria melhor que a D, já que estes pressupostos excedem os requisitos das normas aplicáveis, nomeadamente a ISO 5817.

No contexto de uma análise estocástica de fadiga, na qual se inserem os métodos das recomendações DNVGL-RP-C210, não basta caracterizar os danos iniciais, nomeadamente as fendas e os poros, através da sua existência ou não existência, suas dimensões no primeiro caso e maiores dimensões não detectáveis no segundo. É, também, necessário associar uma probabilidade de detecção (PoD) às anomalias. Isto é, mesmo quando as dimensões dos defeitos excedem as dimensões mínimas a partir das quais os métodos de inspecção são capazes de os detectar, há uma (pequena) probabilidade de a detecção falhar.

2.4.4. Probabilidade de Detecção de Defeitos

Com base numa resenha bibliográfica, (DNVGL, 2015) e (Mix, 2005), é possível coligir os seguintes critérios para a probabilidade de detecção de fendas em elementos metálicos e suas soldaduras, para os principais métodos de monitorização e ensaio. Para a detecção de membros inundados (FMD), a probabilidade de detecção pode ser considerada constante, valendo 0.95.

No caso da inspecção visual, a capacidade de detecção das fendas é menor que em qualquer outro método. Apenas é possível detectar fendas de maior dimensão e já numa fase de crescimento acelerado. Adicionalmente, têm capital importância na probabilidade de detecção as particularidades geométricas de cada fenda, que traduzem a dificuldade associada à sua detecção. A probabilidade de detecção para o método CVI é dada por (83), com x o comprimento da fenda em mm, x_0 um parâmetro de distribuição calibrado para as três condições de ensaio (0.40, 0.45 e 1.16 em ambiente seco e condições de estaleiro, em ambiente seco e condições correntes em mar e abaixo de água,

respectivamente) e b outro parâmetro de distribuição (1.43, 0.9 e 0.9 para os três cenários referidos, respectivamente).

$$PoD(x) = 1 - 1/(1 + (x/X_0)^b) \quad (83)$$

$$PoD(a) = 1 - 1/(1 + (a/X_0)^b) \quad (84)$$

A variação da PoD com as dimensões da fenda e com a dificuldade de detecção é dada na Figura 2.28.

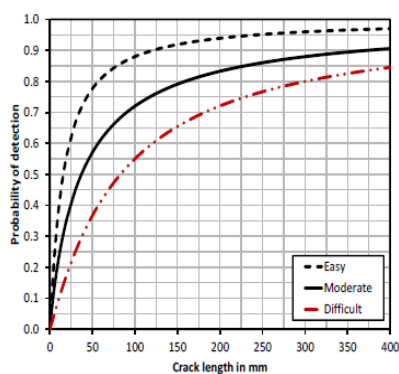


Figura 2.28 – PoD para o método CVI (DNVGL, 2015)

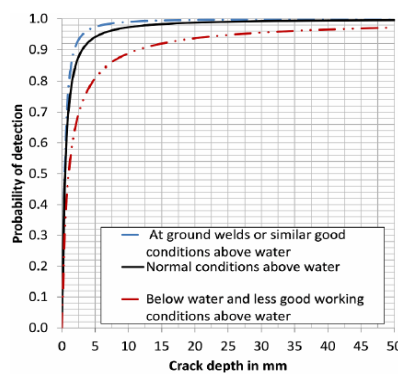


Figura 2.29 – PoD para os métodos electromagnéticos (DNVGL, 2015)

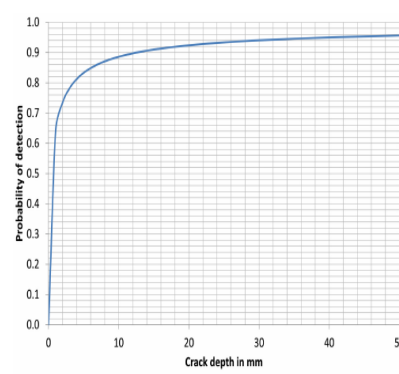


Figura 2.30 – PoD para os métodos ultra-sónicos (DNVGL, 2015)

A probabilidade de detecção para os métodos electromagnéticos e para os métodos ultra-sónicos é dada por (84), com a a profundidade da fenda em mm, x_0 e b são parâmetros de distribuição. No caso dos ensaios electromagnéticos MPI/MT, ET/EC e ACFM x_0 vale 0.40, 0.45 e 1.16 em ambiente seco e condições de estaleiro, em ambiente seco e condições correntes em mar e abaixo de água, respectivamente, e b vale 1.43, 0.9 e 0.9 para os três cenários referidos, respectivamente. A variação da PoD com as dimensões da fenda e as condições de ensaio é ilustrada na Figura 2.29. É relevante referir que se exclui deste grupo o ensaio tipo ACPD, devido à sua menos corrente utilização.

No caso dos ensaios ultra-sónicos convencionais (UT) os parâmetros de distribuição referentes à equação (84) são $x_0 = 0.41$ e $b = 0.642$. A variação da PoD com as dimensões da fenda é ilustrada na Figura 2.30. Importa referir que, desta quantificação, estão excluídos os ensaios AUT, TOFD e *Focused Phased Array*.

3. Um Método para a Avaliação da Vida Útil à Fadiga em Estruturas Offshore

3.1. Introdução, Enquadramento e Justificação do Método

Em Novembro de 2015 a DNVGL emitiu as recomendações DNVGL-RP-C210 (DNVGL, 2015), intituladas *Probabilistic methods for planning of inspection for fatigue cracks in offshore structures*. O objectivo deste documento, e do programa de investigação patrocinado pela indústria petrolífera que o antecedeu, é o de fornecer um enquadramento regulamentar para o planeamento de inspecções aos danos de fadiga em estruturas inseridas em ambiente marinho. As inspecções em serviço e a monitorização fazem-se desde há muito, para avaliar a segurança das estruturas e para afiançar níveis de fiabilidade estrutural compatíveis com o uso e a vida de serviço desejados. Todavia, a falta de um enquadramento comum tem resultado em abordagens díspares, com resultados diferentes nos níveis de segurança das estruturas e nos custos associados às inspecções. O emprego destas recomendações (DNVGL, 2015) permite racionalizar a periodicidade e profundidade das campanhas de inspecção, fazendo melhor uso da informação recolhida e planeando as inspecções, com base em abordagens probabilísticas aos efeitos da fadiga.

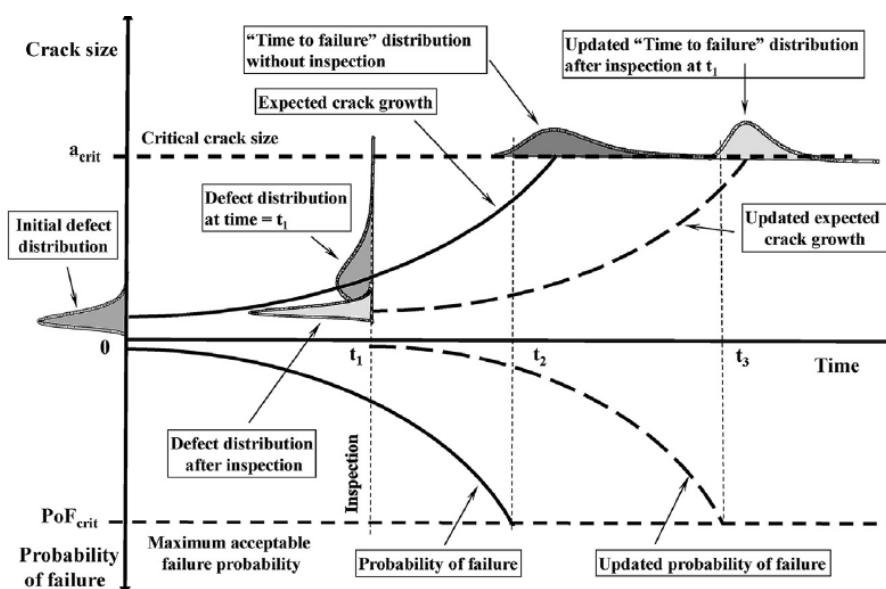


Figura 3.1 – Ilustração da variação dos níveis de fiabilidade ao longo do tempo e estratégia para inspecções (DNVGL, 2015)

De um modo sintético, a filosofia das recomendações consiste em estabelecer modelos realistas das estruturas e calcular, através de análises probabilísticas em que sejam vertidas as incertezas conhecidas, os níveis de fiabilidade ao longo do tempo. A comparação desses níveis de fiabilidade com os níveis requeridos determina a periodicidade das inspecções. As análises de fadiga determinam os locais mais prováveis e as dimensões expectáveis das fendas, permitindo assim especificar também a localização dos ensaios a realizar e os métodos a empregar. Uma vez conhecidos os resultados das

inspecções, a informação é incorporada nos modelos, refazendo-se as análises e recalculando-se os níveis de fiabilidade. Tais passos levam, naturalmente, à redefinição dos planos de inspecção a cada nova incorporação de informação.

Com efeito, o estabelecimento de um plano de inspecções consiste na avaliação da vida útil à fadiga da estrutura e na prescrição de uma nova inspecção para uma data igual ou anterior àquela em que se prevê o fim dessa vida útil (conforme ilustrado na Figura 3.1). Nessa figura é visível que a vida útil da estrutura terminaria, conforme projecto, em t_2 , sendo esse o momento em que a probabilidade de ruptura (inversamente à fiabilidade) deixaria de ser inferior ao requerido. Contudo, uma inspecção efectuada no momento t_1 , anterior a t_2 , permitiu concluir que a dimensão (observada ou máxima potencial) das fendas é inferior ao estimado no modelo inicial e que a variabilidade da sua distribuição é também menor. Assim recalculou-se a probabilidade de ruptura da estrutura ao longo do tempo, concluindo-se que a sua vida útil à fadiga poderia ser estendida até t_3 .

Sendo o objecto desta Dissertação a *Extensão da Vida Útil à Fadiga de Estruturas Offshore Fixas Formadas por Elementos Tubulares*, entendeu-se pertinente a aplicação das recomendações DNVGL-RP-C210 para o enquadramento do método formulado para o cálculo da vida útil à fadiga.

No contexto das recomendações aludidas são referidas diferentes abordagens de cálculo, nomeadamente as análises de fadiga com informação das curvas S-N e a abordagem da Mecânica da Fractura, bem como dos métodos probabilísticos. Uma vantagem significativa da utilização dos métodos probabilísticos é poder inferir uma relação entre utilização, consequências de ruptura e nível de segurança objectivo coerente e com as mesmas unidades. Assim a análise será mais robusta e menos dependente do juízo, subjectivo, de engenharia.

Ao contrário do que sucede no dimensionamento, na estimação da vida à fadiga não se usam valores conservativos, mas antes os valores mais prováveis e as incertezas associadas. A probabilidade de ruptura na vida útil é definida como a probabilidade acumulada de ruptura até à idade considerada de vida da estrutura. Ela é dada por (85) com Δ uma função que descreve a incerteza na regra de Palmgren-Miner e $D(t)$ a probabilidade acumulada de ruptura, no tempo t , com base em dados S-N. A probabilidade de ruptura por fadiga até uma vida de t é igual à probabilidade de $M(t)$ ser inferior a zero. Partindo da abordagem da Mecânica da Fractura, a mesma função de estado limite $M(t)$ pode ser formulada como (86), com a_{crit} (também designada a_c) a dimensão crítica da fenda e $a(t)$ a dimensão calculada da fenda, obtida pela integração da equação de Paris-Erdogan.

$$M_{(t)} = \Delta - D_{(t)} \quad (85)$$

$$M_{(t)} = a_{crit} - a(t) \quad (86)$$

No contexto das abordagens probabilísticas, os resultados das inspecções decorrem, também, na alteração das distribuições consideradas para os parâmetros dos modelos. Com efeito, a inclusão de valores auditados nas inspecções nos modelos de cálculo traduz-se, por um lado, na actualização dos valores esperados de cada parâmetro. Por outro, repercute-se na forma da distribuição, diminuindo as suas caudas porque se considera que se ocorressem valores extremos, surgindo nas caudas, o fenómeno físico associado seria identificado nas inspecções (conforme ilustrado na Figura 3.1).

Os resultados das inspecções, apesar de fornecerem informação de grande relevância para as análises de fadiga, independentemente da detecção ou não de fendas, não podem ser enquadrados na abordagem com curvas S-N. Isto deve-se ao facto de não existir uma correlação directa entre o dano acumulado e as dimensões das fendas. Consequentemente, é necessária uma calibração da abordagem da Mecânica da Fractura à abordagem com informação S-N para que a fiabilidade da inspecção possa ser tida em conta, com a probabilidade de detecção como uma função da dimensão das fendas.

O método aqui proposto pode ser reduzido ao conjunto de procedimentos ilustrados no fluxograma da Figura 3.2 e desenvolvidos nos próximos subcapítulos.

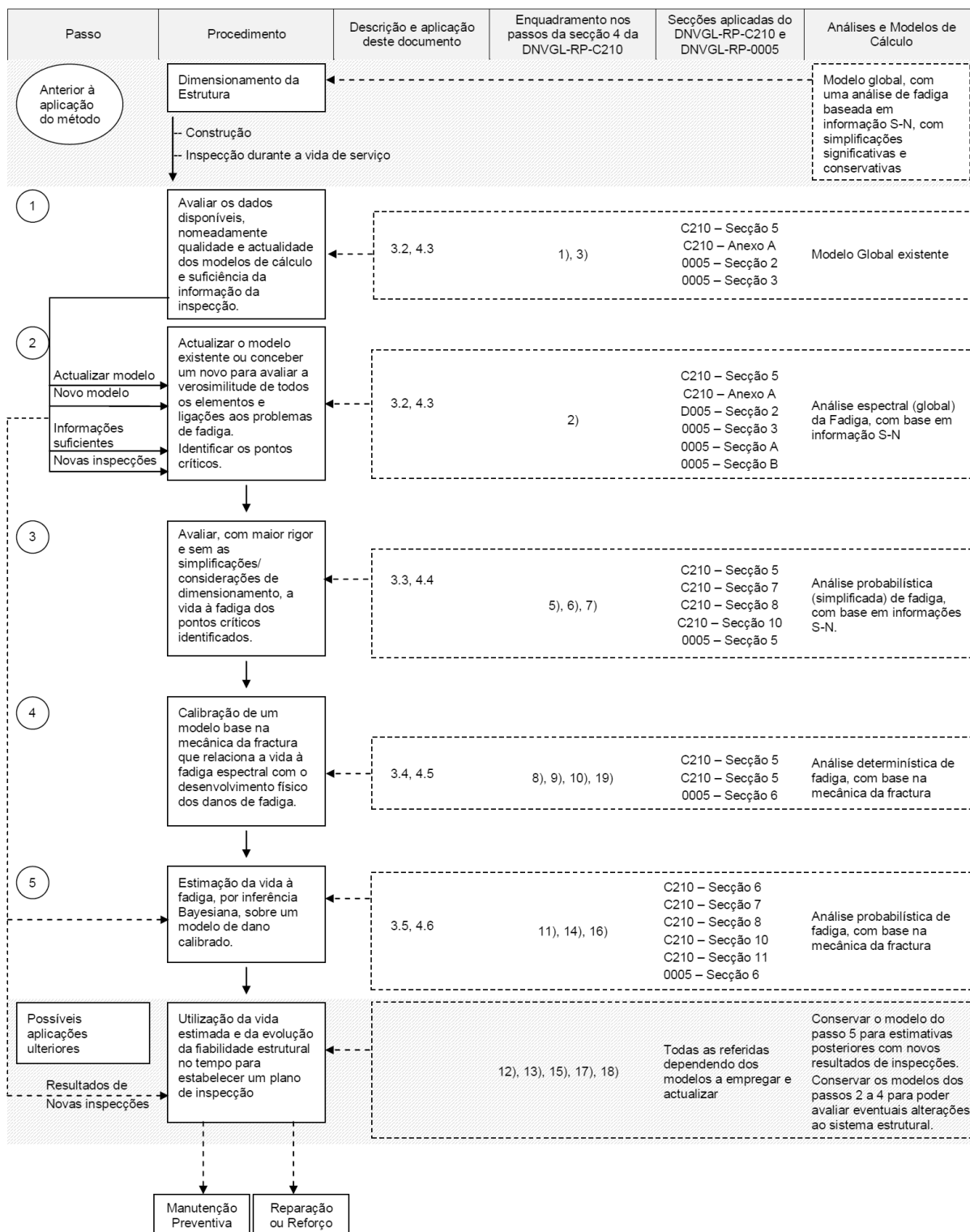


Figura 3.2 – Fluxograma ilustrativo do método proposto

O método aqui proposto é consistente com o articulado das recomendações DNVGL pertinentes e particularmente com os procedimentos elencados na Secção 4 de (DNVGL, 2015). Para facilitar a

articulação com as referidas normativas incluiu-se, no fluxograma que descreve o método, a referência às Secções das recomendações DNVGL-RP-0005 e DNVGL-RP-C210 aplicáveis em cada passo. Trata-se, portanto, de um método consistente com as referências normativas citadas, cujo propósito é integrar as suas especificações num procedimento exequível e holístico. É-lhe conferido um particular ênfase aos aspectos omissos ou de escolha livre nas recomendações e à articulação dos métodos numéricos no processo de cálculo. Entre os aspectos omissos, ou de livre escolha, encontram-se a natureza das análises (determinística, probabilística, espectral, global, local, simplificada ou recorrendo a informação S-N ou à Mecânica da Fractura, por exemplo), bem como a definição de uma sequência de análises possível para a calibração dos modelos numéricos dos passos intermédios.

A implementação prática do método formulado é laboriosa, em virtude de requerer, por um lado, a análise global do sistema estrutural, incluindo a interacção dinâmica entre a estrutura e o ambiente oceânico, e por outro a construção de modelos paralelos com a abordagem das curvas S-N de resistência à fadiga e com a abordagem da Mecânica da Fractura. Com efeito, é necessário recorrer a métodos avançados de cálculo, nomeadamente a programas de análise estrutural vocacionados para o ambiente oceânico e à programação matemática para a concepção de modelos numéricos específicos para os danos analisados.

3.2. Primeiro Passo – Análise Espectral Global à Fadiga

Uma análise global do sistema estrutural é, em qualquer caso, o ponto de partida para a prossecução de análises mais específicas e centradas em aspectos mais particulares. No caso das estruturas *offshore* fixas, existem especificidades no comportamento estrutural como a sensibilidade à interacção dinâmica entre a estrutura e as acções das ondas (2.3.4), a natureza estocástica dos *Estados de Mar* (2.3.3) e a influência da flexibilidade e do comportamento não linear das fundações. Por estas razões, a concepção de modelos globais, de alguma complexidade, com métodos avançados de cálculo sobre os quais se realizam *Análises Espectrais de Fadiga*, é um passo indispensável de qualquer análise.

Importa recordar que as *Análises Espectrais de Fadiga Globais* se enquadram, primeiramente, no contexto do dimensionamento das estruturas. Tal significa que as incertezas em alguns parâmetros, nomeadamente nas capacidades resistentes, são tratadas através da assunção de valores de dimensionamento, resultantes da afectação por factores parciais de segurança dos valores característicos (cuja determinação tem associadas distribuições estatísticas). Já as acções, embora possam ser tratadas também com uma abordagem determinística, normalmente já não o são, pelas limitações evidentes de tal opção na descrição da natureza estocástica dos *Estados de Mar*. É habitual, como já referido, a utilização de *Espectros de Onda* na definição das acções. Por conseguinte, as *Análises Espectrais de Fadiga* são frequentemente referidas, no contexto dos programas de cálculo automático, como análises *Espectrais* (SESAM, 2016), (SACS, 2014) e análises *Estocásticas* (SESAM, 2016). A este respeito, em 4.2, é feita uma sintética resenha sobre a nomenclatura adoptada nos programas de cálculo.

Pretendendo-se a compatibilidade do método sugerido com a aplicação da norma DNVGL-RP-C210 importa cumprir os requisitos estipulados no seu anexo A, denominado *Fatigue Analysis of Jackets*. As especificações mais relevantes do anexo são a necessidade do refinamento do cálculo,

nomeadamente com o uso de curvas S-N conforme (DNVGL, 2015a) para as ligações entre elementos tubulares, da consideração das formulações de Efthymiou (Efthymiou, 1988) para os factores de concentração de tensões em ligações de elementos tubulares. Relativamente à descrição das acções, recomenda-se a consideração de não menos de 10 diferentes alturas de onda, em oito direcções igualmente espaçadas e com não menos de 24 posições para cada onda. A *Teoria de Onda* poderá ser a de Stokes de quinta ordem ou ser determinada com maior rigor, conforme previsto na norma DNVGL relevante (DNV, 2014). As forças incidentes das ondas sobre a estrutura deverão ser obtidas com recurso à equação de Morison. São ainda formulados requisitos relativamente aos tipos de análise a empreender. Com efeito, estabelece-se um critério de sensibilidade dinâmica das estruturas. Com base nessa classificação prescreve-se a necessidade de ter em conta os efeitos da amplificação dinâmica nos casos de maior sensibilidade, através de *Análises Lineares Espectrais Estáticas* ou *Dinâmicas*, sendo que para os casos em que a verosimilitude aos efeitos dinâmicos é baixa se permitem *Análises Lineares Determinísticas Estáticas*. Para a quantificação da robustez das estruturas, através de análises *Pushover*, admite-se o uso de *Análises Determinísticas Não-Lineares Estáticas*. Refere-se ainda a possibilidade da realização de *Análises Não-Lineares Dinâmicas*, *Espectrais* ou *Determinísticas*, contudo, reconhece-se a sua escassa aplicabilidade e utilidade, dado requerem a descrição das acções através de séries temporais.

O cálculo da vida útil à fadiga para cada um dos elementos constituintes da estrutura e dos pormenores das ligações entre os membros é logrado com a aplicação da regra de Palmgren-Miner. Tal valor é depois relacionado com a vida útil à fadiga alvo, que se traduz no produto da vida de serviço da estrutura pelo factor de segurança (DFF) adequado ao nível de fiabilidade desejado.

As *Análises Espectrais de Fadiga Globais* servem, no contexto do método sugerido para a extensão da vida útil à fadiga (na Figura 3.2), para determinar os aspectos fundamentais do comportamento estrutural, nomeadamente para estabelecer as *Funções de Transferência* adequadas para descrever a resposta da estrutura, bem como avaliar a verosimilitude dos pormenores a problemas de fadiga e, conseqüentemente, a necessidade e oportunidade de obter dados de uma inspecção e empreender *Análises Probabilísticas de Fadiga*.

Com efeito, não é prático (nem razoável no contexto profissional) fazer *Análises Probabilísticas de Fadiga* a todos os pormenores, por isso recomenda ter-se em conta os resultados das *Análises Espectrais de Fadiga Globais* para determinar que pormenores devem ser alvo de avaliações mais aprofundadas. Precauções devem ser tidas, contudo, porque se as *Análises Espectrais de Fadiga Globais* forem muito simplificadas, nomeadamente conservativas, podem indicar vidas à fadiga muito menores que o que se obteria com uma análise mais cuidada para alguns pormenores, atraindo a atenção sobre esses e, assim, negligenciando outros cuja vida de cálculo é maior, mas a vida real é bem menor. Este aspecto é realçado nas recomendações DNVGL-RP-C210, conforme ilustrado na Figura 3.3. Nessa figura um pormenor foi dimensionado com uma abordagem simplificada conservativa, designada pelo estado A no contexto da relação entre vida à fadiga calculada e real. Se uma análise mais aprofundada fosse empreendida, o mesmo pormenor corresponderia ao estado B, no mesmo contexto. A diferença levaria a que o pormenor em questão deixasse de ser aquele que mais atenção requereria em análises ulteriores.

Reconhece-se, portanto, que as análises feitas no contexto do dimensionamento poderão não ser as mais adequadas para a estimação da vida à fadiga, devido às simplificações conservativas que podem ser feitas e à inconsistência que essas simplificações podem ter entre si. Outros aspectos em que os modelos de cálculo usados para o dimensionamento podem ser deficitários são: a não consideração da estrutura conforme executada; a não consideração da influência das técnicas de execução das soldaduras efectivamente usadas; a habitual consideração de factores de concentração de tensões excessivos na fase de projecto e o emprego de métodos numéricos menos evoluídos,

no caso de se tratar de estruturas antigas. Acresce que as alterações potenciais na estrutura também podem concorrer na conclusão da necessidade de alterar ou refazer os modelos de cálculo. Entre tais alterações estão, as modificações ao sistema resistente, as potenciais mudanças de uso da plataforma, a subsidência das fundações e eventuais alterações climáticas com repercussões nos *Estados de Mar*.

Face aos constrangimentos descritos, o primeiro passo da *Análise Espectral Global à Fadiga*, no contexto da extensão da vida útil à fadiga, será o de avaliar se será possível aproveitar, alterando, os modelos de cálculo da fase do dimensionamento ou se, pelo contrário, devem ser construídos novos modelos de cálculo. Seguidamente, há que garantir que um nível semelhante de rigor – o maior possível – foi adoptado na análise dos diferentes pormenores. Assim será possível identificar aqueles que são condicionantes e sobre os quais irão recair as inspeções e análises posteriores.

3.3. Segundo Passo – Análise Probabilística Simplificada de Fadiga

Uma vez avaliada a vida à fadiga expectável da estrutura através da *Análise Espectral Global à Fadiga*, garantindo-se a avaliação de todos os pormenores estruturais em condições de equidade nas opções de cálculo, identificou-se um conjunto de pontos (pormenores de ligação ou elementos estruturais) mais verosímeis aos danos de fadiga.

Sobre esse conjunto de pontos serão empreendidas *Análises Probabilísticas de Fadiga*. Para o efeito, segue-se o disposto na Secção 4 das recomendações (DNVGL, 2015), a qual sugere o uso de uma *Análise Simplificada de Fadiga*, conforme a Secção 5 de (DNVGL, 2015a), com a qual se determinam os danos de fadiga considerando uma distribuição de Weibull de dois parâmetros para simular a natureza estocástica das diferenças de tensões incidentes (Lotsberg *et al*, 2016).

Embora resultem na estimação da mesma grandeza – a vida útil à fadiga – a *Análise Probabilística Simplificada de Fadiga* distingue-se da *Análise Espectral de Fadiga* pelo uso dos valores de maior probabilidade observados nas distribuições das grandezas envolvidas (ao invés de valores de dimensionamento na primeira) e pelo emprego dos conceitos de fiabilidade e de probabilidade de ruptura requeridas (ao invés dos factores de segurança, DFF) para a determinação da vida útil. A

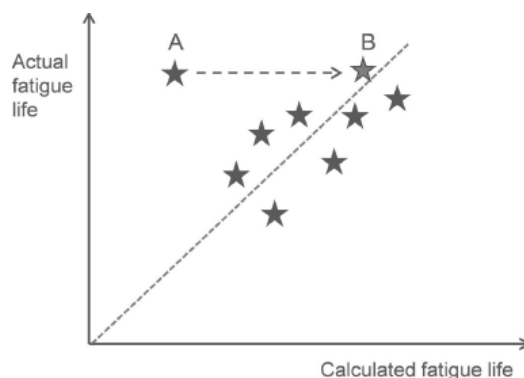


Figura 3.3 – Efeitos das simplificações conservativas na vida à fadiga real (DNVGL, 2015)

designação *Probabilística* conferida à presente análise resulta, também, da determinação do índice de fiabilidade associado ao dano calculado para a avaliação da vida útil à fadiga.

Da *Análise Simplificada de Fadiga*, também designada *Método da Amplitude de Tensões Admissível* ou *Método Indirecto* (Galgoul, 2007), faz parte uma formulação (aludida em 2.1.13 e 2.3.4) para a determinação do dano cumulativo que, embora expressa em função de curvas S-N de um segmento em escala logarítmica, pode ser expandida para permitir a utilização de curvas S-N de dois segmentos:

$$D = (n_0/a_{d1})q^{m_1} \Gamma(1 + m_1/h; (S_1/q)^h) + (n_0/a_{d2})q^{m_2} \gamma(1 + m_2/h; (S_1/q)^h) \quad (87)$$

Na expressão m_1 é o declive do segmento esquerdo da curva S-N, m_2 o declive do segmento direito da curva S-N, S_1 a tensão no ponto de transição dos dois segmentos da curva S-N, $\log a_{d1}$ a intersecção do segmento esquerdo da curva S-N com o eixo $\log N$, $\log a_{d2}$ a intersecção do segmento direito da curva S-N com o eixo $\log N$, h o parâmetro de forma da distribuição de Weibull, calibrado a partir de análises espectrais e que, no caso de estruturas *offshore* fixas pode ser considerado igual a 0.8 (DNVGL, 2015), q o parâmetro de escala da distribuição de Weibull, dado por (88) com $\Delta\sigma_0$ a gama de tensões de referência, n_0 o número total de ciclos durante a vida da estrutura, ou seja (89) com v_0 a frequência média *zero up-crossing*, em Hz e T_d a vida da estrutura, em segundos, (90), a função *gamma* incompleta complementar e (91) a função *gamma* incompleta. Importa referir que, no caso particular dos valores especificados para as curvas S-N, as recomendações (DNVGL, 2015a), pelas razões referidas em 2.1, indicam valores de dimensionamento diminuídos de duas vezes o desvio padrão associado à distribuição decorrente dos ensaios experimentais. Ou seja, (92), com $S_{\log N}=0.20$. Consequentemente, fora do contexto do projecto procura-se uma maior exactidão, por oposição ao maior conservadorismo que preside ao dimensionamento, razão pela qual se deve usar o valor médio.

$$q = \Delta\sigma_0 / (\ln n_0)^{\frac{1}{h}} \quad (88)$$

$$n_0 = v_0 T_d \quad (89)$$

$$\Gamma(a; z) = \int_0^\infty t^{a-1} e^{-t} dt \quad (90)$$

$$\gamma(a; z) = \int_0^z t^{a-1} e^{-t} dt \quad (91)$$

$$\log \bar{a} = \log a - 2S_{\log N} \quad (92)$$

O uso de uma abordagem probabilística justifica-se como a forma possível de acautelar as múltiplas incertezas que o fenómeno da fadiga em estruturas inseridas em ambiente oceânico encerra. São relevantes, por exemplo, as incertezas associadas à descrição do ambiente oceânico, à determinação das acções, à resposta da estrutura, à resistência à fadiga, nomeadamente a transcrita nas curvas S-N e a incerteza nos resultados da regra de Palmgren-Miner para a acumulação de danos.

A formulação conducente à determinação do índice de fiabilidade tem em conta, explicitamente, as incertezas e pode ser deduzida a partir da pretérita regra de acumulação de dano. Com efeito, considera-se o caso particular das curvas S-N de um segmento em escala logarítmica, (93), assumindo-se a constância dos termos m e h . Define-se então a função limite (94) cuja negatividade indicia a ruptura por fadiga. São variáveis aleatórias n , a , e q , para as quais se consideram distribuições normais. A função limite pode então ser escrita (95), logo (96) ou, numa nomenclatura mais conveniente, (97).

$$D = (n_0/\bar{a})q^m \Gamma(1 + m/h) \quad (93)$$

$$g = 1 - D \quad (94)$$

$$g = -\ln D \quad (95)$$

$$g = -\ln(n) + \ln(a) - m \ln(q) - \ln \Gamma(1 + m/h) \quad (96)$$

$$g = -z_n + z_a - mz_q - \ln \Gamma(1 + m/h) \quad (97)$$

Para as variáveis aleatórias estimam-se os valores esperados (μ), desvios-padrão (σ ou s) e coeficientes de variação (CoV). Para $z_n = \ln(n)$, $\mu_{\ln(n)} = \ln(n_0)$ e $\sigma_{\ln(n)} = 0.30$. Para $z_a = \ln(a)$, $\mu_{\ln(a)} = E(\log a) \ln 10$ e $s_{\ln(a)} = slog(a) \ln 10$. Para $z_q = \ln(q)$, $\mu_{\ln(q)} = \ln(q)$ e $s_{\ln(q)} \approx CoV$. O valor esperado da função limite será, portanto, (98) e a sua variância (99). Nestas condições, o índice de fiabilidade define-se como (100).

$$\mu_g = -\mu_{\ln(n)} + \mu_{\ln(a)} - m \mu_{\ln(q)} - \ln \Gamma(1 + m/h) \quad (98)$$

$$\sigma_g^2 = \sigma_{\ln(n)}^2 + \sigma_{\ln(a)}^2 + m^2 \sigma_{\ln(q)}^2 \quad (99)$$

$$\beta = \mu_g / \sigma_g \quad (100)$$

Para a quantificação das incertezas seguiu-se as indicações das recomendações DNVGL. Em (DNVGL, 2015) indica-se um coeficiente de variação $CoV=0.30$ para a incerteza na regra de Palmgren-Miner, considerando uma distribuição log-normal com média unitária. Admite-se que os factores de concentração de tensões são afectados por uma incerteza cujo CoV vale 0.20. No caso de as tensões *hot-spot* serem determinadas com análise com recurso ao MEF o coeficiente de variação deverá estar contido no intervalo entre 0.05 e 0.10. São também particularmente relevantes as incertezas nas solicitações de fadiga. A estas podem juntar-se as incertezas associadas às análises estruturais subsequentes. Obtém-se, portanto, (101).

$$CoV = \sqrt{(CoV_{acções}^2 + CoV_{análise}^2)} \quad (101)$$

Na parcela referente às acções $CoV_{acções}$ é avaliado em 0.12 a profundidades abaixo de 20 m, 0.22 na zona do nível médio do Mar e 0.17 entre ambas. Para a análise estrutural considera-se $CoV_{análise}=0.05$ no caso da determinação de tensões de cálculo em cordões de soldadura de ângulo e, para juntas entre perfis tubulares, são especificados valores de CoV de 0.20, 0.16, 0.12 e 0.05 caso a análise se baseie em factores de concentração de tensões, no método do caminho de cargas, em funções de influência generalizadas e em coeficientes de influência, respectivamente (DNVGL, 2015). Em (DNVGL, 2015a) é indicado o valor de 0.20 para o desvio padrão dos valores constantes nas curvas S-N.

Considera-se finda a vida de uma estrutura quando a sua probabilidade de ruptura excede os requisitos estipulados para a sua admissibilidade. No caso da vida útil à fadiga são possíveis duas abordagens para a quantificação dessa vida. Numa primeira, directa, estabelecem-se curvas de fiabilidade com recurso a análises probabilísticas. O momento da vida da estrutura em que a fiabilidade se torna inferior à fiabilidade alvo – que se relaciona inversamente com a probabilidade de ruptura aceitável – será o fim expectável da vida útil à fadiga. Outra abordagem, indirecta, resulta na afectação da vida de serviço da estrutura por um coeficiente de dimensionamento à fadiga (DFF). A vida assim obtida passa a ser o requisito que todas as partes da estrutura devem igualar ou exceder, e cujo valor de cálculo é igual à vida de serviço da estrutura dividida pelo valor do dano acumulado decorrente das acções incidentes durante a referida vida de serviço.

Para a determinação do valor de DFF, ainda em fase de projecto, os critérios relevantes são a acessibilidade do elemento ou pormenor para inspecção e as consequências da sua ruptura local. Com efeito, pode ser seguido o disposto nas normas e recomendações (NORSOK, 2012) e (DNV, 2015) para os limites mínimos do factor. O Quadro 3.1 resume os valores aplicáveis, compatibilizando as duas fontes citadas e assumindo o maior valor em caso de divergência.

Quadro 3.1 – Critérios para a definição dos DFF, compatíveis com as especificações DNVGL e NORSOK

Acessibilidade e localização	Consequências da ruptura	DFF
Inacessível ou Acessível, mas em zona de rebentação	Risco significativo de colapso	10 ^(a)
	Redundância suficiente	3
Acessível submerso (sem possibilidade de acesso em condições secas)	Risco significativo de colapso	3 ^(b)
	Redundância suficiente	2
Acessível e emerso, estrutura externa ou Acessível e emerso, estrutura interna não soldada à estrutura submersa	Risco significativo de colapso	2 ^(c)
	Redundância suficiente	1
Acessível e emerso, estrutura interna soldada à estrutura submersa	Qualquer	2 ^(c)

^(a)Considera-se o máximo entre 3 e 10; ^(b)Considera-se o máximo entre 2 e 3 e ^(c)Considera-se o máximo entre 1 e 2.

Para estabelecer os requisitos de fiabilidade associados a cada sistema estrutural é possível aplicar o disposto na Secção 8 das recomendações (DNVGL, 2015). Nela se aborda a quantificação das probabilidades de ruptura aceitáveis, com o objectivo de tornar numérico o juízo de Engenharia habitualmente feito relativamente à perigosidade dos danos de fadiga potenciais e à vulnerabilidade das estruturas e esses danos.

Contudo, a probabilidade de ruptura, no contexto das análises probabilísticas, é francamente dependente das incertezas. Ou seja, a relação entre fiabilidade e os DFF não é constante, observando-se uma forte correlação com o tipo de distribuições e coeficientes de variação definidos para os parâmetros estocásticos. Para não obstar à desejada uniformização da fiabilidade calculada para as estruturas empregando as recomendações DNVGL-RP-C210, as referidas indicam que, para as análises de fadiga em estruturas *offshore*, se pode admitir um *CoV* de 0.20 para representar as incertezas nos efeitos das solicitações e um *CoV* de 0.30 para a distribuição de valores obtidos com a regra de Palmgren-Miner. Este valor exclui, naturalmente, os efeitos de erros grosseiros de projecto e fabrico, que podem e devem ser identificados através das inspecções visuais. Nestas circunstâncias são estabelecidas as relações entre os DFF e a probabilidade de ruptura por fadiga acumulada ao fim da vida de uma estrutura *offshore* corrente.

Quadro 3.2 – Probabilidade de ruptura por fadiga acumulada ao longo de uma vida de serviço T (DNVGL, 2015)

DFF	Probabilidade acumulada na vida T	DFF	Probabilidade acumulada na vida T
1	0.110000	3	0.007100
2	0.022000	10	0.000091

Alternativamente pode inferir-se os requisitos de fiabilidade de uma estrutura em função das consequências da sua ruptura por fadiga. Entre as consequências a acautelar estão a perda de vidas humanas, os impactes ambientais e as perdas económicas. As recomendações DNV-RP-C210 alvitram que um valor aceitável poderá corresponder à probabilidade de colapso de uma estrutura cujo DFF é de 10. Ou seja, de uma estrutura cujo elemento onde se dá a ruptura não é inspecionável e precipita o

colapso global. Estabelece-se a designação de $P_{f,anual,target,DFF=10}$ para essa probabilidade. Neste contexto, passa a ser possível estimar a probabilidade aceitável para a ruptura por fadiga, observando que a probabilidade de colapso da estrutura é o produto da probabilidade da ruptura por fadiga pela probabilidade de a estrutura colapsar caso lhe seja suprimido o elemento inutilizado pela ruptura por fadiga. A esta última probabilidade convencionou chamar-se P_{SYS} . Assim, a probabilidade de ruptura objectivo (ou seja, o requisito de fiabilidade) é dado por (102).

$$P_{f,anual,target} = P_{f,anual,target,DFF=10}/P_{SYS} \quad (102)$$

O valor de $P_{f,anual,target,DFF=10}$ é dependente de diversos factores supramencionados e, conseqüentemente, algumas simplificações devem ser consideradas para o poder valorar. Segundo bibliografia especializada (Lotsberg *et al*, 2016), pode admitir-se $P_{f,anual,target,DFF=10} = 0.0001$.

Definiu-se P_{SYS} como a probabilidade de colapso da estrutura uma vez ocorrida a ruptura por fadiga que se pretende analisar. Não é, contudo, uma grandeza fácil de quantificar. Podem estabelecer-se alguns princípios qualitativos, como os factos de um *jacket* de quatro legs ser mais redundante que um de três, ou de um contraventamento em X ser mais redundante que um outro em V, N ou K. Todavia, uma quantificação melhor fundamentada requer a execução de *Análises Não-Lineares Estáticas* do tipo *Pushover*. Tais análises consistem, simplifadamente, em suprimir o elemento estrutural cuja funcionalidade é comprometida pela ruptura por fadiga e, seguidamente avaliar a capacidade resistente ao colapso da estrutura, sob os efeitos das acções e com as combinações próprias dos cenários de acidente. Recorre-se, então, ao conceito do *Rácio de Reserva de Resistência* (RSR). RSR é o quociente entre resistência e efeitos das acções ($RSR = R/S$), sendo estas últimas variáveis aleatórias, cujo significado pode também variar com o tipo de verificações empreendidas. Este rácio, aplicado à estrutura sobre a qual se realizou a análise tipo *Pushover*, toma o nome de *Factor de Resistência Residual* (RSF). Seguidamente, de uma forma simplificada para estruturas do tipo *jacket* e para valores de RSF compreendidos entre 0.6 e 2.4, é possível (DNVGL, 2015) aplicar a expressão (103).

$$P_{SYS} = 10^{-4RSF+2} \quad (103)$$

Caso não seja possível ou adequado empreender análises tipo *Pushover*, é possível encontrar recomendações em referências bibliográficas. Com efeito, (Lotsberg *et al*, 2016) observa que, se a estrutura cumprir o requisito dos Estados Limite Acidentais – que consiste em resistir aos efeitos de uma onda com período de retorno de 100 anos que danifique um qualquer elemento estrutural principal, considerando factores de segurança unitários – então $P_{SYS} \approx 1/100 = 0.01$. É, portanto, o valor de $P_{SYS}=0.01$ que se considera quando as estruturas se podem afirmar suficientemente redundantes ou os danos de fadiga insignificantes no contexto do comportamento global da estrutura. Nesses casos obtém-se $P_{f,anual,target} = 0.0001/0.01 = 0.01$.

3.4. Terceiro Passo – Análise Determinística para Calibração de um Modelo de Fadiga baseado na Mecânica da Fractura

A utilização de modelos de cálculo baseados nos princípios da Mecânica da Fractura é imprescindível para possibilitar a inclusão das informações decorrentes das inspecções. Por outro lado, tais modelos dependem de muitas variáveis e muito significativamente de algumas delas. Nestas circunstâncias,

concebem-se modelos matemáticos conducentes à descrição dos danos de fadiga nos pormenores identificados como condicionantes. Estes modelos serão calibrados com os resultados obtidos nas pretéritas *Análises Probabilísticas de Fadiga*, empreendidas com recurso às curvas de resistência à fadiga do tipo S-N. Importa referir que as análises que recorrem à Mecânica da Fractura se baseiam na mesma distribuição a longo prazo de tensões usada nas análises com informação S-N. Com efeito, é pretendido o emprego de tensões de cálculo em que estejam vertidos os aspectos geométricos macroscópicos das ligações. No domínio da nomenclatura abordada em 2.1.6 são as Tensões *Geométrica* (ou *Estrutural*, ou *Hot-Spot*) – no caso da utilização de modelos de simulação numérica com recurso ao MEF com elementos finitos bidimensionais, de casca – e *Nominal Modificada* (ou *Nominal Local*) no caso da utilização do MEF com elementos finitos unifilares, que se pretende obter da análise estrutural. Em virtude das actuais potencialidades dos programas de cálculo que permitem análises globais a sistemas estruturais em ambiente oceânico, conforme referido em 4.2, a segunda opção é a mais adequada.

Todavia, um aspecto não despreciando é a não consideração do efeito de *load shedding* em ligações entre elementos tubulares quando se emprega uma análise com elementos finitos unifilares. Este só pode ser convenientemente analisado através de simulações com elementos de casca, face à inexistência de formulações analíticas que permitam quantificar convenientemente o fenómeno (DNVGL, 2015). Em qualquer caso, a não consideração do fenómeno é conservativa. Por oposição, a sua consideração iria requerer a utilização de um modelo de propagação de fendas constituído por várias zonas no estágio II de Paris-Erdogan, o que não seria o mais adequado num cenário de incerteza e calibração de modelos, como é o presente.

Os parâmetros das formulações matemáticas em que existe necessidade de calibração são os parâmetros das expressões de propagação de fendas relativos aos materiais (destes é mais usual calibrar apenas o parâmetro C , já que o expoente m habitualmente se admite imutável no contexto da calibração), as dimensões dos danos iniciais (a_0 e c_0 ou uma delas e o *aspect ratio* igual a a_0/c_0) e as funções geométricas adstritas à determinação do *Factor de Intensidade de Tensões*, K . Com efeito, os valores dos parâmetros ΔK_{th} , K_{mat} e m são admitidos invariantes para cada material.

Apesar de se empreender uma calibração aos parâmetros supramencionados, importa referir que o intervalo de valores em que a calibração pode resultar é limitado. Com efeito, não se deve perder a noção do significado físico de cada parâmetro. Os valores de ΔK_{th} , K_{mat} e m , já se referiu, serão admitidos constantes e reportam directamente à caracterização do comportamento dos materiais no contexto do fenómeno da fadiga. Os danos iniciais, caso admitido um modelo de três estágios, devem ser consistentes com as quantificações física e técnica conhecidas. Mesmo no caso do emprego de modelos simplificados, a utilização de danos iniciais fictícios não elimina a necessidade de manter os valores no domínio dos números positivos. O parâmetro C deve manter-se coerente com os valores especificados nas recomendações, como é o caso da Secção 10.11 das recomendações (DNVGL, 2015), bem como da norma britânica BS 7910 (BS, 2015) e, por fim, as funções geométricas também devem ser fiéis às suas formulações matemáticas originais, devendo experimentar-se a adequação das diversas opções publicadas na bibliografia pertinente.

O parâmetro C (constante que traduz a relação de crescimento cíclico de fendas) é determinante para os resultados obtidos através da abordagem da Mecânica da Fractura, assumindo uma preponderância análoga à das curvas S-N de resistência à fadiga no pretérito passo. Uma definição bastante extensa e detalhada de valores pode ser encontrada em (BS, 2015). Dela fazem parte valores característicos e valores adequados a dimensionamento, correspondentes ao valor esperado da distribuição experimental adicionado do dobro do desvio padrão. Tais valores destinam-se a garantir a compatibilidade entre a abordagem da MF com a das curvas S-N. Todavia, caso se opte por um modelo com uma única constante C para o estágio II da propagação, apenas os aludidos valores de dimensionamento estão disponíveis na referência citada.

Para o modelo de calibração é usada a abordagem determinística, dado que é necessário estabelecer valores únicos dos parâmetros relevantes que formam o modelo com base na Mecânica da Fractura e que a calibração será feita contra um valor único de referência para a vida útil à fadiga de cada pormenor condicionante.

A formulação do método numérico para a simulação do fenómeno de ruptura por fadiga requer, em primeiro lugar, a idealização do mecanismo de fractura. Para o efeito reconhece-se o carácter multidimensional do mecanismo, admitindo-se uma propagação bidireccional iniciada num defeito na raiz de uma soldadura (de ângulo) entre uma diagonal tubular e a corda, também tubular, propagando-se na direcção da espessura do tubo da corda, por um lado, e ao longo do perímetro do tubo da corda, por outro. Conforme Figura 3.4 (DNVGL, 2015), a espessura do tubo da corda designa-se T , onde está o ponto A de máxima profundidade da fenda, cuja propagação é descrita pela grandeza a . A propagação na direcção circunferencial do perímetro da corda é bidireccional, descrita pela grandeza c , atingindo o máximo comprimento B. O ângulo θ descreve a relação entre a e c .

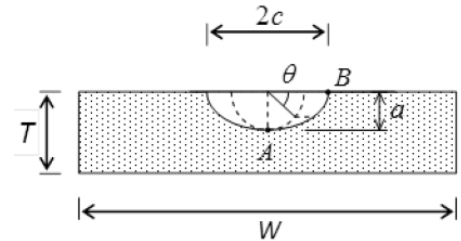


Figura 3.4 – Nomenclatura para o mecanismo de ruptura por fadiga (DNVGL, 2015)

Seguindo o disposto na Secção 6 das recomendações (DNVGL, 2015), a formulação matemática que descreve a propagação das fendas será dada por (104) e (105) com $\Delta K_A > \Delta K_{th}$ e a inicial igual a a_0 para a profundidade da fenda (a), bem como (106) e (107) com $\Delta K_B > \Delta K_{th}$ e c inicial igual a c_0 para o comprimento da fenda ($2c$). ΔK_{th} é o limite do factor de intensidade de tensões para a propagação da fenda. $\Delta K = K_{mat}$ constitui o critério de paragem, ou seja, de propagação instável e fractura.

$$da/dN = C_A (\Delta K_A)^m \quad (104)$$

$$\Delta K_A = \Delta \sigma Y_{(a,c)} \sqrt{\pi a} \quad (105)$$

$$dc/dN = C_B (\Delta K_B)^m \quad (106)$$

$$\Delta K_B = \Delta \sigma Y_{(a,c)} \sqrt{\pi c} \quad (107)$$

Uma explicação mais detalhada para a formulação aqui citada e aplicada em 4.5 é dada em 2.1.11. A definição de um critério de ruptura deve observar as limitações geométricas, materializadas nas dimensões dos elementos em que se propagam as fendas, e comportamentais, ao ser lograda a propagação instável da fenda. Todavia, para que se trate de uma ruptura com significado no contexto da resistência e estabilidade da estrutura deverá ser um modo de ruptura que obste à funcionalidade de

um elemento estrutural indispensável. Neste caso, a ruptura dar-se-á ao atingir a fractura da secção da corda. Assim, numa primeira fase, a fenda deverá propagar-se bidireccionalmente até atingir a espessura do tubo da corda (T) ou a profundidade crítica (a_c), sucedendo-se uma segunda fase em que o seu crescimento circunferencial seguirá até perfazer o perímetro da secção (ou seja, até c atingir metade do perímetro entre defeitos iniciais) ou se atingir o comprimento crítico da fenda (c_c).

Como amplamente já discutido, o factor de intensidade de tensões é da maior importância na quantificação da propagação das fendas. Nele estão vertidas as formulações matemáticas conducentes à quantificação da intensidade das tensões na extremidade da fenda equivalente, as quais dependem, para além da geometria da fenda e elementos em que se propaga, da dimensão relativa da fenda e do incremento de tensões que o seu crescimento representa. Assim, não obstante a tensão resultante do cálculo estrutural já contemplar efeitos geométricos macroscópicos, seja pela aplicação de factores de concentração de tensões (SCF ou κ_t) ou pela obtenção de tensões *Hot-Spot* através de simulações numéricas, é necessário afectá-las por funções geométricas no contexto do cálculo do factor de intensidade de tensões, ΔK_A e ΔK_B .

A função geométrica expressa na formulação original do factor de intensidade de tensões (κ , também denominado (108) e (109)), é descrita como γ (ou $Y_{(a)}$, $Y_{(a,c)}$ por depender, também, das dimensões, variáveis, das fendas). Para a sua quantificação sugerem as recomendações (DNVGL, 2015) o uso da formulação Newman-Raju (Newman, Raju, 1981). Esta traduz-se na expressão (110) com α o rácio tensão de membrana/tensão total, ou seja, (111), com DOB o grau de flexão (*degree of bending*), Y_m a função geométrica para os esforços de membrana e Y_b a função geométrica para os esforços de flexão.

$$K_g = \sigma_{tot} Y_{(a,c)} \sqrt{\pi a} \quad (108)$$

$$K_g = \sigma_{tot} Y_{(a,c)} \sqrt{\pi c} \quad (109)$$

$$Y = Y_m \alpha + Y_b (1 - \alpha) \quad (110)$$

$$\alpha = 1 - DOB = \sigma_{membrana} / (\sigma_{membrana} + \sigma_{flexão}) \quad (111)$$

A circunstância de a fenda se iniciar numa soldadura torna necessária a aplicação de uma função geométrica adicional, que visa adequar a quantificação do factor de intensidade de tensões aos efeitos da referida imperfeição inicial. Por esta razão, a pretérita definição do factor de intensidade de tensões assumiu a nomenclatura K_g , ficando a comum designação de κ para o produto da primeira com uma função adequada à geometria da soldadura, M_k , ou seja (112).

$$K = M_k K_g \quad (112)$$

Para a quantificação das funções M_k que descrevem a intensidade das tensões nos entalhes criados nas soldaduras as recomendações (DNVGL, 2015) e (BS, 2015) propõem o uso das expressões de Bowness-Lee (Bowness, Lee, 2000). Agregando as funções de Newman-Raju e de Bowness-Lee as funções de geometria escrevem-se (113) e (114).

$$Y_A = Y_{Am} \alpha M_{kma} + Y_{Ab} (1 - \alpha) M_{kba} \quad (113)$$

$$Y_B = Y_{Bm} \alpha M_{kmc} + Y_{Bb} (1 - \alpha) M_{kbc} \quad (114)$$

Na concepção de modelos matemáticos com base nas expressões da Mecânica da Fractura é necessário tomar algumas opções de índole prática. Deve manter-se a fidelidade do modelo aos fenómenos físicos

conhecidos, cingindo-se a formulação ao âmbito em que se pretende aplicar o modelo e logrando a maior simplicidade e inteligibilidade possíveis. Com efeito, para a calibração do modelo baseado na Mecânica da Fractura (MF) aos resultados conhecidos da abordagem com informação S-N (SN) há dois procedimentos possíveis. O primeiro consiste em assumir que a vida SN se divide nas fases de iniciação e de propagação. É então pertinente definir um valor de a_0 realista e um número de ciclos N_i até ao qual não há propagação do dano. O segundo procedimento implica assumir que a vida SN corresponde somente à fase de propagação. Consequentemente assume-se que a fenda cresce desde o primeiro ciclo, mas há que definir um valor de a_0 fictício para o modelo MF. O valor de a_0 fictício será muito pequeno e não terá significado físico. No entanto, o desenvolvimento deste a_0 para a é importante porque se traduz num valor mensurável nas inspeções e importante para calibração. Outra vantagem deste procedimento é a supressão do limite mínimo do factor de intensidade de tensões que, sendo $\Delta K_{th}=0$, torna a análise mais simples. No entanto, com este procedimento só se pode relacionar dimensões de fenda medidas com dimensões simuladas no cálculo quando a progressão já não é só incipiente, para que haja correlação física entre ambas. Desde que a data de inspeção corresponda a uma fase avançada da vida da estrutura, a opção na construção do modelo MF pode recair sobre o segundo procedimento (Lotsberg, 2016), com $K_{th} = 0$ e $t_{ini} = 0$ e evidentes ganhos na eficiência computacional e na simplicidade do modelo.

3.5. Quarto Passo – Análise Probabilística com um Modelo de Fadiga baseado na Mecânica da Fractura e Inferência Bayesiana

Uma vez formulado e validado um modelo matemático capaz de traduzir sob a forma do crescimento das fendas a vida útil à fadiga expectável, está-se em condições de utilizar a informação decorrente das observações para actualizar as simulações numéricas. Introduzindo, para cada instante em que a estrutura foi inspecionada, um de três resultados possíveis para cada fenda potencial – que são a não detecção (*no-crack*), a detecção sem medição e a medição de fenda – será possível actualizar o valor esperado resultante do modelo de simulação até então vigente, bem como rever o tipo e coeficiente de variação da sua distribuição.

Do ponto de vista físico, uma não detecção implica a consideração do maior dano possível não detectável pelo método de inspeção usado. Por essa razão, e também para ter em conta os efeitos das diferentes probabilidades de detecção em função dos diferentes métodos, importa registar, para além da idade exacta da estrutura a cada inspeção e dos resultados logrados, uma caracterização rigorosa dos métodos usados. Os métodos de inspeção são abordados com maior acuidade em 2.4.

Do ponto de vista matemático, a inclusão da informação decorrente das inspeções significa a actualização dos níveis de fiabilidade e da expectativa da sua variação ao longo do tempo, mantendo as estimativas de evolução anteriormente formuladas e calibradas. Trata-se de acrescentar, à probabilidade de ruptura estimada, uma (ou várias, se se tratar de mais resultados) condição, tornando a probabilidade (uma ou mais vezes) condicionada.

Conforme abordado em 2.1.13, a formulação matemática que traduz a actualização dos modelos de previsão através de inferência pode ser descrita com recurso a probabilidades condicionadas. Com efeito, referem as recomendações (DNVGL, 2015) que a probabilidade de ruptura na vida t de uma

estrutura, actualizada por uma inspecção realizada em t_1 , é dada por (115) se não tiver sido detectada uma fenda em t_1 e (116) se tiver sido detectada, com (117) a função de estado limite que relaciona a resistência e a sollicitação, respectivamente, e (118), com a_d a dimensão detectável da fenda e $d(t_i)$ o dano observado à data da inspecção, t_i .

$$P_F(t) = P(M(t) < 0 | H(t_1) > 0) \quad (115)$$

$$P_F(t) = P(M(t) < 0 | H(t_1) < 0) \quad (116)$$

$$M(t) = R(t) - S(t) \quad (117)$$

$$H(t_i) = a_d - d(t_i) \quad (118)$$

O cálculo da referida probabilidade faz-se com recurso à expressão (119), que relaciona $P(F|I)$, a probabilidade de ocorrência de um dado evento (ruptura, por exemplo) com $P(I)$ a probabilidade de um determinado resultado observado na inspecção, na nomenclatura usada em (DNVGL, 2015). É, também, possível expressar a solução para a probabilidade condicionada com a simbologia mais comum nos problemas de inferência Bayesiana (Karandikar *et al*, 2012). Assim, a probabilidade do evento F, ocorrido o resultado I, no estado de informação & será (120). Nesta expressão é inteligível a constatação de que a informação adicional $P(I|F, \&)$ permite ajustar a probabilidade inicialmente determinada para o evento F sem a inferência, dada por $P(F|\&)$. Contudo, é também observado que, se não se conhecer a relação entre o resultado I e o evento F cuja probabilidade se pretende estimar, a probabilidade $P(I|F, \&)$ assume o valor de $P(I|\&)$ e então tem-se (121). Por outras palavras, deixa de ser possível tirar partido da informação adicional. O raciocínio pode ser estendido a múltiplos resultados de inspecções. Estes serão independentes e designados I, J, K e seguintes.

$$P(F|I) = P(F \cap I) / P(I) \quad (119)$$

$$P(F|I, \&) = P(F|\&) P(I|F, \&) / P(I|\&) \quad (120)$$

$$P(F|I, \&) = P(F|\&) \quad (121)$$

Particularizando para a situação em que de uma inspecção resulta a não observação de fendas, pode afirmar-se que a grandeza a_d é traduzida pela variável aleatória A_{di} , a menor fenda detectável e o dano $d(t_i)$ será $a(t_i)$, a dimensão da fenda considerada no momento t_i da inspecção. Assim, o evento pode ser formulado como $a(t_i) \leq A_{di}$. A probabilidade de ruptura por fadiga, no momento t , contemplando a inferência decorrente da não observação de fendas na inspecção realizada em t_1 será então dada por (122), (Lotsberg *et al*, 2016). Por conseguinte, será (123). Ocorridas duas inspecções sem detecção de fendas, em t_1 e t_2 , a pretérita probabilidade será escrita como (124). Neste último caso, importa referir que as duas variáveis A_{di} podem ser distintas e são independentes. Para a determinação de A_{di} aplica-se o exposto em 2.4.

$$P_F(t) = P(M(t) < 0 | H(t_1) > 0) = P(M(t) < 0) \cap H(t_1) > 0 / P(H(t_1) > 0) \quad (122)$$

$$P_F(t) = P(M(t) < 0 | H(t_1) > 0) = P(M(t) < 0) P(H(t_1) > 0) / P(H(t_1) > 0) \quad (123)$$

$$P_F(t) = P(M(t) < 0 | H(t_1) > 0 \cap H(t_2) > 0) \quad (124)$$

Quando não é adequado valorar os parâmetros de cálculo como grandezas de carácter determinístico, recorre-se a variáveis aleatórias. As variáveis aleatórias podem ser caracterizadas por um valor esperado e por medidas de dispersão, ou incerteza. O valor esperado de cada variável, $E(x)$, é assumido

igual ao valor médio de uma amostra suficientemente representativa, μ_x . De entre as medidas de dispersão, contam-se o desvio-padrão (s_x ou σ_x) e a variância (quadrado da primeira – σ_x^2) como medidas absolutas, cujas unidades são iguais às de μ_x no primeiro caso e do seu quadrado, no segundo. Por outro lado, podem definir-se medidas relativas como o coeficiente de variação, também designado por *Coefficiente de Variação de Pearson*. Este representa-se como CoV ou CV (importa distinguir da covariância, que se representa como Cov) e expressa a divisão do desvio-padrão pelo valor médio, adimensionalizando-o, ou seja (125).

$$CoV_x = \sigma_x / \mu_x \quad (125)$$

Para além das incertezas já referidas no contexto das *Análises Probabilísticas de Fadiga* referentes às curvas de resistência S-N, à determinação das acções, à resposta da estrutura e às tolerâncias de fabrico, e das incertezas na detecção e medição dos danos nas inspecções, já aludidas, existem incertezas nos parâmetros das formulações matemáticas da Mecânica da Fractura. Diferentes investigações com objectivos também distintos, como é o caso de (Walbridge, 2005), (Karandikar *et al*, 2012) ou (Sorensen, Ersdal, 2008), por exemplo, optam pela consideração de variáveis aleatórias para parâmetros distintos, deixando os demais como determinísticos. Para o presente estudo são três os parâmetros mais significativos para a propagação da fenda, cuja consideração como variáveis aleatórias se impõe como necessária. Trata-se das dimensões iniciais das fendas, $a(t_i)$ e $c(t_i)$, do parâmetro C , e da intensidade das tensões ($\Delta\sigma$). Por oposição, os valores assumidos para o expoente m e para as grandezas K_{Ic} e K_{th} são assumidos determinísticos.

Embora os valores esperados e as medidas de incerteza das fendas decorram dos resultados das inspecções e dos métodos usados e sejam aferidos caso-a-caso, é expectável uma distribuição Lognormal (Walbridge, 2005) ou Exponencial (DNVGL, 2015) para esta variável aleatória.

A variável aleatória C pode ser descrita por uma distribuição Normal (Walbridge, 2005), (Sorensen, Ersdal, 2008). O valor do desvio-padrão do seu logaritmo de base 10 é avaliado em 0.11 para o metal base em estruturas submersas protegidas ou em estruturas emersas e 0.22 para o metal de soldadura nos pretéritos casos ou para estruturas submersas sem protecção, independentemente de se tratar do metal base ou de soldadura (DNVGL, 2015).

A variável aleatória que traduz a gama de tensões tem a sua génese em diversas outras variáveis. É o caso da incerteza associada aos factores de concentração de tensões, com distribuição Lognormal (Walbridge, 2005), (Sorensen, Ersdal, 2008) e CoV avaliado em 0.04 (Walbridge, 2005), da incerteza do parâmetro DOB , com distribuição Normal e CoV avaliado em 0.08 (Walbridge, 2005), da incerteza nos valores da função geométrica de Newman-Raju, com distribuição Lognormal (Sorensen, Ersdal, 2008) e CoV de 0.05 (DNVGL, 2015) ou da incerteza nos valores da função geométrica de Bowness-Lee, com distribuição Lognormal (Walbridge, 2005) e CoV de 0.10 (DNVGL, 2015).

O modelo matemático a usar para a presente análise será o desenvolvido e validado no passo anterior. Contudo, para atender às incertezas elencadas deverá empreender-se uma *Análise Probabilística de Fadiga*. Com efeito, pode desenvolver-se o modelo construído, substituindo os parâmetros de cálculo para os quais havia sido estipulado um valor fixo pelas variáveis aleatórias supramencionadas. Nessas condições é possível realizar múltiplas simulações utilizando um método experimental numérico

como, por exemplo, o método de Monte Carlo, obtendo um conjunto de resultados referentes a uma análise probabilística.

O método de Monte Carlo consiste na geração de um número elevado de valores aleatórios através de algoritmos computacionais, com os quais se constrói uma experimentação numérica. Sobre os resultados experimentais é possível empreender uma análise estatística (Vujic, 2016). Com efeito, pode afirmar-se que o método de Monte Carlo (também denominado *Simulações de Monte Carlo – MCS*) é um procedimento conducente à resolução de problemas físicos de natureza determinística ou estocástica, através da utilização de valores aleatórios para as variáveis dependentes ou independentes cujo comportamento interessar simular. Para o efeito, e para que se possa simular os fenómenos físicos pretendidos, as variáveis aleatórias podem ser condicionadas ao lhes serem atribuídos valores esperados e medidas de dispersão. Uma vez gerados os valores aleatórios para as variáveis, estes são usados em modelos físicos, cujos resultados constituirão o conjunto a analisar. Importa referir que, por serem gerados por métodos numéricos computacionais os valores obtidos corresponderão a variáveis *pseudo-aleatórias*, já que obedecerão a um determinado algoritmo.

Para além da experimentação numérica existem outros métodos probabilísticos aplicáveis a problemas de Engenharia, nomeadamente os métodos de fiabilidade de primeira e segunda ordem, designados FORM e SORM, respectivamente (Du, 2005). Embora se trate de métodos aplicáveis ao problema da estimação da vida à fadiga (Lotsberg, 2015), os seus requisitos relativamente à completude dos modelos matemáticos usados tornam-nos computacionalmente muito exigentes (Leira, 2013) e potencialmente desadequados quando o fenómeno físico é muito complexo ou quando a informação relativa às incertezas é restrita ou de fraca qualidade (como sucede, por exemplo, com os resultados das inspeções visuais na presente aplicação).

O método de Monte Carlo é mais conveniente para determinar o valor esperado de uma grandeza – vida à fadiga neste caso – e calcular os seus parâmetros estatísticos, do que para determinar a probabilidade de essa grandeza ser inferior ou superior a determinados níveis de fiabilidade. A razão para que assim seja é que lograr um erro aceitável para uma probabilidade extrema (muito baixa ou muito alta) faz com que seja necessário um número de amostras muito grande.

Existem estudos no domínio da vida à fadiga em que se estabelecem comparações entre o emprego das MCS e do FORM. Uma vantagem atribuída às MCS é o de lidar melhor com o aumento do número de variáveis aleatórias (Walbridge, 2005). Com efeito, quando são muitas as variáveis aleatórias, embora qualquer método requeira uma capacidade computacional muito superior, o método de Monte Carlo mantém uma relativa simplicidade na formulação matemática e regista um incremento menos expressivo nos requisitos computacionais.

Decidida a utilização de *Simulações de Monte Carlo* para a presente *Análise Probabilística de Fadiga*, importa atender aos seguintes aspectos relativos ao processamento dos resultados, com vista à obtenção dos parâmetros estatísticos relevantes. De cada simulação obter-se-á um valor para a vida à fadiga estimada. A dispersão de valores, desde que em número suficiente, constituirá uma distribuição estatística, cuja média e variância serão calculadas. Destes parâmetros obtêm-se o desvio-padrão, o coeficiente de variação e, quando relevantes, as probabilidades de excedência dos valores pertinentes, bem como os erros associados. O valor da média será dado por (126) e a variância por (127).

$$\bar{x} = \sum_{i=1}^N x_i / N \quad (126)$$

$$\sigma_x^2 = \sum_{i=1}^N (x_i - \bar{x})^2 / (N - 1) \quad (127)$$

As probabilidades de excedência e não-excedência, p_f , são determinadas atendendo ao tipo de distribuição melhor ajustável aos resultados. Para cada probabilidade será possível determinar um erro expectável. Este é dado por (128), ou seja, há uma probabilidade de $100(1 - \alpha/2)\%$ de que a probabilidade p_f seja contida no intervalo $p_f \pm p_f \varepsilon/100$, tendo sido realizadas N simulações. Para um intervalo de confiança de 95%, como é usual considerar (Vujic, 2016), e considerando a probabilidade p_f estimada ao invés da probabilidade p_f^T , teórica mas desconhecida, o erro é (129).

$$\varepsilon\% = 100u_{1-\alpha/2} \sqrt{(1 - p_f^T)/(N P_f^T)} \quad (128)$$

$$\varepsilon\% \approx 200 \sqrt{(1 - p_f)/(N p_f)} \quad (129)$$

O aspecto supramencionado é particularmente relevante para a análise que se pretende efectuar. Com efeito, se se tratasse de uma análise de fiabilidade de uma estrutura para um determinado estado limite, a probabilidade que se pretendia obter, p_f , encontrar-se-ia necessariamente na cauda de uma distribuição estatística, para corresponder aos valores de fiabilidade estrutural desejados. Consequentemente, o número de simulações, N , teria que ser muito elevado para lograr um erro, $\varepsilon\%$, suficientemente baixo. Este facto é facilmente perceptível do ponto de vista gráfico, se se atender a que para um valor de p_f extremo apenas os resultados que se enquadrem na cauda da distribuição produzem efeitos, o que requer um número de simulações muito elevado. É por isso que, em aplicações de Engenharia, frequentemente são requeridos mais de 100 000 (Vujic, 2016) resultados experimentais às MCS. No presente caso, a *Análise Probabilística de Fadiga* deste quarto passo destina-se a consubstanciar as anteriores. Assim será pertinente determinar a probabilidade de a vida à fadiga ser superior ou inferior a um valor expectável. Portanto, pretendendo lograr uma probabilidade p_f distante das caudas da distribuição estatística, bastará um número relativamente reduzido de simulações para obter um erro diminuto, com um nível de confiança elevado.

3.6. Observações

Um aspecto a que as recomendações DNVGL-RP-C210 não dão resposta é consideração da maior verosimilitude de ocorrência de danos de fadiga no período final da vida de serviço para a qual as estruturas são projectadas. Tal fenómeno, conhecido no contexto da indústria aeronáutica (Sorensen, Ersdal, 2008), (ATSB, 2007) e melhor elaborado em 2.1.13, não é devidamente acautelado ao se incluir a informação decorrente de múltiplas inspecções ao longo do tempo num modelo com base na Mecânica da Fractura, através de inferência Bayesiana, caso as inspecções resultem sucessivamente na não detecção de fendas. Com efeito, se assim for, o modelo propagação da fenda será actualizado no sentido do retardamento do crescimento e a incerteza associada ao parâmetro de dimensão da fenda será cada vez menor. Assim, a vida estimada tenderá a aumentar, perdendo a influência da vida à fadiga inicial de projecto.

4. Aplicação e Validação do Método Proposto

4.1. Caso de Estudo

A empresa de projecto e implementação de soluções técnicas para a indústria petrolífera citada nos agradecimentos desta Dissertação, particularizada nas pessoas a quem especial reconhecimento se presta, forneceu informações referentes a uma estrutura *offshore* fixa recentemente intervinda.

Face aos naturais constrangimentos relativos à disseminação de informação, o caso de estudo será referido como uma plataforma *offshore* de produção, sita no Mar Mediterrâneo. Trata-se de uma estrutura dimensionada e instalada em 2003, contando com 13 anos de serviço à data da intervenção.



Figura 4.1 – Caso de estudo – plataforma offshore de produção no Mar Mediterrâneo

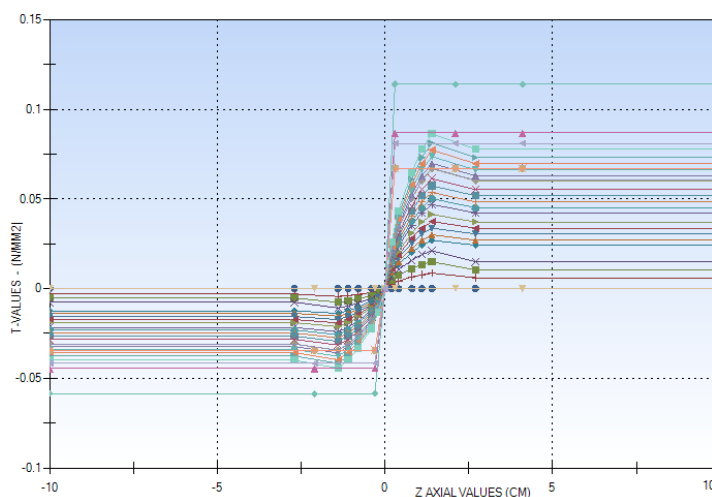


Figura 4.2 – Rigidez do solo de fundação a diversas profundidades

Descreve-se, em seguida, o conjunto de características do caso de estudo que serão relevantes para as análises a realizar. A profundidade de água (distância do MSL à *mudline*) é de 60.5 metros. O declive (*steepness*) das ondas é de 1/21. O crescimento marinho médio na zona em que incidem as ondas é de 25.4 mm. Os elementos estruturais sujeitos às acções das ondas são tubulares em aço com tensão de cedência que varia entre 325 e 355 MPa, conforme a sua espessura, e módulo de elasticidade de 200 GPa, não inundados e submersos até à altura relevante para o estudo. A estrutura possui protecção catódica. Na zona sujeita às acções das ondas os elementos são inspecionáveis. O coeficiente de amortecimento considerado para esta estrutura é de 2%. As relações força-deslocamento que caracterizam a rigidez do solo de fundação a várias profundidades são apresentadas na Figura 4.2.

O *Diagrama de Dispersão* que caracteriza o ambiente oceânico é apresentado na Figura 4.3. As alturas de ondas contidas no *Diagrama de Dispersão* estão limitadas ao intervalo entre 0.30 m e a altura máxima de projecto (*extreme design wave*). São apresentados resultados para oito azimutes, igualmente espaçados de 45°. O *Estado de Mar* na localização em que se encontra a plataforma pode

ser descrito por um *Espectro de Onda* do tipo JONSWAP com $\nu=3.3$ e $C=1.525$, aplicando-se, simplificada, a *Teoria de Onda* de Airy ao conjunto de ondas.

A vida útil da estrutura é de 25 anos, sendo aplicável um DFF de 2.0 aos pormenores das ligações condicionantes. Requer-se, pois, uma vida à fadiga de 50 anos para o pormenor condicionante.

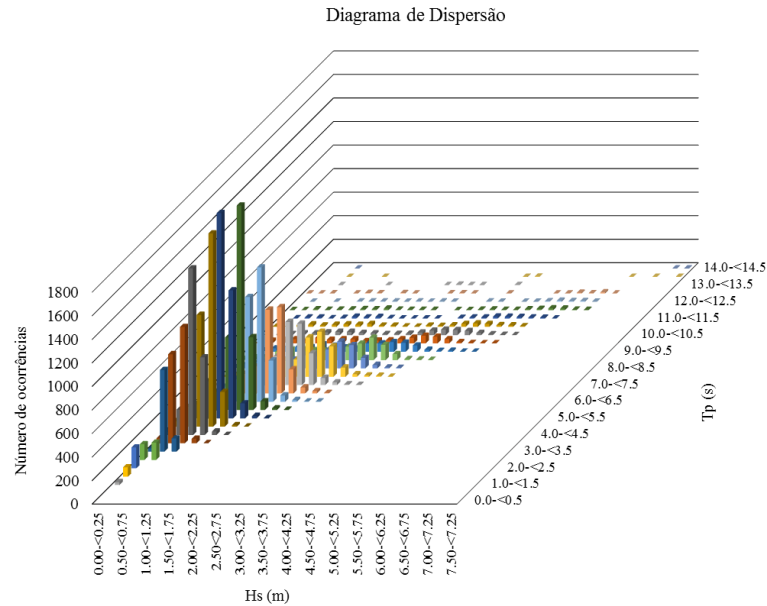


Figura 4.3 – Diagrama de Dispersão em número de ocorrências, omnidireccional

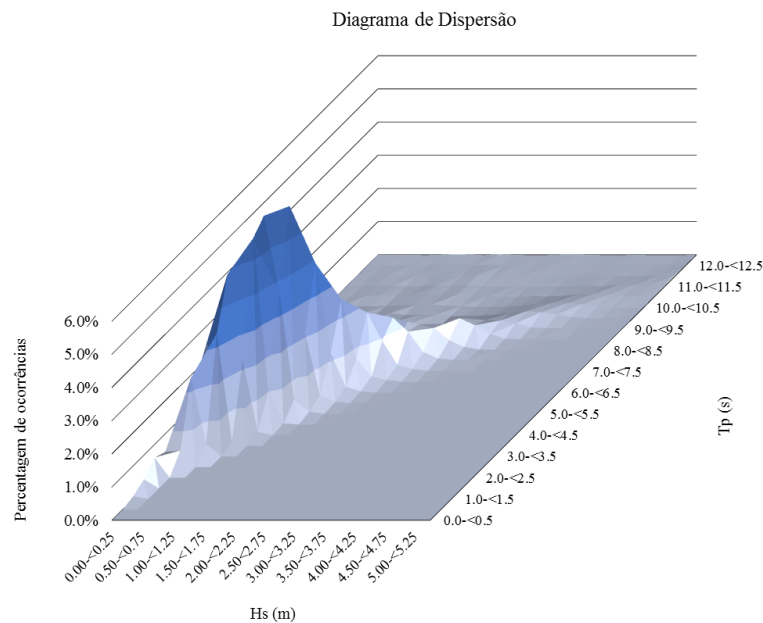


Figura 4.4 – Diagrama de Dispersão em percentagem, omnidireccional

Resume-se a caracterização do ambiente oceânico para o somatório de todas as direcções, ou seja, com diagramas omnidireccionais. Contudo, foram consideradas as oito direcções disponíveis nos cálculos efectuados. Apresenta-se uma *Rosa dos Mares*. Na Figura 4.6 apresenta-se a relação estabelecida entre

as diversas frequências do *Estado de Mar* e a altura de onda mais provável, incluindo-se a referência às frequências dos dois primeiros modos de vibração da estrutura.

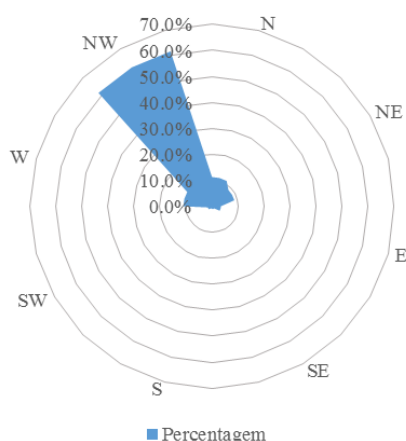


Figura 4.5 – Rosa dos Mares

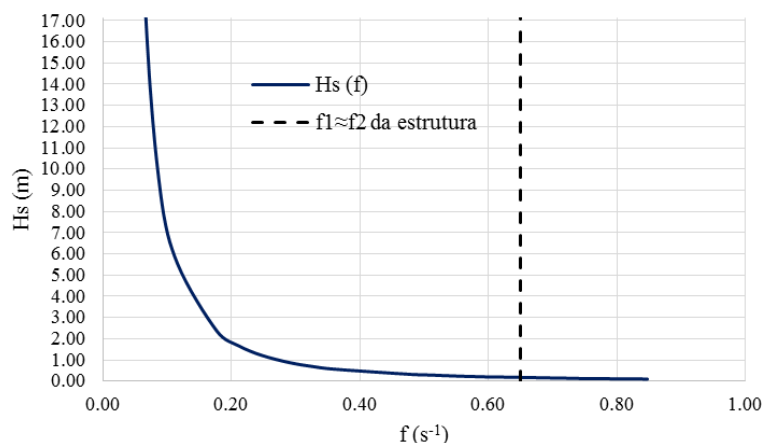


Figura 4.6 – Altura de onda mais provável para cada frequência

A intervenção estrutural empreendida permitiu realizar observações relativamente à integridade dos elementos estruturais mais verosímeis às fendas. Por questões de sigilo profissional não é possível verter nesta Dissertação tais informações, mas é possível referir que, neste âmbito académico, se considerou que em nenhum elemento ou ligação estruturais se observaram fendas, após uma inspecção visual cuidada (CVI) e que os sensores de alerta de membros inundados não foram activados.

Prevê-se que a utilização da plataforma se mantenha, no futuro, igual à ocorrida até à data.

4.2. Métodos Avançados de Cálculo

Os métodos de cálculo empregues no dimensionamento e análise de estruturas *offshore*, e em particular nas análises de fadiga – as quais se encontram entre as mais morosas, complexas e consumidoras de recursos informáticos – baseiam-se no emprego de programas de cálculo abrangentes. Estes programas constituem, geralmente, pacotes de módulos dedicados a diferentes aspectos das análises, abrangendo assim os diversos carizes do projecto em ambiente oceânico. Alguns destes programas estão entre os mais completos e com recursos mais avançados programas comerciais disponíveis. Trata-se de programas baseados na aplicação do Método dos Elementos Finitos em elementos lineares, planos e volumétricos, sólidos e fluidos, em análises lineares ou não lineares, e frequentemente complementados com módulos de resolução numérica de sistemas de equações que não podem ser resolvidos com o MEF. Entre os pacotes mais profusamente difundidos estão o SACS da Bentley Systems e o SESAM da DNVGL. No primeiro caso, o programa geral *SACS Offshore Structure* permite a modelação de estruturas com os módulos *Precede* e *Datagen* que, após as análises estáticas e dinâmicas em módulos subordinados, pode dar lugar às análises de fadiga no módulo *SACS Fatigue*. No caso do programa SESAM, a construção do modelo de cálculo geral é lograda no módulo *GeniE* e complementada com o módulo *Submod* para os pormenores das ligações. A definição dos efeitos das acções oceânicas é possibilitada pelo módulo *Wajac*. Após as análises estáticas e dinâmicas

realizadas no módulo *Sestra*, é possível empreender as análises de fadiga nos módulos *Profast*, *Framework*, *Postresp* ou *Stofat*.

No que às análises de fadiga diz respeito, os dois programas referidos têm valências semelhantes. Em ambos os casos é possível definir as solicitações como acções determinísticas, como *Estados de Mar* de natureza estocástica ou como séries temporais. As análises estruturais podem ser estáticas ou dinâmicas, efectuadas sobre modelos estruturais compostos por elementos lineares. A avaliação da segurança à fadiga, e da restante vida à fadiga, envolve o cálculo cumulativo do dano, baseado em curvas S-N de resistência. Importa, contudo, referir a nomenclatura adoptada por cada um dos programas – que não é totalmente consistente entre si – e explicá-la à luz da nomenclatura adoptada neste documento que decorre da usada nas normas e bibliografia de referência. Assim, as análises designadas *Determinísticas* no presente documento têm o mesmo nome nos programas SACS e SESAM, permitindo este último também uma análise *Determinística Simplificada*. As análises aqui designadas *Espectrais* – nas quais é vertida a natureza estocástica das acções conforme descrito em 2.3 – assumem o mesmo nome no programa SACS e correspondem às análises *Estocásticas* do programa SESAM. Contudo, este último tem disponível um outro tipo de análises, com o nome de *Espectrais*, que consistem num híbrido entre as suas análises *Estocásticas* e *Determinísticas*, com as acções definidas como nas segundas, mas a análise de fadiga conforme as primeiras, com recurso a funções de transferência que, no contexto do módulo *framework*, permitem a construção de espectros a partir das acções definidas de modo simplificado. Estão ainda disponíveis, em ambos os programas, as análises de fadiga tipo *Time-History*, ou *Séries Temporais* conforme a nomenclatura deste documento. Pese a proximidade lexical entre os termos estocástico e probabilístico, deve referir-se que a adopção do segundo, no presente documento, se refere a análises em que as grandezas são assumidas variáveis aleatórias, com distribuições de probabilidades, valores esperados e desvio-padrão ou coeficiente de variação. Contrasta, pois, a utilização da expressão *Análise Probabilística* com as *Análises Estocásticas* (ou *Espectrais*) consideradas no contexto da utilização dos programas de cálculo.

Ainda a propósito dos dois programas comerciais considerados importa referir que ainda não são realizáveis análises de fadiga sobre modelos de cálculo construídos com elementos finitos de casca ou sólidos simulando os perfis tubulares da estrutura. Por outro lado, ambos os pacotes já permitem algumas aplicações, pontuais, de análises baseadas na Mecânica da Fractura que envolvem os modelos analíticos de crescimento de fendas. Todavia, ainda não é possível empreender uma análise completa de um sistema estrutural complexo com recurso a essa opção.

A simulação dos danos de fadiga em estruturas, com os princípios da Mecânica da Fractura, é conseguida de uma forma mais eficiente através de programação matemática, com o emprego de programas como o MathWorks Matlab ou o GNU Octave. Por outro lado, não se trata de programas de simulação numérica do comportamento de estruturas, permitindo apenas simular aspectos particulares, como a propagação de fendas e fractura partindo de um dano inicial bem definido.

Outros programas de simulação numérica para resolução de problemas, com o MEF, para elementos finitos de casca ou volumétricos sólidos poderiam ser usados para a análise de fadiga de peças ou ligações estruturais isoladas através da simulação da propagação de fendas (tal também seria verdade para a simulação do sistema estrutural completo, mas dificilmente realizável na prática, face à

complexidade geométrica e aos requisitos específicos da simulação dos efeitos das acções e do sistema de fundações, por exemplo). É o caso dos programas Abaqus ou Ansys, por exemplo.

Todavia, a utilização do Método dos Elementos Finitos para a simulação da propagação de fendas e da fractura de peças metálicas não é de fácil implementação, já que requer a constante redefinição da malha de elementos finitos com o crescimento das fendas (Pais, Kim, 2015), conduzindo ainda a resultados frequentemente demasiado dependentes das opções tomadas na modelação (Borges *et al*, 2011). A utilização de métodos computacionalmente mais eficientes, como o *Boundary Element Method* (BEM) é uma opção (Borges *et al*, 2011). Outra hipótese explorada na actualidade consiste no uso do *Extended Finite Element Method* (XFEM) para simular as discontinuidades materiais através de funções de enriquecimento, evitando a redefinição dos elementos finitos (Pais, Kim, 2015).

No presente estudo, para a aplicação e validação do método proposto, usam-se os programas Bentley Systems SACS e DNVGL SESAM, em paralelo, para a *Análise Espectral Global à Fadiga*. Na *Análise Probabilística Simplificada de Fadiga* a resolução é analítica, recorrendo-se a folhas de cálculo em Microsoft Excel. Para a *Análise Determinística de Fadiga* e para a *Análise Probabilística de Fadiga com Inferência Bayesiana*, com modelos de Mecânica da Fractura, desenvolveram-se simulações numéricas em ambiente MathWorks Matlab (e GNU Octave, dada a compatibilidade).

4.3. Análise Espectral Global à Fadiga

4.3.1. Simulações Efectuadas no Programa Bentley Systems SACS

Concebeu-se um modelo geométrico completo da estrutura com elementos finitos unifilares em programa de cálculo automático (módulo *Precede* do programa SACS) onde se incluiu, também, a simulação do sistema de fundações implantado num meio elásto-plástico, conforme definido em 4.1. As imagens da Figura 4.7 ilustram o modelo de cálculo construído.



Figura 4.7 – Modelo de cálculo da estrutura concebido no programa SACS

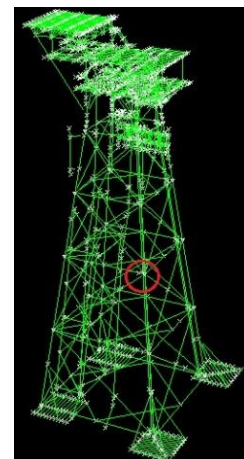
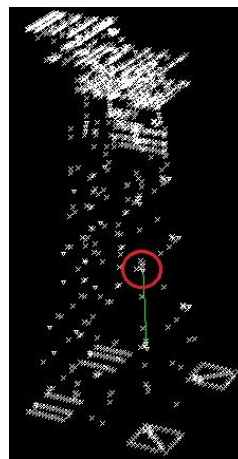
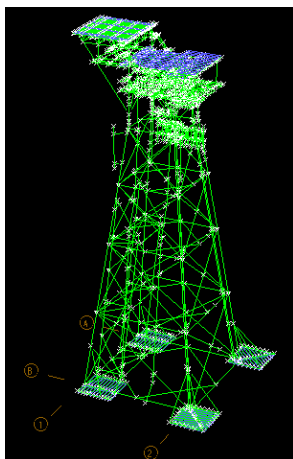


Figura 4.8 – Localização da ligação cuja vida à fadiga é condicionante

Os coeficientes C_D e C_M da equação de Morison foram valorados em 0.8 e 2.0, respectivamente, considerando a rugosidade nos elementos estruturais decorrente do crescimento marinho. Os dados

relatados em 4.1, nomeadamente dos *Diagramas de Dispersão* para as diversas direcções e a definição do *Espectro de Onda* foram inseridos no modelo estrutural sob a forma de texto paramétrico (ficheiro *ftginp* no módulo *datafile datagen*). Após a conclusão da definição geométrica da estrutura e das acções incidentes, precedendo ainda a análise estrutural (El-Reedy, 2015), determinou-se o *Centro de Dano*, com H_S em metros e T_P em segundos, conforme demonstrado no Quadro 4.1.

Quadro 4.1 – Centro de Dano calculado com o programa SACS

Hs (m)	Tp (s)																								Dano
Média	3	3.5	4	4.5	5	5.5	6	6.5	7	7.5	8	8.5	9	9.5	10	10.5	11	11.5	12	12.5	13	13.5	14	14.5	Dano
0.375	3	11	11	3	2	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0%
0.625	0	8	64	81	49	15	7	5	3	3	2	2	1	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1%
0.875	0	0	7	104	232	223	72	20	16	12	8	4	5	3	2	1	1	1	0	0	0	0	0	0	4%
1.125	0	0	0	10	88	295	430	203	48	39	25	12	14	6	4	2	1	0	0	0	0	0	0	0	6%
1.375	0	0	0	1	7	63	280	475	274	88	46	24	28	11	12	6	4	1	1	1	1	0	0	0	7%
1.625	0	0	0	0	1	17	55	240	466	317	81	59	41	29	14	12	8	6	3	1	1	0	0	0	7%
1.875	0	0	0	0	0	3	16	66	200	476	281	81	60	36	21	18	11	6	1	2	0	0	0	0	6%
2.125	0	0	0	0	0	0	5	21	73	357	473	187	88	38	34	18	21	12	11	2	3	0	0	0	7%
2.375	0	0	0	0	0	0	0	4	38	113	448	370	176	39	26	21	12	5	5	1	1	0	0	0	6%
2.625	0	0	0	0	0	0	0	3	11	57	182	434	289	139	46	14	15	2	5	6	0	0	0	0	6%
2.875	0	0	0	0	0	0	0	0	0	20	67	256	516	182	63	26	7	2	6	2	0	2	0	0	6%
3.125	0	0	0	0	0	0	0	0	0	8	43	111	450	271	113	36	3	3	5	7	5	9	0	0	5%
3.375	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	40	37	224	320	189	83	36	3	0	6	9	3	0	0	5%
3.625	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	6	29	49	273	318	177	35	0	4	0	4	4	0	0	4%
3.875	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	33	107	340	261	70	31	5	0	0	0	0	0	4%
4.125	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	16	61	259	294	157	56	24	17	0	0	0	0	4%
4.375	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	81	103	286	226	60	43	14	7	13	6	0	4%
4.625	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	11	41	174	221	141	25	0	0	0	14	0	3%
4.875	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	13	24	79	162	154	30	9	0	0	0	0	2%
5.125	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	14	26	150	156	92	11	0	0	0	0	2%
5.375	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	15	72	124	145	63	12	0	0	0	0	2%
5.625	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	111	242	145	14	0	0	0	0	3%
5.875	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	18	242	99	111	0	0	0	0	2%
6.125	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	78	131	54	0	0	0	0	1%
6.375	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	44	21	203	0	0	0	0	1%
6.625	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	23	0	21	0	0	0%
6.875	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0%
7.125	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	26	0	0%
7.375	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	28	0%
7.625	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	32	31	0%
Dano	0%	0%	0%	1%	2%	3%	4%	5%	6%	7%	8%	8%	10%	8%	8%	8%	6%	4%	5%	3%	2%	0%	0%	0%	0%

A análise estrutural, do tipo *Espectral Linear Dinâmica*, iniciou-se pela geração e corrida do modelo do sistema de fundações e seguiu-se com a análise dinâmica ao modelo estrutural completo. Foi, com os resultados desta última, complementados com os resultados de análises estáticas multidireccionais conducentes à determinação das *Funções de Transferência* e de análises de resposta dinâmica das ondas que se possibilitou a execução das *Análises Espectrais de Fadiga*. As análises de fadiga foram feitas em duas fases, para as juntas ao longo do desenvolvimento dos elementos lineares, e para as juntas entre elementos tubulares.

Indica-se, em seguida, o conjunto de resultados da *Análise de Fadiga* ou para ela relevantes. É o caso dos resultados da análise modal, ilustrados na figura seguinte. A este respeito importa caracterizar os modos de vibração mais significativos. Os seis modos de vibração cujos períodos são os mais altos acumulam 97.5 % da massa vibrante em cada uma das direcções ortogonais (X e Y). Os seus períodos são de 1.55, 1.54, 0.83, 0.63, 0.62 e 0.53 segundos, respectivamente. As configurações deformadas dos três primeiros modos de vibração são apresentadas na Figura 4.9.

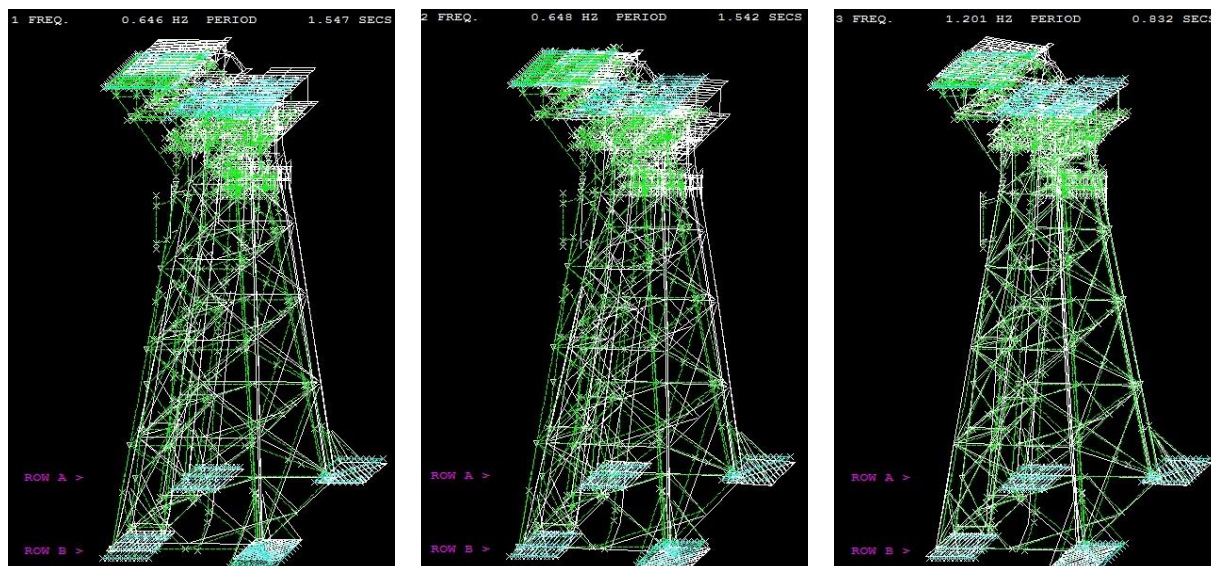


Figura 4.9 – Configurações deformadas dos primeiros modos de vibração (obtidos em SACS)

Com recurso às simulações numéricas empreendidas no programa de cálculo automático obteve-se um conjunto extenso de *Espectros de Resposta* (não obstante a designação de *Funções de Transferência* no contexto do programa de cálculo). Apresenta-se, na Figura 4.10, os *Espectros* referentes ao momento flector e ao esforço transversal para o elemento estrutural de menor vida à fadiga, na sua extremidade em que se materializa o pormenor da ligação condicionante, e apenas para uma das oito direcções de onda em que se empreendeu a análise (conforme referido em 4.1).

O pormenor estrutural que se revelou condicionante do ponto de vista da fadiga, ou seja, o pormenor cujo quociente entre a vida de projecto multiplicada pelo DFF respectivo e a vida à fadiga estimada é mais elevado é indicado na Figura 4.8. Trata-se da ligação tipo TK denominada *joint 319L*, entre os membros *J202-319L*, pertencente ao *grupo L34*. Nesta ligação sita à cota -23.00 m, com uma corda (correspondente à *leg B2*) e diagonais formando um *gap* de 144 mm, é na corda formada por um tubo redondo de 60'' (1524 mm) de diâmetro exterior e 1 ½'' (38.1 mm) de espessura, o que corresponde a um diâmetro interior de 57'' e um *schedule* de 38, que ocorre o maior dano de fadiga.

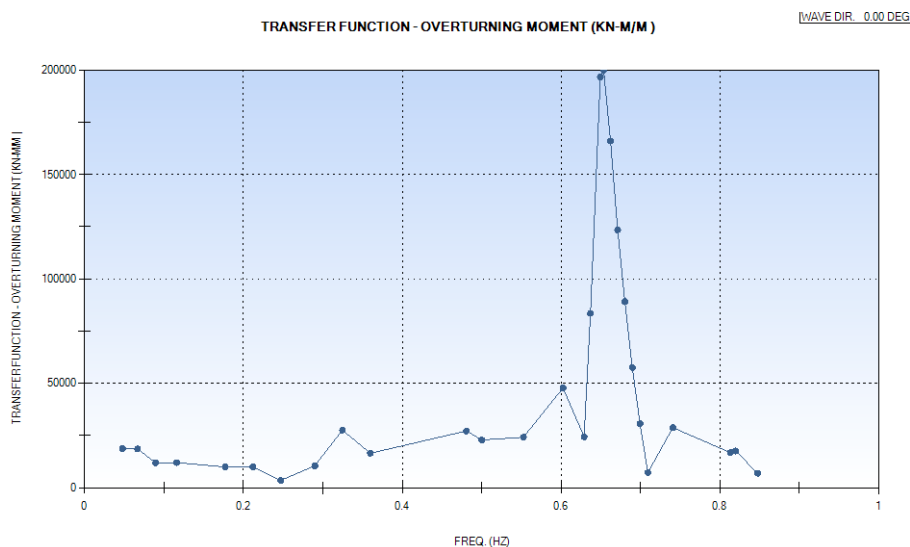


Figura 4.10 – Espectros de Resposta (de Momento Flector) referentes ao pormenor condicionante

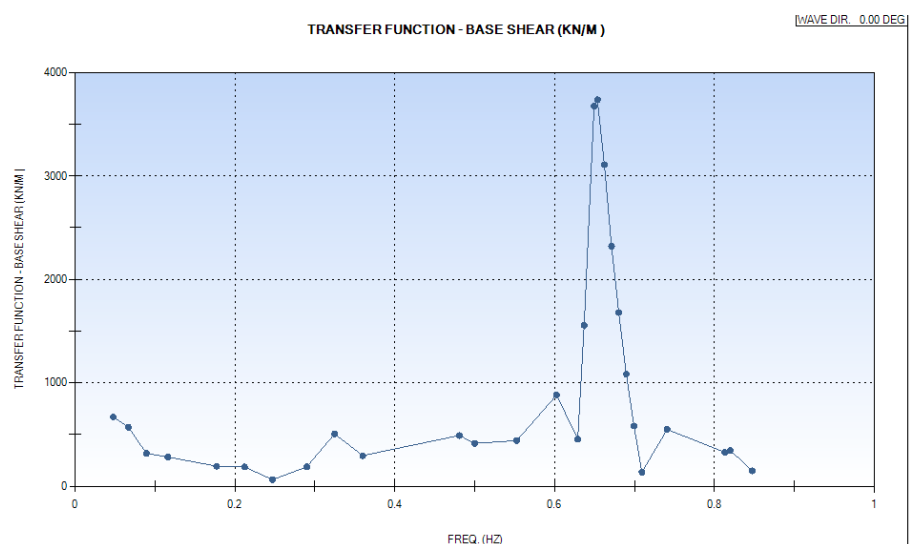


Figura 4.11 – Espectros de Resposta (de Esforço Transverso) referentes ao pormenor condicionante

Os factores de concentração de tensões foram determinados pelo programa de cálculo, com base no trabalho de (Efthymiou, 1988). Para a junta condicionante o seu valor é de 4.85 (*Axial Crown*), 6.14 (*Axial Saddle*), 2.88 (*In-Plane Moment*) e 5.33 (*Out-of-Plane Moment*) na corda e 4.30 (*Axial Crown*), 5.47 (*Axial Saddle*), 3.19 (*In-Plane Moment*) e 5.15 (*Out-of-Plane Moment*) na diagonal.

O *Dano Acumulado* para a vida de serviço de 25 anos e para a curva S-N tipo T da norma HSE, conforme requisito para o dimensionamento da presente estrutura, é de 0.588. Por conseguinte, a vida à fadiga calculada será de 25 anos/*Dano Acumulado*, o que resulta em 42.5 anos. Trata-se, de resto, de um valor inferior ao requerido, igual à multiplicação da vida de serviço pelo DFF pertinente, que neste caso é de 2.0 (Quadro 3.1) e que resulta em 50 anos.

Com recurso ao módulo *Interactive Fatigue* do programa SACS obtém-se a quantificação da vida à fadiga de cada um dos pormenores da estrutura, acompanhada por uma ilustração gráfica do elemento

em que ocorre, a vermelho, (Figura 4.12). A representação gráfica do dano no contexto dos critérios de resistência à fadiga é apresentada na Figura 4.13, na qual se sobrepõe à curva S-N aplicável um histograma que relaciona blocos de gama de tensões com os conjuntos de ciclos a elas afectos. Realça-se que, no referido histograma as diferenças de tensões estão definidas em kN/cm^2 ($1 \text{ kN/cm}^2 = 10 \text{ MPa}$).

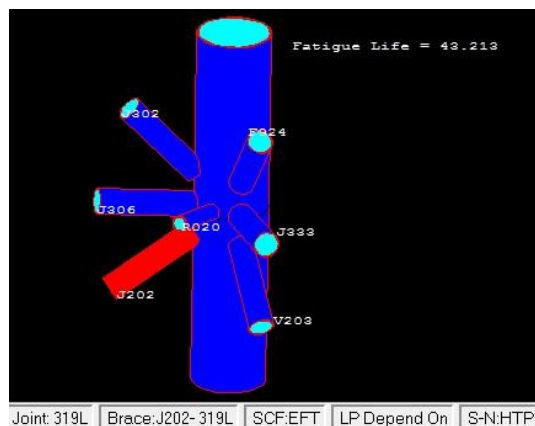


Figura 4.12 – Vida à fadiga da junta condicionante

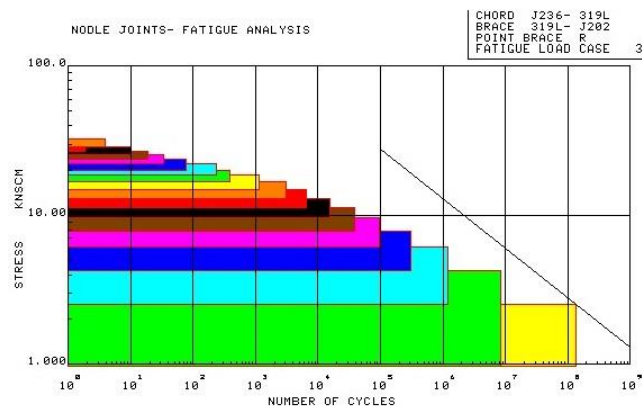


Figura 4.13 – Sobreposição histograma/curva S-N

4.3.2. Simulações Efectuadas no Programa DNVGL SESAM

As simulações empreendidas no programa de cálculo SESAM comungaram a metodologia e os dados de entrada com aquelas feitas no programa SACS. Os módulos do pacote usados são os referidos em 4.1, com a sequência *GeniE*, *Wajac*, *Sestra* e *Framework*. À semelhança do sucedido para a *Análise Espectral Global à Fadiga* realizada com o programa SACS, também a presente análise é do tipo *Análise Espectral*, denominada *Análise Estocástica de Fadiga* no contexto do módulo *Framework*.

Nesta análise não foram tidos em conta os efeitos da corrente e houve uma linearização, realizada automaticamente pelo programa de cálculo, dos efeitos das acções para a altura característica de onda.

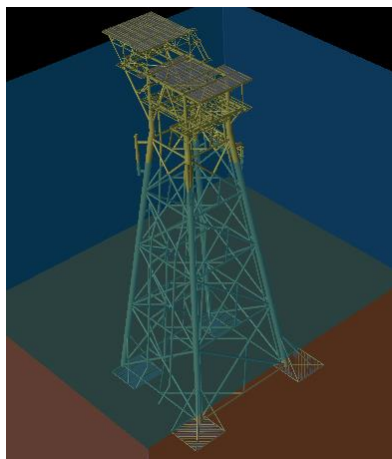


Figura 4.14 – Modelo de cálculo da estrutura concebido no programa SESAM

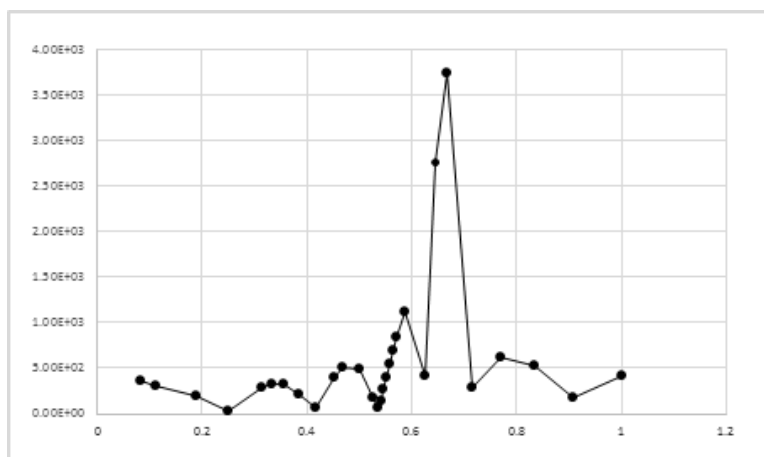


Figura 4.15 – Espectro de resposta referente ao pormenor condicionante

À semelhança do sucedido para os espectros de resposta, também os resultados da análise dinâmica e os factores de concentração de tensões calculados com recurso ao programa SESAM apresentaram uma notável semelhança com os resultantes do emprego do programa SACS. Os períodos dos primeiros seis modos de são de 1.54, 1.53, 1.03, 0.72, 0.71 e 0.49 segundos, respectivamente, o que se traduz numa diferença de cerca de 0.7% nos dois modos mais relevantes. As configurações deformadas dos três primeiros modos de vibração são apresentadas na Figura 4.16.

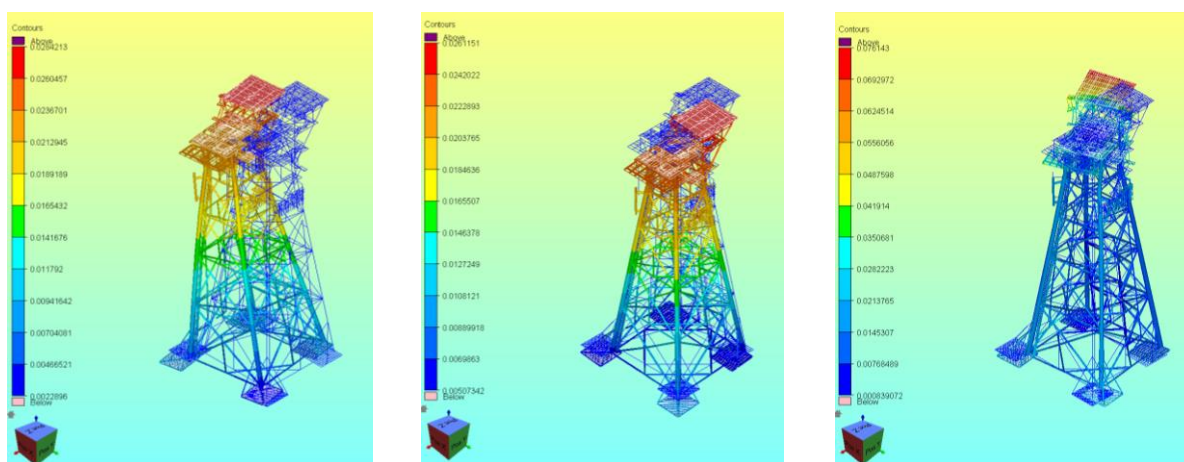


Figura 4.16 – Configurações deformadas dos primeiros modos de vibração (obtidos em SESAM)

Para a junta condicionante os valores dos SCF, conforme a formulação de Efthymiou, são de 5.29 (*Axial Crown*), 5.29 (*Axial Saddle*), 2.88 (*In-Plane Moment*) e 5.62 (*Out-of-Plane Moment*) na corda e 4.93 (*Axial Crown*), 4.93 (*Axial Saddle*), 3.19 (*In-Plane Moment*) e 5.43 (*Out-of-Plane Moment*) na diagonal. Estes valores diferem dos obtidos no programa SACS em cerca de 6.9%, em média.

Com a *Análise Espectral Linear Dinâmica* realizada obteve-se, para o pormenor condicionante – também assim identificado na pretérita análise – uma vida à fadiga estimada em 62.0 anos, nas condições descritas em 4.3.1.

4.3.3. Análises de Sensibilidade

Para avaliar a robustez dos resultados obtidos e o impacto das opções tomadas na análise empreenderam-se diversas análises paramétricas de sensibilidade. É também um objectivo destas análises validar as opções tomadas, no contexto do método proposto em 3.1. Importa referir que não está no âmbito deste documento estabelecer comparações exaustivas entre conjuntos normativos.

Avaliou-se, em primeiro lugar, o impacto da consideração de Teorias de Onda diferentes da de Airy, recomendada nos dados do caso de estudo. Com efeito, com base nos critérios expressos na Figura 2.21 determinou-se a *Teoria de Onda* mais adequada para cada uma das ondas consideradas (Figura 4.17), obtendo-se as seguintes conclusões: Em 93.9 % das ocasiões a teoria mais indicada é a de Stokes de 2ª Ordem, seguindo-se a teoria de Stokes de 3ª Ordem em 3.5 % dos casos e a de Airy em 2.6 % das ocorrências.

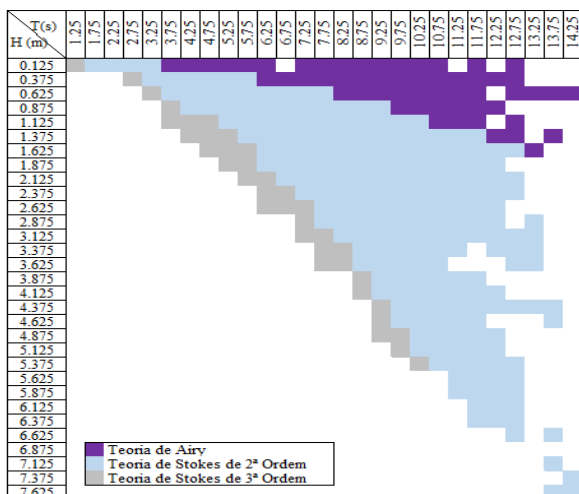


Figura 4.17 – Adequação das Teorias de Onda para os Estados de Mar definidos no Diagrama de Dispersão

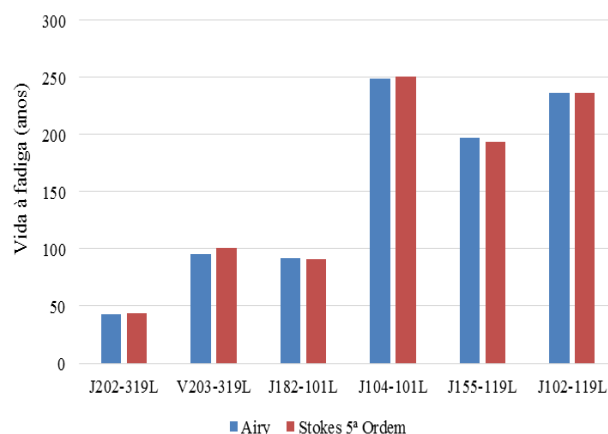


Figura 4.18 – Influência da escolha da Teoria de Onda na vida à fadiga de seis pormenores representativos

Por conseguinte, analisou-se o impacto do emprego das Teorias de Onda de Airy e de Stokes de 5ª Ordem. A opção desta última em detrimento das de 2ª e 3ª ordens deve-se a três razões. Em primeiro lugar é recomendado o seu uso nos documentos DNVGL, em segundo lugar trata-se de uma teoria mais exacta que as referidas, mas computacionalmente mais exigente e, por último, as duas teorias que não se aplicam estão indisponíveis no programa de cálculo, por serem pouco utilizadas. A Figura 4.18 ilustra a influência do parâmetro referido na vida à fadiga determinada para a ligação condicionante. Concluiu-se que, para as ligações relevantes (consideradas aquelas cuja vida à fadiga não excede os 250 anos) a influência da escolha entre as Teorias de Onda de Airy e de Stokes de 5ª Ordem não faz a vida calculada diferir em mais de 1% na maioria dos casos (0.3% no caso condicionante). Contudo, observou-se diferenças de até 6% em situações em que a vida à fadiga é muito superior.

Outra análise empreendida relacionou-se com o Espectro de Onda. Ao invés do espectro JONSWAP, recomendado para o caso de estudo, avaliou-se as consequências da utilização do espectro P-M, em virtude de a generalidade da bibliografia consultada o indicar mais adequado para a localização da plataforma. Decorreu da referida análise feita no programa SACS para as ligações relevantes e ilustrada na Figura 4.20, a conclusão de que são expectáveis diferenças na vida à fadiga estimada que podem ascender aos 9%, em ambos os sentidos. Não obstante, na ligação com menor vida à fadiga a diferença cifra-se em cerca de 1%.

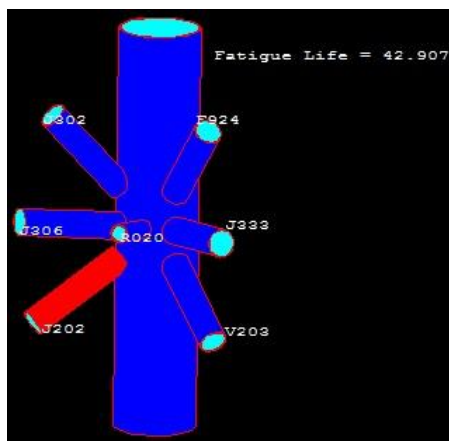


Figura 4.19 – Vida à fadiga da junta condicionante considerando o espectro P-M

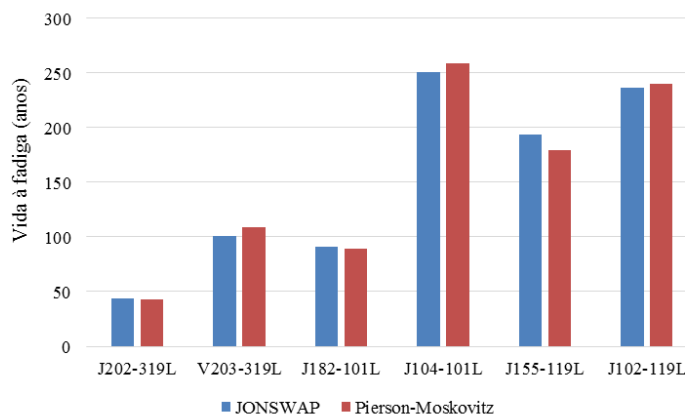


Figura 4.20 – Influência da escolha do *Espectro de Onda* na vida à fadiga de seis pormenores representativos

O terceiro, e último, parâmetro analisado foi o conjunto de curvas S-N aplicável. Estudou-se as repercussões da consideração de curvas do *HSE Code* (especificadas no caso de estudo) e das curvas recomendadas nas recomendações DNVGL (DNVGL, 2015a).

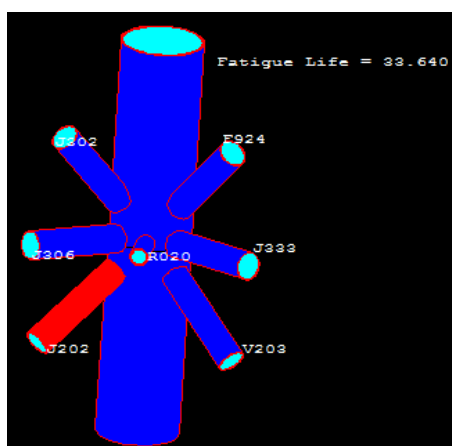


Figura 4.21 – Vida à fadiga da junta condicionante determinada com as curvas S-N das recomendações DNVGL

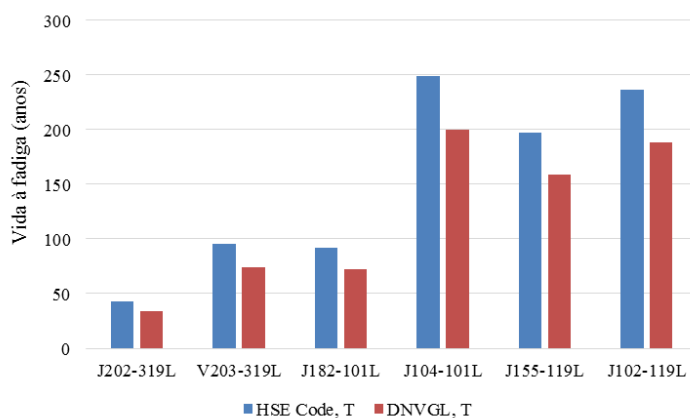


Figura 4.22 – Influência da escolha da curva S-N na vida à fadiga calculada para seis pormenores representativos

Em ambos os casos a curva S-N aplicável é a T, o que pressupõe uma análise com tensões *Hot-Spot*. Esta análise de sensibilidade foi efectuada sobre os modelos construídos no programa SACS. Dos seus resultados, expressos na Figura 4.21 e na Figura 4.22, concluiu-se, em primeiro lugar, que aplicando a segunda curva, a menor vida útil de entre os pormenores da estrutura é de 33.6 anos, no pormenor também condicionante na pretérita análise. Outra conclusão é a de que a vida à fadiga da generalidade dos pormenores diminui com o uso das curvas DNVGL. Nos pormenores de menor vida, como os seis apresentados na Figura 4.22, esta diminuição é de cerca de 20% a 22%.

Adicionalmente, foi elaborada uma comparação da vida à fadiga para o pormenor condicionante entre os resultados supramencionados e os que decorrem da aplicação das curvas S-N pertinentes das normas ISO e API. Porque se considerou pertinente realizar tal comparação nos dois programas de cálculo usados, remete-se para o ponto 4.3.4 a apresentação dos resultados.

Face aos resultados, entende-se que, no contexto do presente caso de estudo, a consideração das Teorias de Onda de Airy ou de Stokes de 5ª ordem, bem como dos Espectros de Onda JONSWAP ou P-M não produzem diferenças significativas. Já a opção pela curva de resistência à fadiga tipo S-N das recomendações DNVGL decorre em diferenças não despreciables nos resultados. Neste contexto, optou por se considerar os resultados obtidos com a *Teoria de Onda* de Stokes de 5ª ordem, o Espectro de Onda P-M e a curva S-N especificada na norma DNVGL (DNVGL, 2015a). Com efeito, a vida à fadiga obtida para o pormenor condicionante é de 33.4 anos.

4.3.4. Comparação dos Resultados Obtidos com Dois Programas Comerciais

Empreenderam-se análises conducentes à determinação da vida à fadiga do mesmo pormenor estrutural – o qual já havia sido identificado como o condicionante – com os programas de cálculo SACS e SESAM. A similitude dos modelos matemáticos foi avaliada através da coincidência dos resultados das análises estática, dinâmica e das Funções de Transferência, ou Espectros de Resposta. Conforme expresso em 4.3.1 e 4.3.2, entende ter-se logrado conceber modelos de cálculo equivalentes, cujas diferenças são despreciables. Os resultados da comparação são apresentados graficamente na Figura 4.24. Importa referir que se utilizou um conjunto de curvas S-N, todas elas aplicáveis a ligações tubulares. Entre as curvas usadas estão a curva T com correcção de espessura do HSE Code (HSE, 2002), a curva T da DNVGL (DNVGL, 2015), a curva TJ da ISO 19902 (ISO, 2007), e as curvas X e X' da API (API, 2014). As duas últimas distinguem-se pelo facto de a curva X implicar requisitos de fabrico mais cuidados e aplicar-se a perfis tubulares de maior espessura, enquanto a curva X' requer apenas o cumprimento dos requisitos básicos das normas AWS e está limitada a tubos com espessuras não superiores a 16 mm.

A comparação realizada permite retirar ilações a dois níveis, relativamente às diferenças que decorrem da aplicação dos dois programas e daquelas que resultam da consideração de diferentes curvas S-N.

Desconsiderando os resultados referentes à curva API X, que tem vertidos os efeitos de uma execução mais cuidada, observa-se entre as demais curvas ensaiadas diferenças da ordem de 37% (SACS) ou 63% (SESAM), que se reduzem para 26% e 38%, respectivamente, se não se considerar os resultados da curva da norma ISO, dada a sua discrepância das demais. Sem se empreender uma análise exaustiva é possível afirmar que se observou uma diferença bastante significativa entre os resultados devidos às diferentes curvas, o que vem sublinhar a sensibilidade das análises de fadiga, um facto bastante conhecido na indústria petrolífera. Todavia, observa-se alguma consistência entre os resultados decorrentes da aplicação das curvas S-N tipo API X', DNVGL T e HSE T.

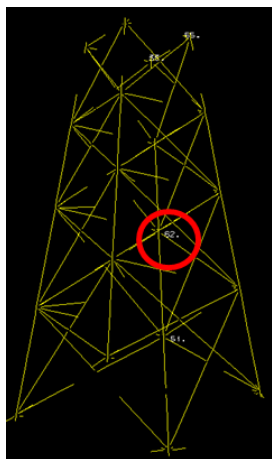


Figura 4.23 – Localização do pormenor condicionante no modelo SESAM

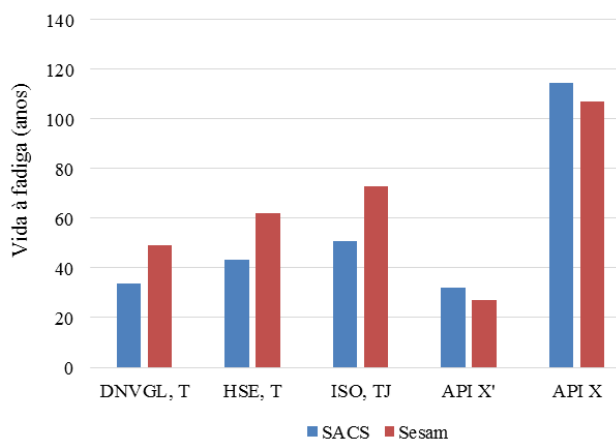


Figura 4.24 – Comparação da vida à fadiga estimada com os programas SACS e SESAM para diversas curvas S-N

Nos cenários de cálculo em que, mantendo-se todas as demais opções constantes, se usou as curvas S-N tipo HSE T, DNVGL T e ISO TJ observa-se uma diferença consistente de 30%, aproximadamente, entre os resultados da vida à fadiga obtidos nos dois programas testados, com maiores vidas logradas nas simulações em SESAM. Com a consideração das curvas da norma API as maiores vidas foram obtidas com o programa SACS, com diferenças de 7% e 19% para as curvas X e X'.

A circunstância de as diferenças observadas entre os dois programas não serem constantes para todas as curvas e inclusivamente mais expressivas entre curvas que entre programas sugere não apenas a inexistência de eventuais erros sistemáticos nos modelos que causassem erros constantes nos resultados, mas também a escolha das curvas S-N é uma fonte de maior divergência nos resultados que a escolha do programa de cálculo.

4.4. Análise Probabilística Simplificada de Fadiga

4.4.1. Cálculo do Dano Acumulado

O pormenor condicionante, no que à vida à fadiga diz respeito, está ilustrado na Figura 4.25. Tal identificação decorreu da pretérita análise, que serviu a função de “*screening*” ou avaliação expedita de todos os elementos estruturais e suas ligações. No contexto da classificação do pormenor em conformidade com as recomendações DNVGL mais recentes (DNVGL, 2015a) pode afirmar-se que se trata de um pormenor de categoria T “*Details relating to tubular members – parent material adjacent to the toes of full penetration welded tubular joints*” conforme definição na sua tabela A.10. Do disposto na tabela 2-2 “*seawater with cathodic protection*”, se conclui que para pares com $N < 10^6$ ciclos $m_1 = 3.0$ e $\log \bar{a}_1 = 11.764$ e para pares com $N > 10^6$ ciclos $m_2 = 5.0$ e $\log \bar{a}_2 = 15.606$. O valor de k , para os factores de concentração de tensão usados é de 0.25. Consequentemente, o factor $(t/t_{ref})^k$, afectando a gama de tensões na curva S-N, vale 1.111. Para a presente análise devem usar-se valores da intersecção dos segmentos da curva S-N com o eixo $\log N$ diminuídos da alteração decorrente da consideração de $s_{\log N} = 0.20$. Assim, obtém-se $\log a_1 = \log \bar{a}_1 + 0.40 = 12.164$ e $\log a_2 = \log$

$\bar{a}_2+0.40=16.006$. Utilizando estes valores é possível calcular a gama de tensões de 100.28 MPa para o parâmetro S_1 , a 10^6 ciclos.

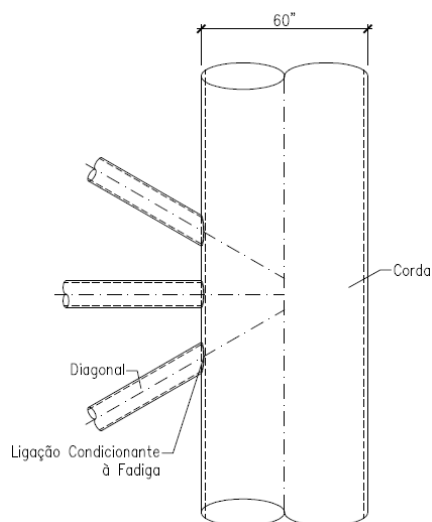


Figura 4.25 – Esquema da ligação condicionante

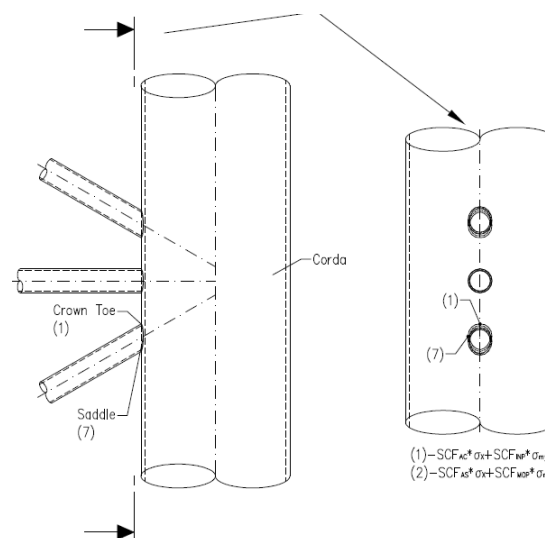


Figura 4.26 – Factores de concentração de tensões aplicáveis

Estima-se que durante a vida útil de 25 anos a estrutura seja sujeita a 1.442×10^8 ciclos devidos às solicitações das ondas e que se traduzem em diferenças de tensões (determinadas em 4.3). Tal valor corresponde a uma frequência média *zero up-crossing* de cerca de 0.183 Hz. O Quadro 4.2 traduz a relação entre diferenças de tensões e número de ciclos, discretizada em blocos que permitem a aplicação da regra de Palmgren-Miner. A obtenção desta informação requereu o emprego dos programas de cálculo automático mencionados em 4.2, para a avaliação da resposta da estrutura aos *Estados de Mar* considerados. Importa referir que os efeitos dos factores de concentração de tensões não estão incluídos nas diferenças de tensões expressas no quadro aludido. Trata-se, portanto, de *tensões directas*. Para lograr as *tensões hot-spot* (na verdade *tensões nominais modificadas* ou *tensões nominais locais*, por serem obtidas por via da aplicação de factores de concentração de tensões) é necessário considerar os factores indicados na Figura 4.26. Importa referir que, ao longo do perímetro de intersecção entre os tubos da diagonal e da corda os valores dos SCF são continuamente mutáveis. Para simplificação, as recomendações DNVGL (DNVGL, 2015a) sugerem a consideração de 8 pontos de cálculo. Destes, observou-se que os pontos 1 e 7 são os mais condicionantes. Há contudo, uma particularidade que reside no facto de diferentes solicitações (diferentes blocos $\Delta\sigma$ -n) serem condicionadas por conjuntos de SCF diferentes, já que a proporção da natureza das tensões (axiais, de flexão) muda em função da altura da onda incidente. A utilização de *tensões hot-spot* é requerida para a aplicação das curvas S-N no contexto da ligação tubular em causa.

Quadro 4.2 – Relação entre gamas de tensões e número de ciclos para a ligação com menor vida à fadiga (conforme conclusões obtidas nas simulações numéricas em 4.3)

Número do bloco	$\Delta\sigma$ [MPa]	Número de ciclos	Número do bloco	$\Delta\sigma$ [MPa]	Número de ciclos	Número do bloco	$\Delta\sigma$ [MPa]	Número de ciclos
1	9.79	133 995 152	7	112.89	15 320	13	221.81	76
2	25.07	8 589 883	8	129.78	6 550	14	236.94	33
3	42.87	1 192 613	9	147.68	3 093	15	255.43	19
4	60.79	306 326	10	167.09	1 154	16	269.51	10
5	78.58	95 787	11	184.8	382	17	288.33	2
6	95.62	38 608	12	201.38	235	18	304.97	4

Das condições estabelecidas pelas recomendações DNVGL faz parte a consideração do valor de 0.8 para o parâmetro de forma de Weibull para *jackets*. Os restantes parâmetros da análise a determinar são o parâmetro de escala da distribuição de Weibull de dois parâmetros e as funções *gamma* incompletas. Para a determinação do primeiro calculou-se (130) para cada bloco de tensão. Também as funções *gamma* incompletas foram obtidas, por integração, para cada par gama de tensões-número de ciclos. Determinadas as grandezas envolvidas, aplica-se a expressão (131) de forma automática, obtendo-se os resultados expresso no Quadro 4.3.

$$q = \Delta\sigma_0 / (\ln n_0)^{\frac{1}{0.8}} \quad (130)$$

$$D = (n_0/a_{d1})q^{m_1} \Gamma(1 + m_1/h; (S_1/q)^h) + (n_0/a_{d2})q^{m_2} \gamma(1 + m_2/h; (S_1/q)^h) \quad (131)$$

Quadro 4.3 – Dano estimado através da Análise Simplificada de Fadiga

Bloco	$\Delta\sigma_0$ Directa MPa	$\Delta\sigma_0$ Modificada MPa	n_0 ciclos	q MPa	a ciclos	m -	Γ -	D -
1	9.8	44.4	133995152	1.1	1.01E+16	5	1155.4	2.9E-05
2	25.1	113.6	8589883	3.6	1.01E+16	5	1155.4	5.6E-04
3	42.9	194.2	1192613	7.2	1.01E+16	5	1155.4	2.6E-03
4	60.8	275.4	306326	11.6	1.46E+12	3	16.6	5.4E-03
5	78.6	356.0	95787	16.9	1.46E+12	3	16.6	5.2E-03
6	95.6	433.3	38608	22.8	1.46E+12	3	16.6	5.2E-03
7	112.9	511.5	15320	30.1	1.46E+12	3	16.6	4.8E-03
8	129.8	588.0	6550	38.9	1.46E+12	3	16.6	4.4E-03
9	147.7	669.1	3093	49.4	1.46E+12	3	16.6	4.3E-03
10	167.1	757.1	1154	65.9	1.46E+12	3	16.6	3.8E-03
11	184.8	837.3	382	90.2	1.46E+12	3	16.6	3.2E-03
12	201.4	912.5	235	109.3	1.46E+12	3	16.6	3.5E-03
13	221.8	1005.0	76	160.9	1.46E+12	3	16.6	3.6E-03
14	236.9	1073.6	33	224.5	1.46E+12	3	16.6	4.2E-03
15	255.4	1157.4	19	300.1	1.46E+12	3	16.6	5.8E-03
16	269.5	1221.1	10	430.5	1.46E+12	3	16.6	9.1E-03
17	288.3	1306.4	2	2065.6	1.46E+12	3	16.6	2.0E-01
18	305.0	1381.8	4	918.6	1.46E+12	3	16.6	3.5E-02
Total			144245247					3.0E-01

Estima-se, assim, um dano de 0.3012 nos 25 anos considerados, o que se repercute numa vida útil à fadiga de 83.0 anos. Constata-se facilmente que o valor obtido difere do que resultou dos cálculos empreendidos no pretérito passo. Existem algumas razões para que assim suceda, já explicadas ao longo do texto, bem como outras relacionadas com as repercussões significativas que pequenas variações nos dados de base têm nos resultados deste método. Das segundas fazem parte a sensibilidade a pequenas variações nas tensões actuantes (que podem ocorrer facilmente, dado que

dependem linearmente dos factores de concentração de tensões, que oscilam frequentemente entre menos de 2 e mais de 6 ao longo do perímetro soldado de uma única ligação), a sensibilidade aos valores considerados para a intersecção dos segmentos da curva S-N com o eixo $\log N$ e a dificuldade em determinar com rigor o parâmetro de escala da distribuição de Weibull – o qual, de resto, é frequentemente calibrado contra dados reais (Lotsberg *et al*, 2016), (Galgoul, 2007). Entre as primeiras razões referidas está a utilização de curvas S-N características e não de dimensionamento, como efectuado no passo de cálculo anterior. A diferença, de $2 \sigma_{\log N}$ (0.40) cifra-se em apenas 2.6% a 3.4% do valor de loga, mas pode resultar numa diferença de mais do dobro na vida útil à fadiga determinada. Estes resultados consubstanciam a sensibilidade dos resultados aos dados de base, apontada como a segunda razão para as diferenças verificadas. O Quadro 4.4 repete os cálculos apresentados no Quadro 4.3, mas considerando as curvas S-N de dimensionamento, para ilustrar as razões referidas e para permitir uma comparação directa com os resultados de 4.3.

Quadro 4.4 – Dano estimado através da Análise Simplificada de Fadiga admitindo as curvas S-N de dimensionamento

Bloco	$\Delta\sigma_0$ Directa MPa	$\Delta\sigma_0$ Modificada MPa	n_0 ciclos	q MPa	a ciclos	m -	Γ -	D -
1	9.8	44.4	133995152	1.1	4.04E+15	5	1155.4	7.4E-05
2	25.1	113.6	8589883	3.6	4.04E+15	5	1155.4	1.4E-03
3	42.9	194.2	1192613	7.2	4.04E+15	5	1155.4	6.5E-03
4	60.8	275.4	306326	11.6	5.81E+11	3	16.6	1.4E-02
5	78.6	356.0	95787	16.9	5.81E+11	3	16.6	1.3E-02
6	95.6	433.3	38608	22.8	5.81E+11	3	16.6	1.3E-02
7	112.9	511.5	15320	30.1	5.81E+11	3	16.6	1.2E-02
8	129.8	588.0	6550	38.9	5.81E+11	3	16.6	1.1E-02
9	147.7	669.1	3093	49.4	5.81E+11	3	16.6	1.1E-02
10	167.1	757.1	1154	65.9	5.81E+11	3	16.6	9.4E-03
11	184.8	837.3	382	90.2	5.81E+11	3	16.6	8.0E-03
12	201.4	912.5	235	109.3	5.81E+11	3	16.6	8.8E-03
13	221.8	1005.0	76	160.9	5.81E+11	3	16.6	9.0E-03
14	236.9	1073.6	33	224.5	5.81E+11	3	16.6	1.1E-02
15	255.4	1157.4	19	300.1	5.81E+11	3	16.6	1.5E-02
16	269.5	1221.1	10	430.5	5.81E+11	3	16.6	2.3E-02
17	288.3	1306.4	2	2065.6	5.81E+11	3	16.6	5.0E-01
18	305.0	1381.8	4	918.6	5.81E+11	3	16.6	8.9E-02
Total			144245247					7.6E-01

Nestas condições, estima-se um dano de 0.7566 nos 25 anos considerados, o que se repercute numa vida útil à fadiga de 33.0 anos.

Uma das razões que leva o parâmetro de escala da distribuição de Weibull a se impor como um aspecto de complexidade acrescida nos cálculos é a sua falta de correlação com os fenómenos físicos em contextos específicos. Refere-se o contexto em que o número de ciclos é muito pequeno. Com efeito, com as expressões já inscritas neste texto, é possível substituir a simples fórmula de cálculo de q na regra da determinação do dano e constatar que o dano será proporcional a $n_0/(\ln n_0)^m$. Para valores elevados do número de ciclos e para números baixos da constante m , observa-se um crescimento do dano com o aumento do número de ciclos, o que é expectável e está vertido na Figura 4.27. Contudo, para números de ciclos baixos e num intervalo de valores tão maior quanto maior for a constante m , observa-se um aumento expressivo do dano com a diminuição do número de ciclos. Ou seja, será mais

gravoso para uma estrutura ser sujeita a um menor número de ondas que causam um determinado efeito do que mais ondas que causam, individualmente, o mesmo efeito. A Figura 4.28, que reflecte o mesmo gráfico que a pretérita, mas com uma escala adaptada ao fenómeno referido consubstancia esta afirmação. Trata-se, pois, de um aspecto problemático, atendendo ao facto de as acções mais gravosas estarem frequentemente associadas a um menor número de ciclos. Ou seja, seria prudente estabelecer um intervalo de aplicabilidade (em número de ciclos por gama de tensões) para a formulação.

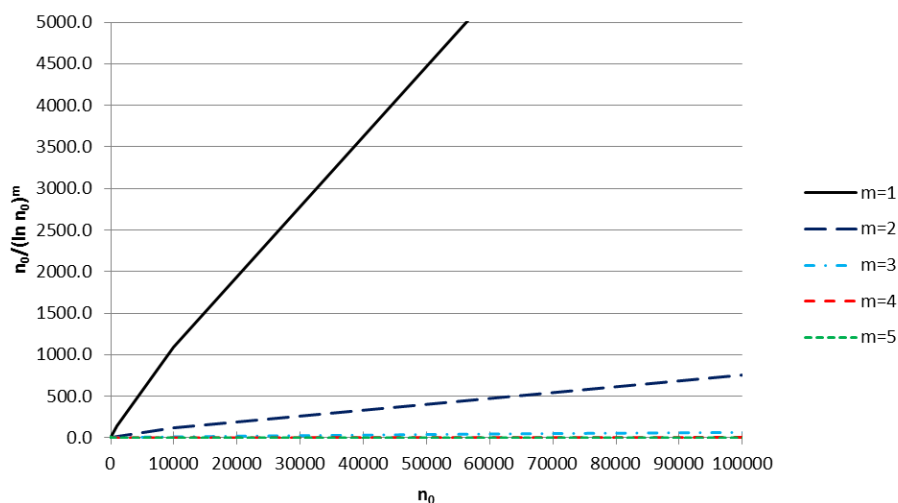


Figura 4.27 – Evolução do dano com o número de ciclos para um número elevado de ciclos

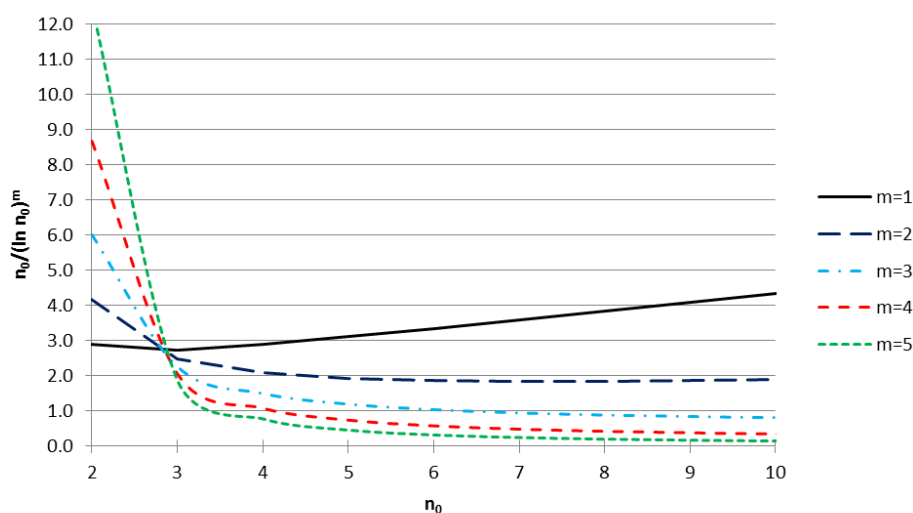


Figura 4.28 – Evolução do dano com o número de ciclos para um número baixo de ciclos

4.4.2. Determinação dos Níveis de Fiabilidade

Partindo da definição da função limite, (132), é possível afirmar que o seu valor esperado, para o caso de estudo é (133). A variância pode ser estimada como (134), o que no presente caso resulta em (135). Consequentemente, o índice de fiabilidade define-se como (136).

$$g = -\ln(D) \quad (132)$$

$$\mu_g = -\mu_{\ln(n)} + \mu_{\ln(a)} - m \mu_{\ln(q)} - \ln \Gamma(1 + m/h) = 1.202 \quad (133)$$

$$\sigma_g^2 = \sigma_{\ln(n)}^2 + \sigma_{\ln(a)}^2 + m^2 \sigma_{\ln(q)}^2 \quad (134)$$

$$\begin{aligned} \sigma_g^2 &= 0.302 + 0.462 + CoV_q^2 = 0.09 + 0.2116 + m^2 (CoV_{acções}^2 + CoV_{análise}^2) \\ &= 0.09 + 0.2116 + 32(0.122 + 0.202) = 0.7912 \end{aligned} \quad (135)$$

$$\beta = \mu_g / \sigma_g = 1.202 / \sqrt{0.7912} = 1.351 \quad (136)$$

Assumindo a função limite g como uma relação variáveis aleatórias Gaussianas não correlacionadas é possível determinar o valor da probabilidade acumulada de ruptura na vida de serviço da estrutura para uma distribuição Normal Standard, como (137). Incluindo, na expressão, o índice de fiabilidade, obtém-se (138) (Tankova, 2014). Com efeito, determina-se a probabilidade de ruptura à fadiga no ponto mais condicionante da presente estrutura, nos 25 anos de serviço ao longo dos quais se determinou o dano acumulado, com o valor de (139).

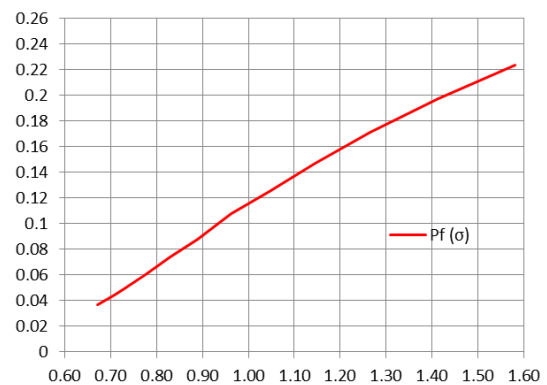
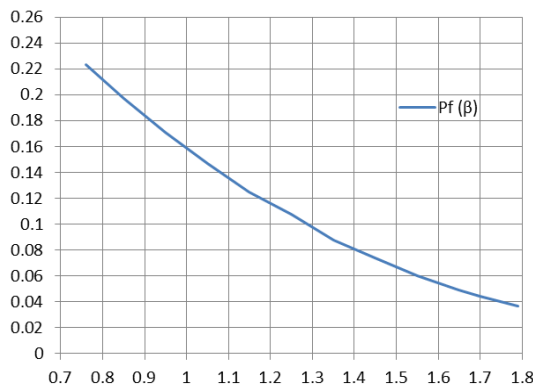
$$\Phi(Z) = P(Z \leq z) = \int_{-\infty}^z (2\pi)^{-0.5} e^{-0.5u^2} du \quad (137)$$

$$P_f = \Phi(g < 0) = \Phi(-\beta) \quad (138)$$

$$P_f = \Phi(-1.351) = 0.088508 \quad (139)$$

As incertezas foram contabilizadas com valores recomendados em função das características da estrutura, das acções e do tipo de análise, de uma forma necessariamente simplificada. Nesse contexto é possível admitir um intervalo razoável para o valor de σ_g de 0.67 a 1.58, aproximadamente, para circunstâncias verosímeis. Aplicando tal intervalo à estrutura em análise obter-se-iam valores do índice de fiabilidade situados entre 0.76 e 1.79, o que decorreria em probabilidades de ruptura compreendidas no intervalo de 0.036727 a 0.223627.

Outra observação relevante é a de que, utilizando a curva S-N de dimensionamento, a probabilidade de ruptura à fadiga no ponto mais condicionante da presente estrutura, nos 25 anos de serviço, seria avaliada em $P_f = \Phi(-0.849) = 0.197662$, ou seja mais do dobro da calculada para a curva S-N característica.

Figura 4.29 – Probabilidade de ruptura em função de β Figura 4.30 – Probabilidade de ruptura em função de σ

4.4.3. Determinação da Vida Útil à Fadiga para a Fiabilidade Pretendida

Neste caso particular, o facto de a estrutura ser um *jacket* de quatro *legs* com contraventamentos em X sugere redundância, logo as consequências da ruptura por fadiga no elemento condicionante não são as mais graves no contexto de um eventual colapso global ou parcial. Conforme a pesquisa efectuada, cujos resultados foram expressos e justificados em 3.3, a probabilidade anual requerida para a ruptura por fadiga estima-se em $P_{f,anual,target}=0.01$. De modo a determinar o índice de fiabilidade correspondente à probabilidade de ruptura requerida é necessário transformar o requisito anual numa probabilidade acumulada na vida da estrutura. Com efeito, a probabilidade de sobrevivência anual requerida será de 0.99, sendo a probabilidade de sobrevivência mínima acumulada em 25 anos de 0.7778 e, conseqüentemente, a probabilidade de ruptura máxima requerida de $P_{f,target}=0.22218$.

Para a probabilidade de ruptura máxima requerida, o índice de fiabilidade mínimo será de 0.762. Considerando a pretérita quantificação das incertezas em $\sigma_g=\sqrt{0.7912}$, então obtém-se o valor esperado para a função limite de $\mu_g = 0.6778$, o que se traduz num dano acumulado máximo em 25 anos de 0.5077 e numa vida à fadiga mínima requerida de 49.2 anos.

Importa observar que a vida à fadiga calculada no âmbito desta análise foi de 83.0 anos, excedendo assim o limite mínimo e, conseqüentemente, cumprindo os requisitos de fiabilidade considerados adequados.

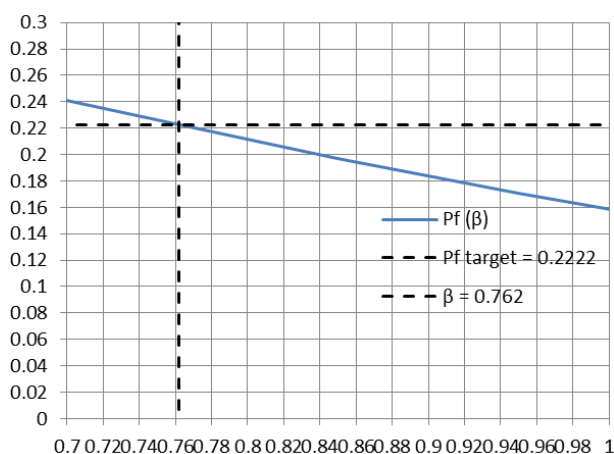


Figura 4.31 – Determinação da fiabilidade mínima requerida (β nas abcissas, P_f nas ordenadas)

Outro aspecto que deve ser realçado prende-se com a similitude entre o valor obtido para a vida à fadiga mínima com os pretéritos cálculos e aquele que decorreria da aplicação dos factores de segurança à fadiga das recomendações (DFF). Com efeito, conforme o Quadro 3.1, o DFF aplicável seria de 2.0, por corresponder a uma zona submersa mas acessível numa estrutura redundante. Assim, a vida à fadiga requerida seria de 50 anos, diferindo em menos de 2% do valor obtido nestes cálculos. Todavia, uma diferença significativa prende-se com o uso das curvas de resistência à fadiga S-N características para a estimação da vida à fadiga através da *Análise Probabilística Simplificada*, por oposição ao dimensionamento das estruturas, usualmente feito com as curvas S-N de dimensionamento, decrementadas na sua resistência face às primeiras.

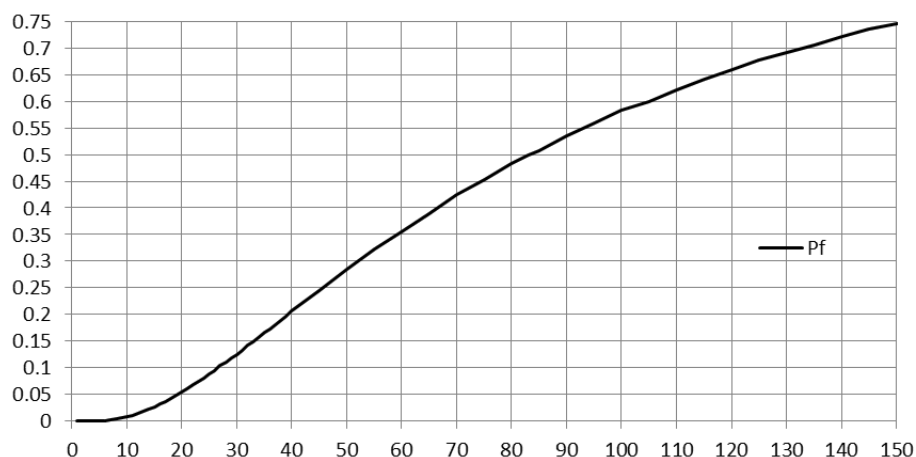


Figura 4.32 – Probabilidade acumulada de ruptura ao longo do tempo para o caso de estudo

Com os métodos utilizados no presente passo de cálculo é ainda possível estimar a probabilidade acumulada de ruptura por fadiga da estrutura ao longo da sua vida, conforme apresentado na Figura 4.32. A este cálculo está subjacente a hipótese de que o dano anual é constante e consistente com os cálculos efectuados em 4.4.1. Será possível observar que, para a vida de 25 anos, para a qual o dano foi originalmente calculado, a probabilidade de ruptura é a supramencionada, de 0.0885. A informação apresentada é basilar para o controlo da fiabilidade da estrutura ao longo do tempo e, portanto, para a concepção de planos de inspecção e avaliação da vida residual à fadiga num determinado momento.

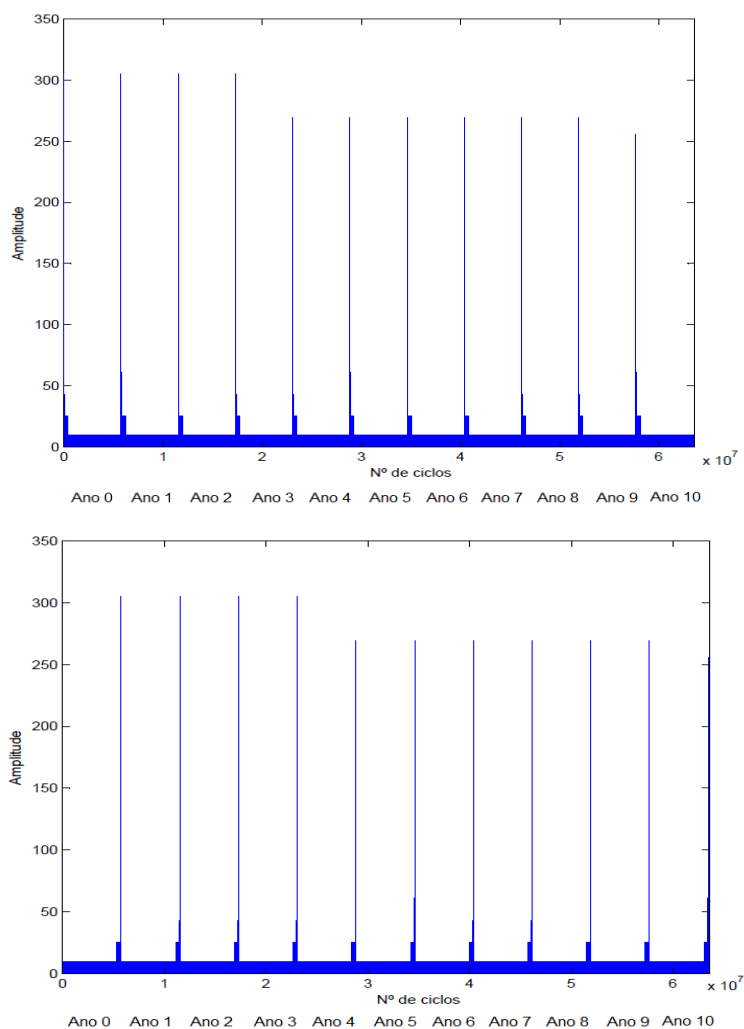
4.5. Análise Determinística para Calibração de um Modelo de Fadiga baseado na Mecânica da Fractura

Considerou-se a ligação já identificada condicionante (descrita em 4.4.1). A este respeito importa recordar tratar-se de uma ligação entre perfis tubulares de diâmetros distintos, tipo boca-de-lobo, com cordões de soldadura de ângulo entre o tubo da diagonal, seccionado e chanfrado, e o tubo da corda, ininterrupto. Admite-se que a potencial fenda se iniciará na raiz do referido cordão, propagando-se bidireccionalmente na espessura do tubo de 38.1 mm e ao longo do seu perímetro. Admitindo-se o pior cenário, de iniciação da fenda nas extensões de maior tensão ao longo do perímetro soldado, o comprimento circunferencial máximo de crescimento da fenda é de 2140 mm.

As solicitações consideradas foram as expressas no Quadro 4.3, resultantes das análises estruturais feitas em programas de cálculo automático, conforme evidenciado em 4.3. As diferenças de tensões referem-se a *Tensões Nominais Locais*.

Para a presente análise foi necessário inferir séries temporais de pares gama de tensões-número de ciclos a partir do histograma. Atendendo às considerações feitas nos Fundamentos deste documento sabe-se que não é negligenciável a sequência de solicitações que formam a série temporal. Em conformidade com a bibliografia consultada (Correia, 2014) decidiu considerar-se três distribuições. Uma série crescente de diferenças de tensões, uma série decrescente e uma série aleatória. Contudo, importa recordar que os *Estados de Mar* considerados para a definição das solicitações estão cingidos ao horizonte temporal de um ano. Com efeito não seria verosímil na prática nem formalmente correcto

considerar uma distribuição que evidenciasse diferenças muito significativas entre anos diferentes, como sucederia nas distribuições puramente crescentes ou decrescentes. Assim decidiu dividir-se os blocos do histograma do Quadro 4.3 pelo período de serviço a eles subjacente, de 25 anos, para obter conjuntos de 5 769 810 ciclos com a duração de um ano. Apenas dentro de cada conjunto se admitiu as distribuições crescente, decrescente e aleatória. Os valores máximos de gama de tensões, cuja probabilidade de ocorrência sugere uma periodicidade mais longa que um ano, foram concentrados nos primeiros anos das séries. A Figura 4.33 ilustra as séries temporais usadas na análise.



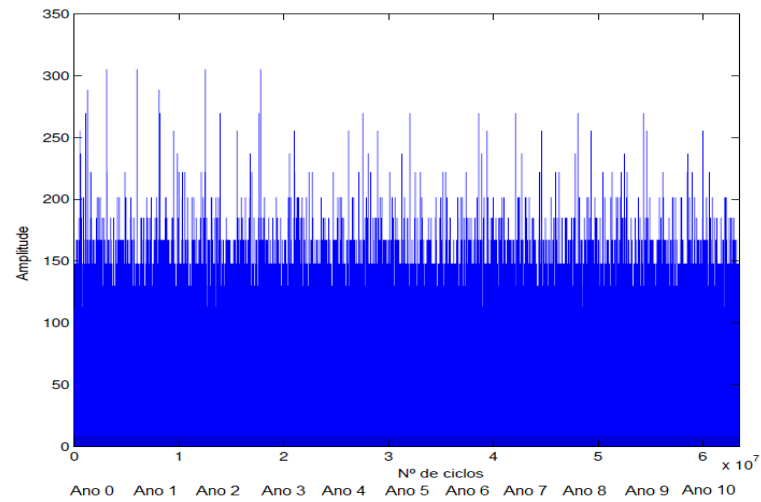
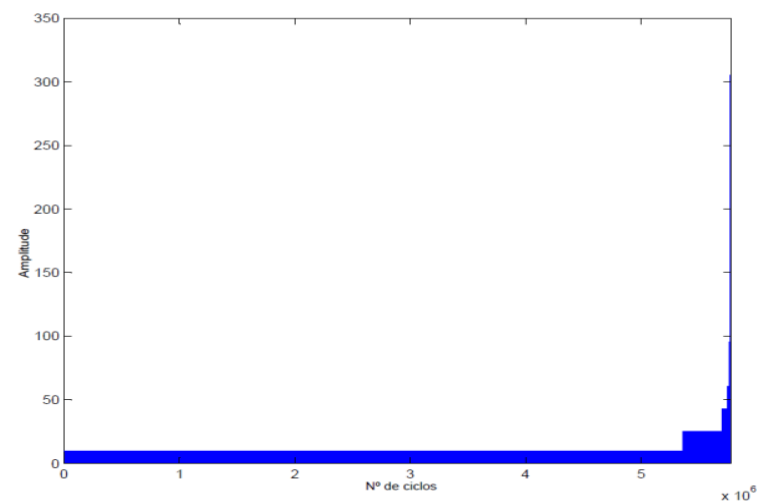
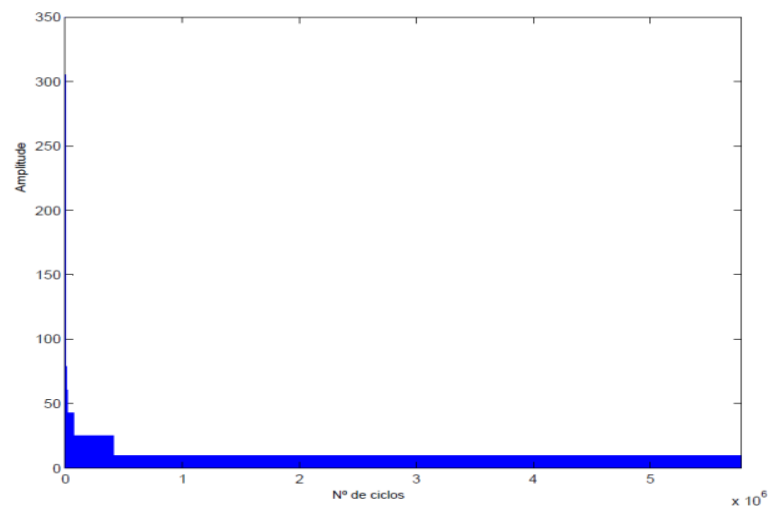


Figura 4.33 – Séries temporais de diferenças de tensões usadas na análise. Decrescente, crescente e aleatória periódicas por ordem descendente na figura, com a duração de 10 anos



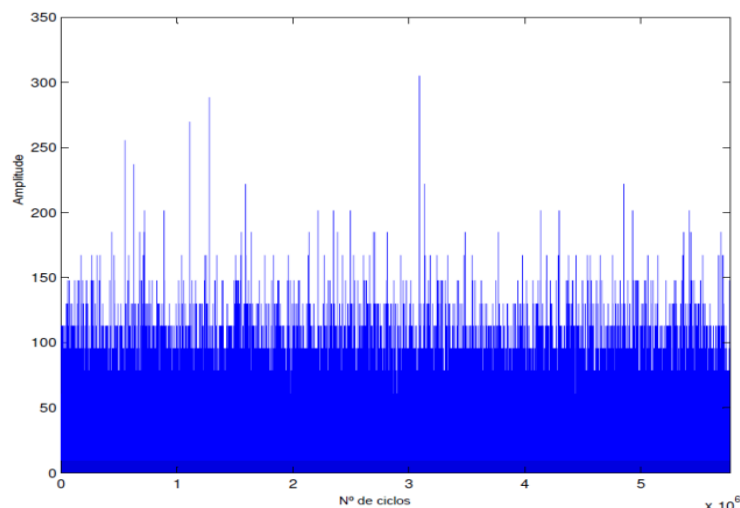


Figura 4.34 – Séries temporais de diferenças de tensões usadas na análise. Decrescente, crescente e aleatória periódicas por ordem descendente na figura, com a duração de 1 ano

Para a obtenção da série aleatória foi usada a função *randperm* do programa *Matlab*. É relevante referir que a série aleatória não será necessariamente mais realista que as demais já que, para além da correlação entre *Estados de Mar* sucessivos, são significativos os efeitos da sazonalidade.

O expoente m foi considerado constante no domínio da análise e igual a 3 conforme (BS, 2015) para estruturas com protecção catódica em ambiente oceânico. Contudo, importa fazer referência estudos (Sorensen, Ersdal, 2008) que sugerem o uso do declive da curva S-N correspondente à fadiga a baixo número de ciclos associada à estrutura e ao meio em causa. No presente caso tal corresponderia à consideração de $m=5$. Com vista ao estabelecimento do critério de ruptura por fadiga considerou-se o valor de $125 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ (ou $\text{MN} \cdot \text{m}^{-1.5}$, isto é, igual a $3953 \text{ MN} \cdot \text{mm}^{-1.5}$) para o parâmetro K_{mat} (também designado K_{max} , K_{Ic} ou K_c). O valor considerado é consistente com a natureza dinâmica das solicitações e uma temperatura média da ordem dos 20°C (conforme consultado nos catálogos do fabricante *Arcelor*) e adequado para os aços estruturais em aplicações *offshore* (conforme *Health and Safety Executive*). No entanto, importa observar que este valor pode ser significativamente inferior para temperaturas inferiores à referida e superior para temperaturas mais elevadas ou cargas estáticas. Em conformidade com o referido nas recomendações DNV e bibliografia associada, (DNVGL, 2015) e (Lotsberg, 2016), considerou-se nulo o valor de ΔK_0 (ou ΔK_{th}). Trata-se, contudo, de uma assunção sem correspondência física, já que o valor ΔK_0 de materiais metálicos em circunstância alguma será nulo. Com efeito assumiu-se, no modelo de cálculo, que a propagação das fendas se inicia para qualquer nível de intensidade de tensões.

O cálculo das funções geométricas de Newman-Raju, para além do prescrito no documento original dos autores, seguiu a formulação expressa na Secção 6.3 das recomendações (DNVGL, 2015).

De forma análoga, as funções M_k de Bowness-Lee foram determinadas em respeito pela formulação inicialmente apresentada pelos autores, acrescida da adequação ao problema em estudo provida pelos documentos (DNVGL, 2015), (BS, 2015) e (Lotsberg, 2016). É pertinente referir que se considerou a

recomendação de truncar os valores da função M_k ao limite inferior de $a/T = 0.005$. Portanto, o menor valor de dimensão da fenda considerado no cálculo é de $a = 0.19 \text{ mm}$.

Da análise estrutural foi possível concluir a adequação do uso de um valor de 0.35 para factor DOB (*degree of bending*), o que resulta na definição de $c = \alpha = 0.65$.

Para a calibração dos modelos foram usados os valores da vida útil obtidos em 4.4. Com efeito, procedeu-se a uma primeira calibração dos valores de a_0 e c_0 com parâmetro C aconselhado na norma consultada, tomando em conta a vida à fadiga de 33.0 anos para o cenário de dimensionamento. Tal deveu-se, também, ao facto de ser esse o único cenário em que o parâmetro C é definido para uma análise de um segundo estágio de crescimento de Paris-Erdogan com um único valor de C (ou seja, sem sub-estágios). Posteriormente, calibrou-se o valor C para um cenário característico, portanto mais verosímil, com uma vida útil à fadiga de 83.0 anos.

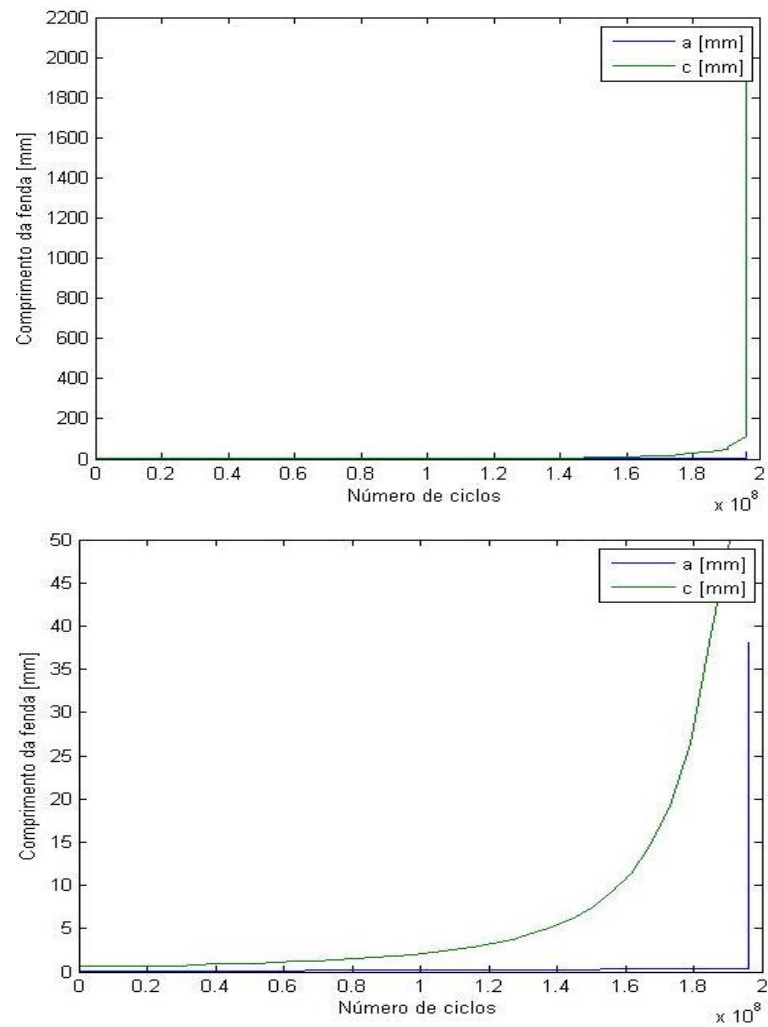
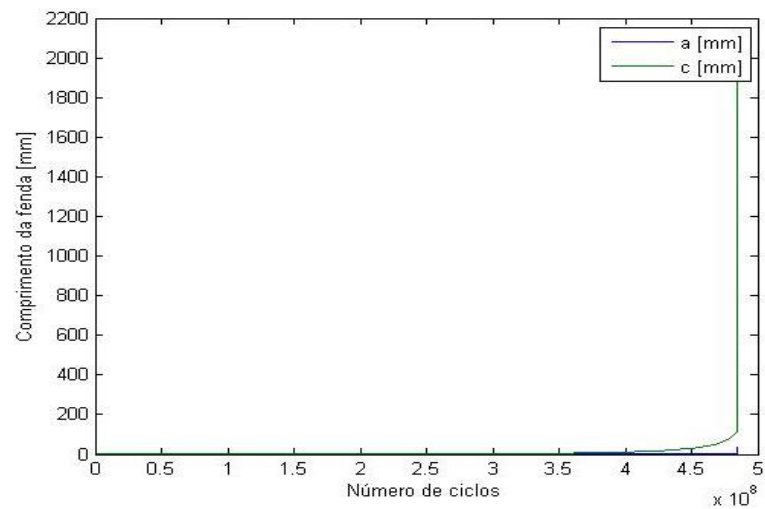
Consultou-se a norma BS 7910 (BS, 2015) para a definição do parâmetro C (*constant in fatigue growth relation*, designada A na norma). Nela se define $C = 5.21 \times 10^{-13}$ para estruturas protegidas em ambiente oceânico, correspondente ao valor esperado adicionado do dobro do desvio-padrão, num modelo de C constante no estágio II de Paris-Erdogan (conforme já referido em 2.1.11).

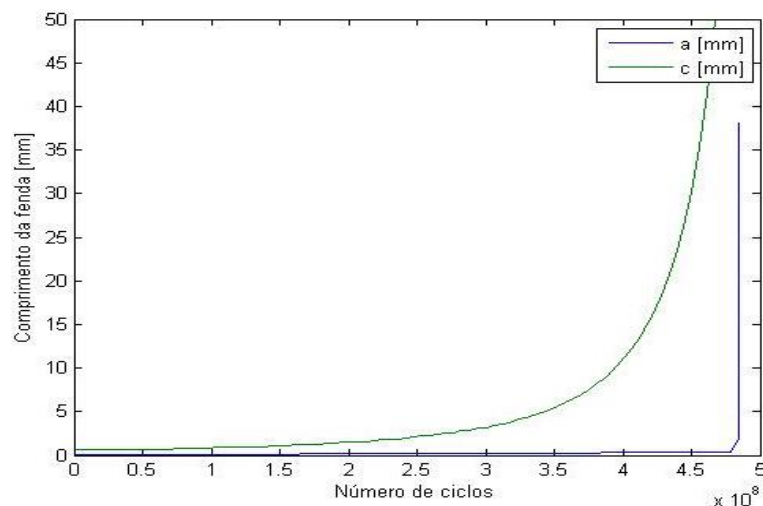
Por conveniência da formulação matemática adoptada e em conformidade com a generalidade dos estudos consultados (Lotsberg, 2016), (Sorensen, Ersdal, 2008), (Breivik, 2016), considera-se $0 < a_0 \leq 1 \text{ mm}$ e $0 < c_0 \leq 5 \text{ mm}$. No domínio da bidireccionalidade da propagação considerou-se o rácio a_0/c_0 (*aspect ratio*) inicial igual a 0.2. O ângulo considerado para o cordão de soldadura é de 60° .

A formulação matemática implementada é a indicada em 2.1.11, respeitando e enquadrando-se nas prescrições da Secção 6 das recomendações (DNVGL, 2015). A bidireccionalidade da propagação foi devidamente tida em conta na formulação. As simulações numéricas foram logradas através de programação matemática em ambiente *MathWorks Matlab*. Desenvolveram-se três modelos matemáticos para a simulação. No primeiro ordenam-se os resultados da análise estrutural em séries temporais de diferenças de tensões. No segundo, incluída a informação relativa ao parâmetro DOB , foi possível programar o cálculo dos valores combinados das diversas funções geométricas aplicáveis e defini-los em função da progressão da fenda. Por fim, um terceiro modelo usa os valores gerados pelos dois primeiros para simular a progressão bidireccional das fendas.

Das simulações empreendidas resultou a calibração dos valores de $a_0 = 0.11 \text{ mm}$, $c_0 = 0.55 \text{ mm}$ e $C = 2.08 \times 10^{-13}$, para o cenário característico de propagação de fendas.

Na Figura 4.35 são apresentados os resultados obtidos, relacionando a progressão bidireccional das fendas (comprimento c e espessura a) até à fractura da secção resistente para os cenários de dimensionamento e característico, considerando uma série temporal aleatória periódica anual.

Figura 4.35 – Simulação da propagação da fenda para o cenário de dimensionamento ($C=5.21 \times 10^{-13}$)

Figura 4.36 – Simulação da propagação da fenda para o cenário característico ($C=2.10 \times 10^{-13}$)

Sobre o modelo calibrado para o cenário característico empreenderam-se simulações com os restantes dois tipos de série temporal descritas na Figura 4.33 de modo a lograr uma análise de sensibilidade. A este respeito importa observar que a consideração de $K_{th}=0$ conduz à minimização das diferenças que se registam entre séries temporais inicialmente crescentes e as demais. Todavia, num contexto de periodicidade anual tal efeito torna-se desprecioso. Não obstante, os resultados da análise de sensibilidade, expressos na Figura 4.37, indicam que, em virtude de se ter limitado a distribuição de diferenças de tensões nas séries temporais ao âmbito temporal dos *Estados de Mar* que as originam, as diferenças são pouco significativas. Compreensivelmente, o valor da vida à fadiga não varia para além do ano já determinado como o da fractura da secção.

Na figura seguinte apenas se apresenta o comprimento c da fenda (dimensão que rege o mecanismo de ruptura) para o cenário característico baseado na série aleatória periódica (conforme Figura 4.36) e restantes cenários com séries crescente e decrescente, também periódicas.

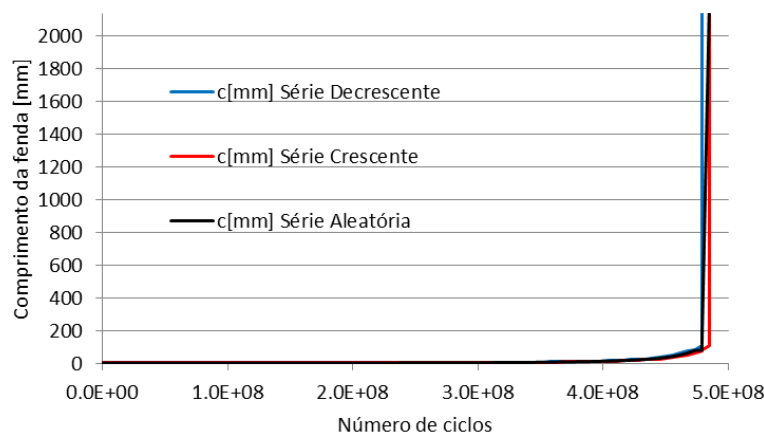


Figura 4.37 – Análise de sensibilidade à consideração de diferentes séries temporais até à ruptura

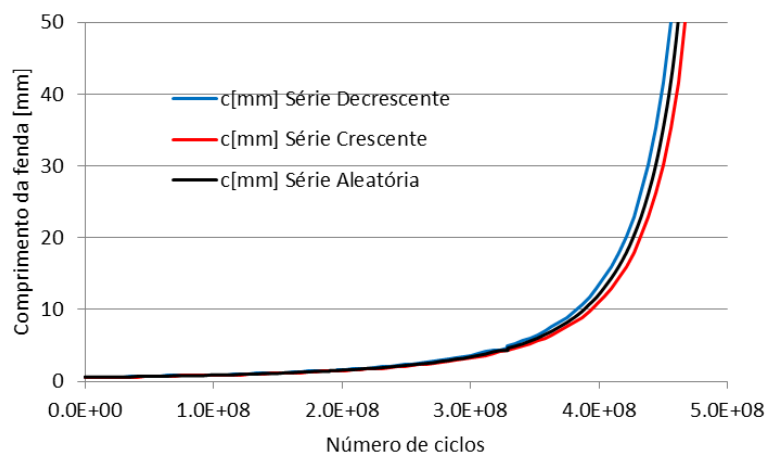


Figura 4.38 – Análise de sensibilidade à consideração de diferentes séries temporais, ilustrando a evolução a menores comprimentos de fenda

Uma observação decorrente das análises efectuadas prende-se com a sensibilidade dos resultados aos parâmetros iniciais. Nos gráficos seguidamente apresentados ilustra-se a diferença obtida na vida à fadiga decorrente da variação dos dois principais parâmetros (c_0 e C) em $\pm 10\%$ face aos valores calibrados. Utilizou-se a série aleatória periódica. É possível observar que, no caso simulado, diferenças de $\pm 10\%$ no valor de C resultam em diferenças de $\pm 10\%$ na vida à fadiga determinada e que diferenças de $\pm 10\%$ no valor de c_0 dão origem a diferenças de $\pm 5\%$ na vida à fadiga.

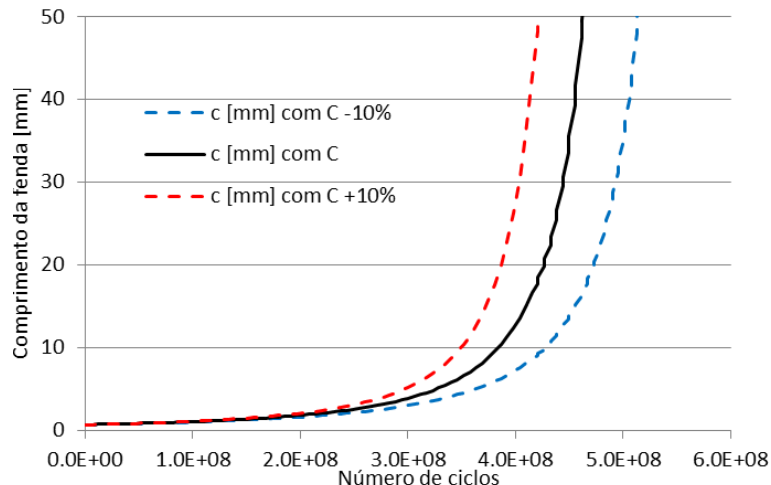


Figura 4.39 – Análise de sensibilidade ao parâmetro de crescimento C

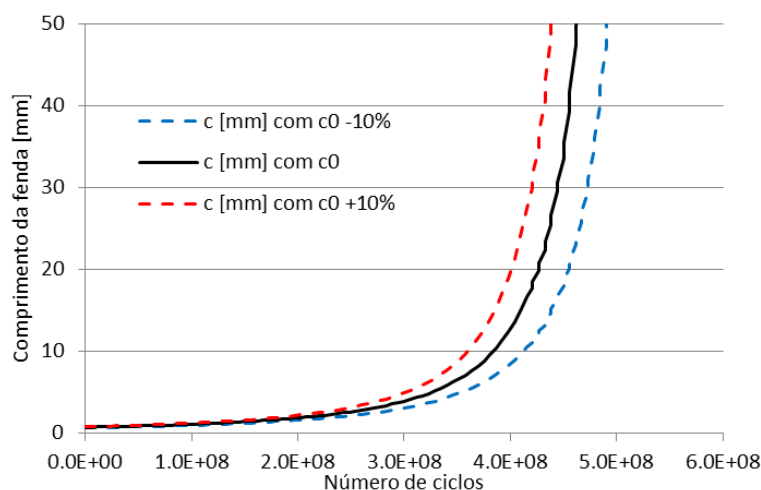


Figura 4.40 – Análise de sensibilidade à dimensão inicial da fenda

4.6. Análise Probabilística com um Modelo de Fadiga baseado na Mecânica da Fractura e Inferência Bayesiana

A estrutura em estudo foi inspeccionada no seu 13º ano de serviço. Admite-se que, dessa inspeção realizada sobre todos os elementos estruturais relevantes e suas ligações, incluindo o pormenor estrutural cuja vida à fadiga é condicionante, resultou a não detecção de fendas no contexto de uma inspeção visual cuidada (CVI) e a constatação de que os sensores de inundação de membros (FMD) não haviam sido activados até à data. Recorda-se que o pormenor condicionante se situa permanentemente abaixo do nível das águas. No que diz respeito à informação a usar no contexto da inferência Bayesiana pode considerar-se a ocorrência de duas inspeções independentes, mas coincidentes no tempo, ou seja, $t_1=t_2=13$ anos.

Conforme expresso em 2.4, a *detecção de membros inundados* é um método de monitorização com uma probabilidade de detecção muito elevada. Infelizmente, a inundação do membro estrutural só ocorre quando a fenda progrediu em toda a espessura do tubo, tendo também uma dimensão significativa na direcção circunferencial e uma abertura não despreciable. Assim, a detecção de fendas por FMD usualmente ocorre num estágio avançado da propagação das fendas, com a fractura da secção iminente. É o que se observa no presente caso de estudo. A elevada espessura do tubo da corda (38.1 mm), aliada à propagação da fenda predominante na direcção circunferencial faz com que a fissuração de toda a espessura do tubo ocorra apenas no momento final da propagação, no qual as funções geométricas e o factor de intensidade de tensões assumem valores assintóticos, conduzindo à propagação instável em todas as direcções. Esta situação pode ser observada na Figura 4.36. Nela também está representada a dimensão da fenda no sentido da espessura, em $t=13$ anos, de 0.13 mm. Com efeito, a possível inclusão da informação de que $a_{(t=13\text{anos})} < 38.1$ mm revela-se irrelevante para o melhoramento do conhecimento da propagação da fenda, no presente caso.

Um raciocínio análogo se aplica à outra dimensão da fenda. Isto é, se o método de inspeção a empregar tiver como menor fenda detectável uma cujas dimensões excedam consideravelmente as

dimensões verosímeis da fenda para a idade em que a inspeção será feita, então não será possível lograr a extensão devida à fadiga. Naturalmente, a realização de uma inspeção nas condições citadas poderá ter valia, nomeadamente para prevenir a ocorrência de rupturas precoces decorrentes de erros grosseiros de cálculo ou fabrico, bem como de anomalias nos materiais. Contudo, tais ocorrências são inverosímeis e tornam a inspeção numa fase demasiado precoce pouco relevante e pouco económica. Do pretérito passo da metodologia proposta sabe-se que a maior dimensão da fenda, aos 13 anos de serviço, será de cerca de 0.78 mm, numa análise determinística calibrada. Portanto, o uso de um método de inspeção incapaz de detectar uma fenda destas dimensões resultará, provavelmente, na diminuição da vida à fadiga estimada, sem que se possa concluir, no entanto, que a estrutura esteja menos segura aos efeitos da fadiga.

Neste contexto, o emprego de uma inspeção visual, ainda que cuidada, afigura-se pouco conveniente. Por um lado porque dificilmente garantirá um menor tamanho de fenda compatível com o esperado aos 13 anos de serviço e, por outro, porque a estimação de qualquer valor mínimo de detecção é pouco fiável. Tal facto deve-se à circunstância de a inspeção visual ser muito dependente da destreza do executante e das condições em que é feita.

Com efeito, e em conformidade com 2.4, parece razoável afirmar que uma inspeção visual não será mais eficaz na detecção de fendas superficiais que os outros métodos disponíveis. Assim, o valor de $A_{d(t)}=c(t)$ não deveria ser inferior aos valores do intervalo de 1.2 mm a 4.0 mm. Por outro lado, pode afirmar-se que os métodos de inspeção deverão ser compatíveis com a precisão exigida nas normas que os regulamentam. Assim, conforme o articulado das normas citadas em 2.4, a dimensão de 0.50 mm ou 0.75 mm (dependendo da categoria de fabrico da estrutura) será a máxima admissível para fendas iniciais em estruturas sujeitas a inspeção visual cuidada ou inspeção com meios electromagnéticos. No contexto académico deste trabalho estabelece-se o valor de 0.75 mm para a dimensão mínima inspeccionável e, conseqüentemente, de $A_{d(t)}=c(t)$.

Para a estimação da incerteza associada ao valor supramencionado, aplica-se a equação (83) para a probabilidade de detecção de fendas (PoD) através de uma inspeção visual cuidada (CVI), com $X_0=1.16$ e $b=0.9$, para as condições da ligação condicionante. Dela se obtém $PoD=0.40$ para $c(t)=0.75$ mm. Do ponto de vista probabilístico, PoD será a probabilidade de detecção de uma fenda, dada a sua existência. Tratando-se de uma variável aleatória discreta com distribuição binomial (ou seja, existindo uma fenda os únicos resultados possíveis são a detecção ou a não detecção já que, simplificada, se desconsiderou a falsa detecção), então a variância pode ser expressa por (140) (Montgomery, Runger, 2003). No presente caso obtém-se então $\sigma^2=0.24$ e, portanto, $CoV\approx 0.49$.

$$\sigma^2 = p(1-p) \quad (140)$$

Respeitou-se a recomendação de que o desvio-padrão do logaritmo de base 10 do parâmetro C seja de 0.11 para o metal base e 0.22 para o metal de soldadura das ligações. Como a propagação da fenda se dá na sua grande maioria na secção do tubo, então considera-se apenas o primeiro dos valores. Assumindo o valor de $C = 2.08 \times 10^{-13}$, conforme obtido em 4.5, então $\log C = -12.6819$ e, conseqüentemente, $CoV \approx 0.01$.

Para a determinação do CoV da variável aleatória “gama de tensões” logrou obter-se um valor único, não obstante este resultar das incertezas associadas às variáveis aleatórias SCF, DOB, Y e M_k . Com

feito, empreendeu-se uma experimentação numérica com o método de Monte Carlo, concebida em ambiente MathWorks Matlab, na qual se formulou um modelo físico simples, que traduz a proporcionalidade de $\Delta\sigma$ à expressão (141). Tratando-se de uma variável aleatória auxiliar, cujo objectivo é a afectação do valor de $\Delta\sigma$ nas simulações numéricas para determinação da vida à fadiga, as variáveis aleatórias auxiliares iniciais foram consideradas de valor esperado unitário (excepto o DOB, naturalmente), sendo também esse o resultado da variável aleatória calculada com $N=810\ 000$ simulações. Obteve-se, assim $\mu_{\Delta\sigma} = 1.007$ e $CoV_{\Delta\sigma} = 0.120$.

$$SCF [(1-DOB)Y_{mc} M_{kmc} + DOB Y_{bc} M_{kbc}] \quad (141)$$

Quadro 4.5 – Variáveis aleatórias e determinísticas consideradas nas simulações

Variável	Natureza	Distribuição	μ (*)	CoV
$c_{(t1)}$	Aleatória	Normal	0.75 mm	0.49
$a_{(t1)}$	Determinística	-	0.13 mm	-
C	Aleatória	Normal	2.08×10^{-13}	0.01
m	Determinística	-	3	-
K_{IC}	Determinística	-	$3953 \text{ MNmm}^{-1.5}$	-
K_{th}	Determinística	-	0	-
Multiplicador de SCF	Aleatória	Lognormal	1.00	0.04
DOB	Aleatória	Normal	0.35	0.08
Multiplicador de Y_i	Aleatória	Lognormal	1.00	0.05
Multiplicador de M_{ki}	Aleatória	Lognormal	1.00	0.10

(*) No caso da natureza determinística não se trata de um valor esperado, mas antes exacto.

Utilizou-se o modelo numérico concebido no contexto do passo anterior para a *Análise Determinística de Fadiga com os Princípios da Mecânica da Fractura* para implementar a presente *Análise Probabilística de Fadiga*. A utilização de programação matemática em ambiente MathWorks Matlab já se havia revelado pertinente para lograr cálculos com centenas de milhões de incrementos, correspondentes aos ciclos de gama de tensões. Todavia, a sua utilização para as simulações com o método de Monte Carlo tornou-se particularmente conveniente, face à disponibilidade de algoritmos para o cálculo de valores para as variáveis aleatórias, obedecendo aos parâmetros estatísticos relevantes, nomeadamente o tipo de distribuição, o valor esperado e o desvio-padrão. Trata-se das funções $normrnd(\mu, \sigma)$ e $lognrnd(\mu, \sigma)$.

De modo a manter a inteligibilidade do modelo físico programado usou-se, tanto quanto possível, a formulação do modelo determinístico. Para as variáveis C e $\Delta\sigma$ utilizou-se os valores fixos anteriormente definidos, que igualam os seus valores esperados quando passam a variáveis aleatórias e adicionou-se duas variáveis aleatórias auxiliares que multiplicam pelos referidos valores fixos. $V_{aux,C}$ e $V_{aux,\Delta\sigma}$ têm valores esperados unitários e têm vertidas as incertezas descritas no Quadro 4.5. O comprimento c , da fenda à data da inspecção, foi substituído no modelo de cálculo programado por uma variável aleatória com as características indicadas. Subsequentemente realizaram-se as sucessivas simulações, cujos valores de vida até à ruptura por fadiga constituem o conjunto de resultados experimentais das Simulações de Monte Carlo. Importa referir que as simulações foram iniciadas no momento $t_1=13$ anos, havendo pois que somar 13 anos aos valores obtidos das simulações.

Realizaram-se $N=125\ 000$ simulações numéricas aplicando, em todos os casos, a série temporal aleatória periódica anual de diferenças de tensões, sujeita às variações decorrentes da aleatoriedade da

variável $\Delta\sigma$. Os seus resultados são apresentados na Figura 4.41 sob a forma de um histograma que relaciona a frequência de ocorrência a blocos com amplitude anual e na Figura 4.42 representando a progressão das fendas em 40 simulações, ao longo do tempo.

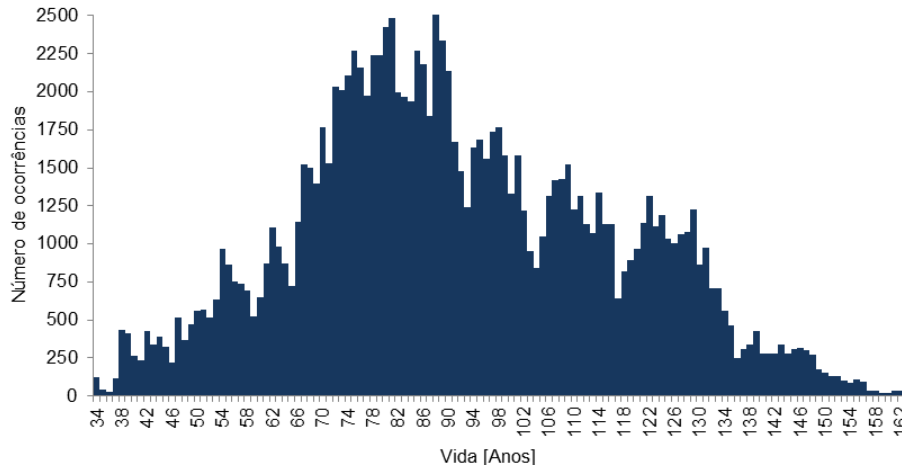


Figura 4.41 – Histograma de resumo dos resultados das MCS com a frequência de ocorrência no eixo das ordenadas e a vida à fadiga no eixo das abscissas

A média apurada dos resultados é de $\bar{x} = 91.6$ anos, o que corresponde ao valor esperado da vida à fadiga do pormenor estrutural analisado. Os outros parâmetros estatísticos relevantes da amostra são uma variância de $\sigma_x^2 = 617.3$, desvio-padrão de $\sigma_x = 24.8$ e $CoV = 0.271$.

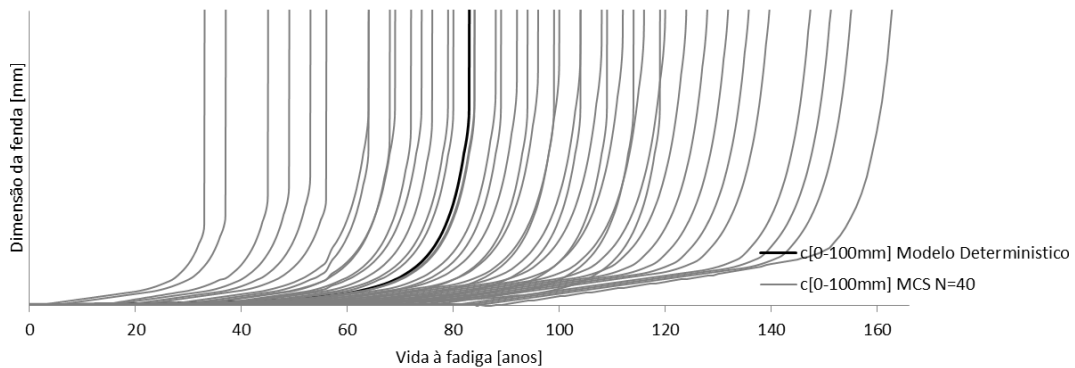


Figura 4.42 – Conjunto das Simulações de Monte Carlo para a propagação da fenda, no contexto da inferência Bayesiana

A vida à fadiga obtida dos resultados experimentais, nas condições em que é apresentada no histograma da Figura 4.41, pode ser aproximada por uma variável aleatória contínua e descrita por uma distribuição Normal (Figura 4.43). Esta propriedade decorre do Teorema do Limite Central, que demonstra a adequação da distribuição Normal ou Gaussiana para um número elevado de resultados de uma experiência aleatória (Montgomery, Runger, 2003). A função de densidade de probabilidade para uma distribuição Normal é dada por (142). Por conseguinte, a correntemente designada, *largura* da função de distribuição depende do valor do desvio-padrão. Dado que as probabilidades de excedência e não-excedência resultam da integração das funções de densidade de probabilidade, e se trata de uma integração muito complexa do ponto de vista numérico, a circunstância de a forma da distribuição depender da variância é um óbice importante ao cálculo das probabilidades.

$$f(x) = e^{-(x-\mu)^2/(2\sigma^2)} / (\sigma\sqrt{2\pi}) \quad (142)$$

De modo a mitigar esta dificuldade é possível “normalizar” a função de distribuição de probabilidade. Com efeito, define-se como *Variável Aleatória Normal Standard*, uma *Variável Aleatória Normal* com $\mu = 0$ e $\sigma^2 = 1$. Esta variável, designada Z, é lograda executando a transformação (143).

$$Z = (x - \mu_x) / \sigma_x \quad (143)$$

Para a *Variável Aleatória Normal Standard* define-se a função cumulativa de probabilidade (144).

$$\Phi(z) = P(Z \leq z) \quad (144)$$

Esta função, que resulta da integração da função de densidade de probabilidade, encontra-se perfeitamente caracterizada na bibliografia (Montgomery, Runger, 2003), por exemplo, permitindo o cálculo de probabilidades de excedência e não excedência de uma forma prática e conveniente.

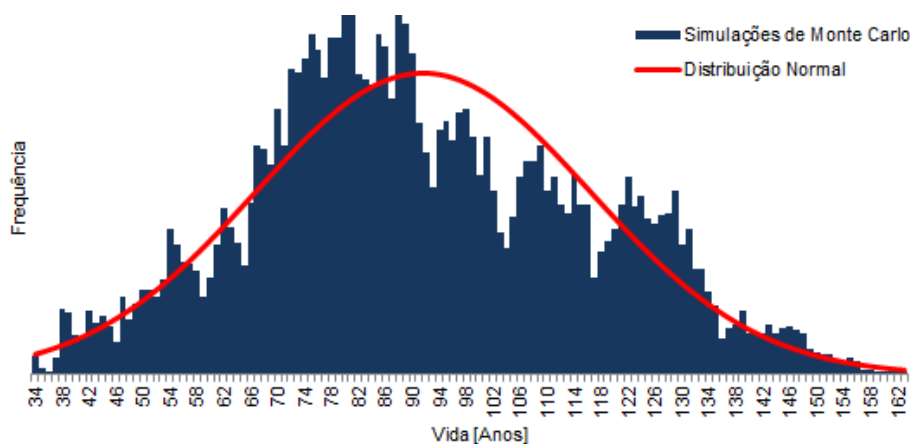


Figura 4.43 – Ajustamento de uma distribuição Normal aos resultados das simulações de Monte Carlo

Adequando-se uma distribuição Normal aos resultados obtidos, é possível afirmar que existe uma probabilidade de $P_f = 0.1\%$ de a vida à fadiga do pormenor analisado (e consequentemente da estrutura, mantendo-se válida a premissa de se tratar do pormenor condicionante) ser inferior a 17 anos, de $P_f = 2.3\%$ de ser inferior a 42 anos, de $P_f = 15.9\%$ de ser inferior a 67 anos, de $P_f = 50.0\%$ de ser inferior a 92 anos, de $P_f = 84.1\%$ de ser inferior a 116 anos, de $P_f = 97.7\%$ de ser inferior a 141 anos e de $P_f = 99.9\%$ de ser inferior a 166 anos. Estas probabilidades de ruptura são ilustradas no gráfico da Figura 4.44. Neste contexto, é ainda possível afirmar que a vida à fadiga associada à probabilidade de ruptura máxima requerida de $P_{f,target} = 0.22218$ – calculada em 4.4.3 – será de 72 anos (Figura 4.45).

Conhecido o número de simulações empreendidas através do método de Monte Carlo, é possível calcular o erro expectável de cada uma das probabilidades supramencionadas. Para um intervalo de confiança de 95%, e nas condições enunciadas em 3.5, o erro é de $\varepsilon_{\%} \approx 15.4\%$, 3.7%, 1.3%, 0.6%, 0.2%, 0.1% e 0.0%, respectivamente.

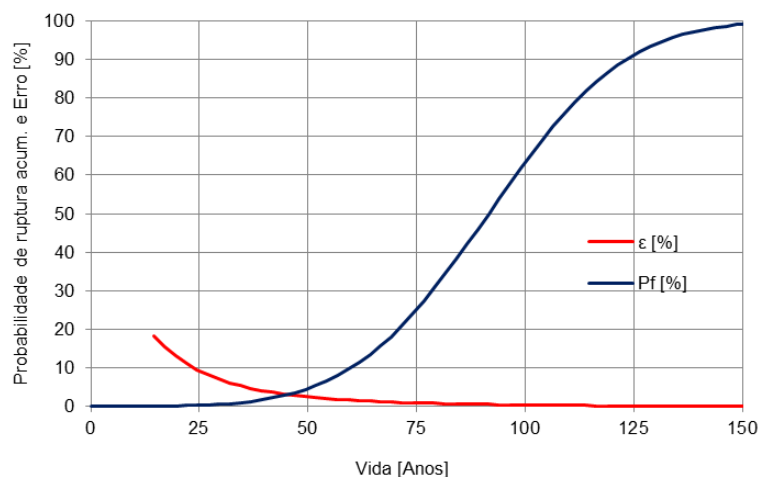


Figura 4.44 – Probabilidade de ruptura acumulada e Erro para um I.C. de 95% ao longo da vida em serviço

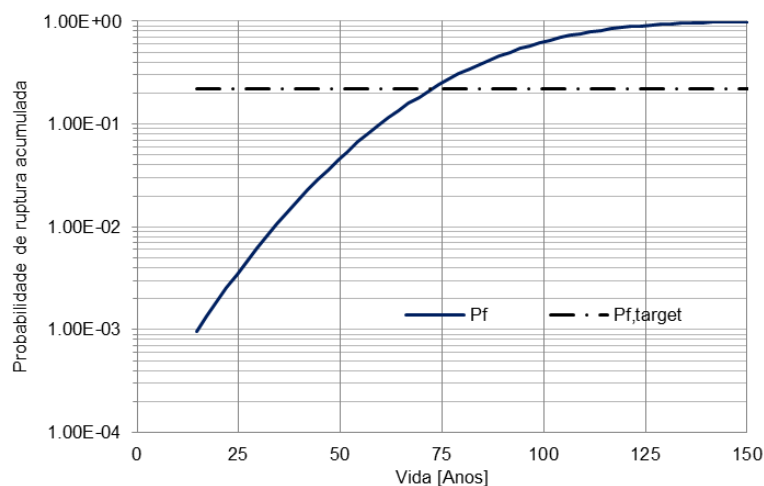


Figura 4.45 – Probabilidade de ruptura acumulada ao longo da vida em serviço

4.7. Síntese e Interpretação dos Resultados

Resultou, do método proposto no fluxograma da Figura 3.2, a avaliação da vida útil à fadiga da estrutura usada como caso de estudo, fazendo uso da informação disponível sobre a sua inspeção. De uma forma sintética é possível afirmar que, com base numa *Análise Espectral Global à Fadiga* empreendida sobre modelos numéricos da estrutura concebidos, paralelamente, em dois programas de cálculo comerciais se avaliou o comportamento estrutural, incluindo a resposta dinâmica às solicitações de natureza estocástica, e se avaliou a verosimilitude de todos os pormenores estruturais aos danos de fadiga. Determinou-se que uma ruptura por fadiga é mais provável na junta 319L (conforme Figura 4.8 e Figura 4.23). A vida à fadiga do referido pormenor – e consequentemente da estrutura – foi quantificada em 33.4 anos e 49.0 anos (conforme simulado com os programas SACS ou

SESAM, respectivamente). Tal valor insere-se num contexto de dimensionamento, não resultando, portanto, no valor expectável de vida à fadiga.

Através de uma *Análise Probabilística Simplificada de Fadiga*, ainda alicerçada em curvas S-N de resistência à fadiga, foi possível estimar a vida à fadiga de 33.0 e 83.0 anos para a junta aludida considerando a curva S-N de dimensionamento (replicando as condições da *Análise Espectral Global à Fadiga*) e a curva S-N característica, respectivamente. Introduzindo os conceitos de fiabilidade e incerteza explicitamente nos cálculos conclui-se que, para o nível de fiabilidade requerido, a vida à fadiga deveria exceder os 49.2 anos, o que se verificou, atendendo ao valor de 83.0 anos referido no contexto desta análise.

Por fim e após se conceber e calibrar um modelo numérico com os princípios da Mecânica da Fractura, através de uma *Análise Determinística de Fadiga*, que vertesse os resultados anteriores na simulação da propagação da fenda conducente à ruptura por fadiga foram introduzidos os resultados conhecidos do estado da estrutura num momento da sua vida de serviço. Essa informação, referente à detecção e máximas dimensões de fendas, foi usada num contexto de inferência Bayesiana, numa *Análise Probabilística de Fadiga*. Desta resultou a revisão do valor mais provável para a vida à fadiga. Calculou-se o valor de 91.6 anos como o mais provável momento de ruptura por fadiga, o que resulta numa extensão da vida de 8.5 anos. Fazendo uso da quantificação da probabilidade de ruptura ao longo da vida de serviço da estrutura, também lograda na mesma análise, é possível afirmar que a probabilidade de ruptura associada ao nível de fiabilidade requerido se atinge à idade de 72 anos da estrutura. Assim, reitera-se a conclusão de que a vida à fadiga da estrutura excede os requisitos associados à fiabilidade pretendida.

Remetendo para Figura 4.3 a 4.6 a consulta dos resultados logrados, os quais foram interpretados sempre que possível, importa elaborar uma reflexão adicional sobre os aspectos seguidamente abordados.

As diferenças observadas nos resultados da vida à fadiga com a utilização de diferentes curvas S-N são significativas. As análises que decorreram nos citados resultados foram feitas garantindo a constância de todos os outros aspectos e opções em cada um dos modelos de cálculo (SACS e SESAM) e com uma notável semelhança de resultados da análise estrutural entre os dois modelos. Portanto, considera-se legítimo afirmar que as diferenças registadas nos resultados têm origem nas curvas e na sua adequação aos modelos. Focando a análise, em primeiro lugar, no modelo concebido no programa SACS observa-se uma consistência de resultados com a aplicação das curvas referentes às recomendações de uso mais difundido. Com efeito, obtiveram-se valores para a vida à fadiga de 32, 33.4, 43.2 e 50.7 anos para as curvas API X', DNVGL, HSE e ISO para ligações tubulares, respectivamente. Exceptuando a última, de uso muito restrito no contexto do projecto de estruturas oceânicas, as demais têm uma correlação forte, apesar da diferença máxima superior a 25%. Observando agora os resultados obtidos no modelo em SESAM, obtiveram-se valores para a vida à fadiga de 27, 49, 62 e 73 anos para as curvas API X', DNVGL, HSE e ISO, ou seja, pela mesma ordem dos resultados obtidos com o programa SACS. No entanto, aqui os resultados segundo a norma API são claramente díspares dos demais, sendo que a diferença entre o segundo e terceiro referidos é de 21%. Atendendo à afinidade do programa SACS com o emprego das normas API e do programa

SESAM com as normas DNVGL poderá considerar-se tais casos como referência e dar menor relevância aos resultados com as normas API no programa SESAM e com as normas DNVGL no programa SACS. Ainda assim, as diferenças entre normas ou recomendações cifram-se sempre acima de 20%. A circunstância de os valores da vida à fadiga resultantes do emprego de diferentes conjuntos normativos diferirem significativamente dificilmente pode constituir um aspecto inesperado. Com efeito, existem dois factores fundamentais que podem explicá-lo. Por um lado as curvas, tendo fundamento experimental, são particularmente verosímeis às condições dos ensaios que estiveram na sua génese. Tipo de pormenores estruturais, geometria e qualidade das soldaduras, escala dos protótipos, intensidade e celeridade das solicitações, temperatura ambiente, materiais usados são apenas alguns aspectos de capital importância. Por outro lado, a obtenção analítica de tensões *Hot-Spot* constitui um processo marcado pela necessidade de utilizar factores de modificação ou análises com MEF em elementos de casca. Decorrendo desse processo uma esperada variabilidade nos resultados, também nos protótipos em que se realizam os ensaios é necessário estimar, não apenas as reais tensões actuantes, mas aquelas a que será possível chegar no contexto das tensões *Hot-Spot*, para poder realizar as regressões pertinentes e obter valores das curvas a especificar.

No contexto da *Análise Determinística de Fadiga* para calibração dos parâmetros da Mecânica da Fractura obteve-se o valor de 2.08×10^{-13} para o parâmetro C (*constant in fatigue growth relation*). Este resultado, que pretende verter o valor característico para uma estrutura protegida em ambiente oceânico, não encontra correspondência na bibliografia relevante (BS, 2013). Na referida são apenas definidos valores de dimensionamento (médios adicionados do dobro do desvio-padrão) para modelos de um único estágio II de propagação de fendas, sendo os valores médios para cada situação (em ambiente seco, submerso com ou sem protecção) indicados apenas para o modelo de dois sub-estágios no estágio II. Todavia, é possível observar que o valor apurado está contido no intervalo limitado pelas constantes definidas na publicação aludida para os dois sub-estágios, para o caso de estruturas submersas protegidas. Com efeito, o resultado da calibração encontra-se na gama expectável.

Complementarmente às análises efectuadas é pertinente estabelecer algumas comparações adicionais entre os resultados obtidos.

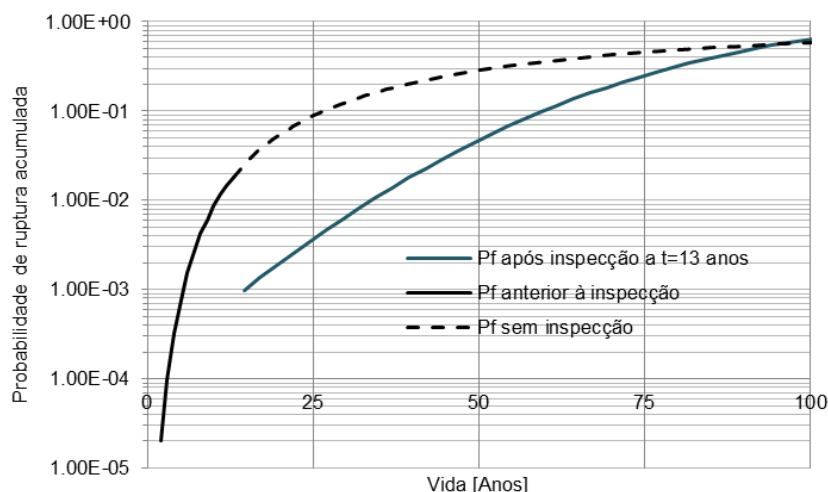


Figura 4.46 – Comparação da probabilidade de ruptura por fadiga acumulada ao longo da vida da estrutura na condição inicial e após a incorporação de informação adicional por inferência Bayesiana

Estabelece-se uma comparação entre as curvas de probabilidade de ruptura por fadiga acumulada ao longo da vida de serviço determinadas no contexto da *Análise Probabilística Simplificada de Fadiga* (conforme representada na Figura 4.32) e no contexto da *Análise Probabilística de Fadiga* (conforme representada na Figura 4.45). A comparação ilustra os resultados do incremento da informação sobre a estrutura, integrando os resultados das inspeções numa lógica de inferência Bayesiana. Conforme expresso na Figura 4.46, constata-se que a inferência sustentada nos resultados da inspeção permite diminuir a probabilidade de ruptura à fadiga da estrutura e que essa diminuição tende a esbater-se ao longo da vida de serviço da estrutura.

5. Conclusões, Aplicabilidade e Desenvolvimentos Futuros

5.1. Conclusões e Aplicações

Dando cumprimento aos objectivos desta Dissertação, descreveu-se nos capítulos 2.1 e 2.2, os resultados da investigação efectuada sobre a problemática da avaliação da vida residual à fadiga de uma estrutura *offshore*. A investigação incidiu sobre os fenómenos responsáveis pela ruptura, a sua descrição através da Mecânica da Fractura e os métodos de avaliação da vida à fadiga. Procurou alicerçar-se a fundamentação nos trabalhos originais de referência, integrando porém os mais recentes desenvolvimentos, com vista a dotar o texto de actualidade e de aplicabilidade ao domínio das estruturas *offshore*. A quantificação das acções responsáveis pelos fenómenos de fadiga foi aprofundada, no capítulo 2.3, procurando verter as abordagens regulamentares à redução da complexidade do ambiente oceânico a descrições matemáticas, bem como investigar sobre os procedimentos actuais e eficientes para considerar essas acções em métodos computacionais de cálculo. Finalizou-se a investigação bibliográfica com uma resenha sobre métodos de inspecção e monitorização de danos em estruturas *offshore*.

Estudou-se as recentes recomendações DNVGL-RP-C210 e usou-se as suas prescrições e filosofia para formular um procedimento de cálculo conducente à avaliação da vida residual à fadiga de uma estrutura *offshore* fixa. No procedimento de cálculo formulado incluiu-se, e privilegiou-se, a consideração de informação sobre o estado de conservação e de evolução das patologias associadas a fenómenos de fadiga observados em inspecções, numa lógica de inferência Bayesiana, para melhor estimar a restante vida à fadiga, estendendo-a sempre que possível.

A aplicação do procedimento aludido foi lograda para um caso de estudo real. Sobre o caso prático começou por se realizar simulações numéricas com métodos avançados de cálculo, nomeadamente com os programas de cálculo automático Bentley SACS e DNVGL SESAM, cujo objectivo foi o de avaliar, com rigor, o comportamento estrutural sob o efeito das solicitações em meio oceânico e realizar uma avaliação exaustiva inicial à vida à fadiga de todos os pormenores estruturais. Tais simulações seguiram o padrão actual da indústria petrolífera, que consiste em estimar a vida à fadiga das estruturas com métodos avançados de cálculo, mas geralmente sem a incorporação de informação sobre o seu estado de conservação ao longo do tempo.

Para as subsequentes análises foi necessário criar métodos de cálculo. Com efeito, face às insuficiências observadas nos programas de cálculo automático contemporâneos, empreendeu-se uma simples rotina computacional, em ambiente Microsoft Excel, para lograr a *Análise Probabilística Simplificada de Fadiga*. Pelas mesmas razões, as abordagens baseadas nos princípios da Mecânica da Fractura, nomeadamente a *Análise Determinística de Fadiga* para calibração do modelo e a *Análise Probabilística de Fadiga*, requereram a concepção de modelos matemáticos, em ambiente MathWorks Matlab. Para a segunda análise citada foi necessário dotar o modelo das capacidades conducentes à realização de experimentações numéricas com recurso ao Método de Monte Carlo.

De entre as conclusões que os trabalhos permitiram alcançar, as mais relevantes e actuais são as seguintes:

A avaliação da vida à fadiga conforme correntemente realizada no contexto do dimensionamento de estruturas *offshore* fixas tem associada uma tolerância significativa nos resultados, que decorre do enquadramento regulamentar seleccionado e dos métodos computacionais empregues, incluindo os mais actuais;

Para fazer face à limitação descrita e dotar os cálculos estruturais de uma maior confiabilidade é possível, e desejável, o emprego de abordagens de cálculo complementares. A abordagem com os métodos da Mecânica da Fractura, a par das Análises Probabilísticas são as opções naturais. Têm a seu favor um tratamento mais inteligível do fenómeno físico de ruptura por fadiga e uma abordagem mais directa à fiabilidade estrutural, respectivamente. No presente trabalho usaram-se tais abordagens com uma forte correlação com os resultados das análises mais simples e mais generalizadamente empregues;

O método de análise proposto e aplicado sobre um caso real mostrou-se suficientemente versátil para a estimação da vida à fadiga com múltiplas abordagens de cálculo e para a estimação da vida à fadiga incorporando informação adicional recolhida ao longo da vida de serviço da estrutura, através de inferência Bayesiana;

Importa realçar que o método proposto consiste apenas numa sucessão de procedimentos, totalmente consistentes com os requisitos das principais normas e recomendações aplicáveis ao projecto e análise de estruturas *offshore* e em particular das recomendações DNVGL.RP-C210;

Apesar da inclusão das *Análises Espectral Global, Probabilística Simplificada, Determinística* com os princípios da Mecânica da Fractura e *Probabilística* com Inferência Bayesiana, que resulta num cúmulo de procedimentos de cálculo algo morosos e computacionalmente exigentes, sobretudo devido à necessidade de realizar simulações com o Método de Monte Carlo, o método proposto não é particularmente complexo e pode ser usado no contexto profissional e recorrendo a computadores pessoais;

Aplicando o método proposto é possível fazer o melhor uso da informação disponível sobre estruturas existentes (independentemente dos resultados logrados) e estimar a restante vida à fadiga expectável, com margens de erro diminutas. Tais resultados têm uma importância intrínseca significativa, porque permitem fundamentar decisões sobre extensão da vida das explorações, possibilidade de reconversão e necessidade de reparação ou desmantelamento. Todavia, estes afiguram-se também como instrumentos de grande valia para o melhorar a estimativa do risco económico, social e ambiental das explorações, através do aprofundamento do conhecimento e da minimização do erro sobre a probabilidade de ruptura e fiabilidade das estruturas. Adicionalmente, estes resultados permitem também formular e readequar os planos de inspecção das estruturas, tornando-os mais eficientes;

O exemplo de cálculo sobre um caso de estudo não apenas ilustrou a aplicação prática do método e os resultados que é possível obter, mas também serviu para alertar para o conjunto alargado de dados de base que é necessário considerar, tornando assim os resultados das análises à fadiga verosímeis à qualidade da informação considerada.

Para além das conclusões supramencionadas, é possível extrair do presente trabalho outras, mais específicas e menos abrangentes. Trata-se das seguidamente enumeradas.

Uma conclusão que decorre das análises estruturais globais e que é sustentada pela bibliografia (DNVGL, 2015) é a de que nos modelos de cálculo concebidos com o intuito de estimar a vida à fadiga das estruturas ou de programar a sua inspeção não serão admissíveis várias das simplificações correntes no dimensionamento das estruturas. Com efeito, será fundamental a simulação dos elementos estruturais e não estruturais, conforme construídos, a consideração da influência dos processos construtivos empregues, nomeadamente nas soldaduras, a utilização de métodos de cálculo avançados e actuais. Acresce que as simplificações de cariz conservativo também devem ser suprimidas, já que podem resultar em diagnósticos irrealistas em determinadas partes da estrutura, condicionando assim as prioridades definidas nos procedimentos de inspeção;

Conforme requisito regulamentar (DNVGL, 2015) deve usar-se a *Teoria de Onda* de Stokes de 5ª ordem para a simulação numérica das ondas. Esta recomendação é consistente com as observações obtidas nos presentes estudos, dado que se concluiu ser muito exíguo o domínio de aplicabilidade da Teoria Linear (de Airy). Nos *Estados de Mar* referentes a alturas de onda bastante diminutas (e para todas as alturas de onda associadas a períodos baixos) impõe-se necessária a consideração de Teorias de Onda de Stokes de ordem superior. Todavia, a consideração da Teoria Linear não afecta significativamente os resultados (entre 0.3% e 6%), expressos na vida à fadiga, para o intervalo relativamente diminuto de pormenores estruturais avaliados;

No contexto das *Análises Espectrais de Fadiga* com recurso às curvas S-N de resistência à fadiga concluiu-se serem as referidas curvas a origem mais profusa de diferenças significativas nos resultados da vida à fadiga. Embora haja uma correlação notória e uma semelhança relativa de resultados para os cenários em que se ensaiou o uso das curvas DNVGL, HSE, ISO e API X para ligações entre elementos tubulares, mantendo os demais aspectos da análise, obtiveram-se diferenças que podem ascender, na generalidade dos casos, a valores compreendidos entre os 20% e os 40%. As razões que justificam as diferenças registadas podem relacionar-se com a natureza experimental da determinação das curvas S-N em cada regulamento, decorrendo diferenças significativas da considerável multiplicidade de factores envolvidos, a maioria deles com potenciais impactos muito fortes nos resultados. A fiabilidade subjacente à determinação das reais tensões a que a experimentação física tem lugar é, igualmente, um potencial factor de incerteza, sobretudo pela dificuldade em adequar tais tensões àquelas a que é possível chegar através do cálculo numérico no contexto do dimensionamento das estruturas;

Não obstante a coincidência nos resultados da análise estrutural e nos principais aspectos relativos às análises de fadiga (nomeadamente nos factores de concentração e tensões) verificada entre modelos de cálculo concebidos nos programas Bentley SACS e DNVGL SESAM, os resultados das análises de fadiga apresentaram algumas diferenças. Estas, em sentido contrário para diversos cenários alvitados, correspondentes ao uso de diferentes curvas S-N, ascendem até 30% para o uso de curvas definidas nas recomendações DNVGL, HSE e ISO, mas são significativamente menores (não ultrapassando os 19%) se se considerar as curvas das normas API;

A formulação expressa nas recomendações DNVGL para a *Análise Probabilística Simplificada de Fadiga* requer o uso do parâmetro de escala da distribuição de Weibull, q . Trata-se de um parâmetro ao qual os resultados da análise são particularmente sensíveis e o qual é de difícil quantificação, bem como fraca correlação com os fenómenos físicos que se pretende simular, sendo por isso frequentemente calibrado contra valores conhecidos da vida à fadiga (Lotsberg *et al*, 2016), (Galgoul, 2007). Uma vez que o objectivo da *Análise Probabilística Simplificada de Fadiga* era a estimação de um valor da vida à fadiga considerando os requisitos de fiabilidade, a calibração do parâmetro q não se afirmava como uma opção. Foi, portanto, usada uma formulação analítica que se demonstrou ser pouco consistente para valores muito baixos do número de ciclos;

Concluiu-se que, no caso analisado, os resultados da monitorização por *Flooded Member Detection* (FMD) não são passíveis de providir informações com efeitos sensíveis na estimação da vida à fadiga. Com efeito, as circunstâncias de a detecção FMD só ser activada após a progressão da fenda a toda a espessura do tubo e desta espessura ser de grande dimensão por se tratar de uma corda, fazem com que a detecção e uma fenda só se faça na iminência da ruptura, o que não tem utilidade no contexto da inferência Bayesiana. No entanto, a FMD pode ser útil em algumas situações. Assim sucede, por exemplo, quando aplicável a membros secundários ou redundantes, de forma a prescindir de programas de inspecção intensos nesses membros. A FMD indicará, com uma probabilidade altíssima (de cerca de 95%) a iminência da sua ruptura, o que não terá consequências estruturais graves e possibilitará a imediata reparação e inspecção generalizada da estrutura. Outros casos, em que a atinja a espessura mais precocemente (por exemplo, tubos muito menos espessos) podem ser adequados para usar FMD em membros principais ou não redundantes;

Observando-se os erros estimados nos resultados das simulações obtidas com o método de Monte Carlo para um intervalo de confiança de 95%, conclui-se que, com 125 000 simulações é possível obter um erro de 0.6 % para uma probabilidade de ruptura de 50 % e um erro de 2.3% para uma probabilidade de ruptura de 2.3%. Tais resultados sugerem que o número de simulações necessárias no contexto da aplicação prática do método sugerido neste trabalho pode ser inferior, dado que o domínio das probabilidades de ruptura extremamente baixas (menores que 2%) é pouco usado no contexto do dimensionamento, estimação da vida à fadiga e planeamento de inspecções.

5.2. Desenvolvimentos Futuros

No decurso dos estudos conducentes aos resultados expressos nesta Dissertação foram várias as opções de cálculo tomadas. Entre elas contam-se simplificações imprescindíveis para tornar fenómenos de alguma complexidade em cálculos exequíveis no contexto da presente Unidade Curricular, bem como opções relacionadas com as particularidades do caso de estudo analisado.

Num contexto de desenvolvimento dos estudos seria interessante reavaliar tais opções para estender a abrangência das conclusões a que se chegou e para avaliar até que ponto as simplificações poderão ser feitas sem influência nos resultados. Com efeito, enumera-se o seguinte conjunto de opções:

Os parâmetros m , K_{IC} e K_{th} relativos às expressões matemáticas para o crescimento de fendas poderiam ser analisados como variáveis aleatórias;

Em particular, o valor de K_{IC} (ou K_{mat}), apesar de ter sido definido em conformidade com as recomendações do organismo HSE para estruturas *offshore*, pode assumir valores consideravelmente mais baixos para temperaturas inferiores às temperaturas médias da localização considerada. Trata-se de um parâmetro que importa analisar no contexto de uma análise de sensibilidade aos resultados obtidos;

Na *Análise Determinística* usada para calibração do modelo com os princípios da Mecânica da Fractura admitiu-se um único estágio II (no modelo de Paris-Erdogan) para a propagação das fendas. Tal deveu-se à necessidade de a calibração (de duas fases) incidir numa única incógnita em cada fase. Neste caso a incógnita da segunda fase da calibração foi o parâmetro C , que se relaciona com o ritmo do crescimento das fendas no estágio ou sub-estágios. Todavia, sabe-se que um modelo com dois sub-estágios, logo com constantes C_1 e C_2 tem uma melhor correlação com o fenómeno físico que se pretende modelar. Para verter esta circunstância no procedimento de cálculo empreendido seria possível estabelecer uma relação entre C_1 e C_2 , reduzindo o problema novamente a uma incógnita e possibilitando a sua resolução;

Nos modelos numéricos concebidos, as funções de Bowness-Lee e Newman-Raju são calculadas para cada incremento das simulações numéricas, atendendo à evolução da geometria das fendas. Tal decorre no uso de recursos computacionais significativos. Alvitra-se a substituição do método descrito pelo uso de funções polinomiais de aproximação. Para o efeito seria necessário reduzir tais formulações a funções das dimensões das fendas (parâmetros a e c ou um deles e o quociente *aspect ratio*, sendo que a máxima eficiência computacional poderia ser obtida aproximando funções apenas do parâmetro c , para diferentes *aspect ratios*). No decurso dos trabalhos relatados nesta Dissertação foram feitos progressos neste sentido. Todavia, resultados fiáveis dependem de uma validação extensiva, que não foi feita;

Interessaria a utilização de modelos de elementos finitos de casca, em substituição dos actualmente empregues elementos finitos lineares, nas análises. Embora esse desígnio ainda seja difícil de alcançar face à necessidade de articular tal tipo de análise, melhor executada em programas como Abaqus e Ansys, com as potencialidades dos programas SACS e SESAM para a análise global de estruturas dinamicamente sensíveis em ambiente oceânico, fazê-lo poderia constituir um incremento de qualidade muito significativo na determinação das tensões *hot-spot* dos pormenores das juntas da estrutura, na avaliação do efeito de *load shedding* em ligações entre elementos tubulares. Acresce que a utilização de métodos de análise do tipo BEM ou XFEM poderia constituir um incremento de qualidade ainda mais expressivo, ao permitir simular o fenómeno da propagação de fendas;

No contexto da determinação da fiabilidade requerida para o sistema estrutural poderá afigurar-se pertinente a realização de uma *Análise Não-Linear Estática* para avaliação da probabilidade de colapso da estrutura uma vez ocorrida a ruptura por fadiga que se concluiu mais verosímil (P_{SYS});

As diferenças observadas nos resultados da vida à fadiga obtidos com o emprego de diferentes curvas S-N, originárias de diferentes normas e recomendações, bem como as diferenças resultantes do uso de programas de cálculo distintas justificam a pertinência da realização de um programa extenso de comparação, primeiro sobre sistemas estruturais simplificados e, posteriormente, sobre estruturas

reais. O objectivo seria o de balizar diferenças expectáveis a ser tidas em conta no contexto do dimensionamento de estruturas;

A repetição da *Análise Probabilística de Fadiga* com simulações numéricas com o Método de Monte Carlo, subtraída da inferência Bayesiana poderia constituir um recurso interessante para a comparação com os resultados da *Análise Probabilística Simplificada de Fadiga*. Assim se poderia validar os resultados da segunda, sobre um caso de estudo;

Seria conveniente empreender uma campanha extensiva de pesquisa bibliográfica e experimentação numérica para a definição dos coeficientes de variação (*CoV*) das variáveis aleatórias empregues. Com efeito, os valores usados no presente trabalho encontram fundamento em referências bibliográficas, mas não gozam da necessária redundância de fontes de informação;

Por fim, importa referir que o ajustamento de uma distribuição estatística Gaussiana aos resultados das simulações de Monte Carlo, para um número suficientemente elevado de experimentações numéricas, está devidamente fundamentado na bibliografia. Contudo, considera-se pertinente avaliar a adequação de outras distribuições, mais ou menos próximas da Normal, de modo a avaliar se algumas assimetrias observadas na distribuição de resultados podem encontrar melhor descrição estatística;

Entre vários outros desenvolvimentos, de maior abrangência, que poderiam suceder ao presente estudo são seguidamente elencados.

Com vista à maximização do aproveitamento da informação obtida sobre estruturas em ambiente oceânico, os modelos de inferência Bayesiana deverão ser expandidos para a contabilização de eventos de falsa detecção de fendas e de detecção sem medição, para além dos eventos de não-deteção e detecção com medição, ambos já previstos nos métodos numéricos desenvolvidos;

Os métodos de cálculo e, conseqüentemente, de planeamento de inspecções não contemplam a existência de erros grosseiros (de dimensionamento, fabrico ou montagem) das estruturas. Todavia, estes podem existir e não ser detectados no controlo de qualidade empreendido nas referidas fases. Dado que o planeamento de inspecções baseado na aplicação dos princípios da Mecânica da Fractura tende a especificar inspecções numa fase adiantada da vida das estruturas, na qual as eventuais fendas já poderão ter dimensões observáveis, torna-se importante elaborar planos preliminares, suportados em cálculos analíticos e, sobretudo, no conhecimento dos processos de dimensionamento, fabrico e montagem, que permitam a detecção de erros grosseiros atempadamente;

Também o surgimento e a coalescência de microfendas numa fase adiantada da vida da estrutura – porventura numa fase em que a cadência de inspecções planeadas tenha sido diminuída em virtude de resultados satisfatórios em inspecções anteriores – podem significar um decréscimo da fiabilidade da estrutura, que não é devidamente contemplado nos métodos que usam da inferência Bayesiana. Este efeito, designado de Bath-tub, deveria ser vertido nas formulações matemáticas usadas para a determinação da vida à fadiga;

É também pertinente alvitrar a prossecução dos estudos subjacentes a esta Dissertação, bem como a aplicação do método aqui proposto a estruturas de tipologia distinta daquela aqui abordada. Com efeito, outras estruturas em ambiente oceânico podem ser analisadas de modo análogo, vertidas as respectivas diferenças nos cálculos. É o caso das estruturas flutuantes, cuja análise probabilística para

estimação da vida à fadiga também pode ser baseada nas recomendações DNVGL-RP-C210. Outro caso é o das estruturas *offshore* para produção de energia a partir de fonte eólica. O aspecto distintivo deste caso seria a integração da acção do vento no conjunto das acções que produzem efeitos não despreciados para a vida à fadiga. Tal integração deveria pressupor a definição da acção do vento de modo análogo ao que aqui foi empreendido para os *Estados de Mar* e, eventualmente, correlacionando-as.

Referências Bibliográficas

- (ABS, 2014) American Bureau of Shipping, “*Guide for Spectral-based Fatigue Analysis for Floating Production, Storage and Offloading (FPSO) Installations*”, Houston, 2014
- (API, 2014) American Petroleum Institute, “*API RP 2A-WSD - Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms—Working Stress Design*”, 2014
- (ATSB, 2007) Australian Transport Safety Bureau, “*How Old is Too Old? The impact of ageing aircraft on aviation safety – Aviation Research and Analysis Report - B20050205*”, Canberra, 2007
- (Basquin, 1910) Basquin O., “*The exponential law of endurance tests*”. Proc. Annual Meeting, American Society for Testing Materials, Vol. 10, 1910
- (Borges *et al*, 2011) Borges L., Chiew S., Nussbaumer A., Lee C., “Advanced numerical modelling of cracked tubular K joints: BEM and FEM comparison”, *Journal of Bridge Engineering*, 2011
- (Bowness, Lee, 2000) Bowness D., Lee M., “*Prediction of Weld Toe Magnification Factors for Semi-elliptical Cracks in T-but joints*”, *Int. J. Fatigue*, 22 (5), 2000
- (Breivik, 2016) Breivik S., “*Evaluation of fatigue in single sided x – joint welds on Oseberg UWP*”, Universitetet i Stavenger, Stavenger, 2016
- (BS, 2015) The British Standards Institution, “*BS 7910:2013+A1:2015 Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*”, Londres, 2015
- (Caleia Rodrigues, 2013) Caleia Rodrigues J., “*O Poder do Petróleo*”, bnomics, Lisboa, 2013
- (Callister, 2007) Callister W., “*Materials Science and Engineering – An Introduction*”, 7th Edition, John Wiley & Sons, New York, 2007
- (CMM, 2016) Simões da Silva L., Rigueiro C., Martins J., Simões N., Loureiro A., Barbarin J., Chopelin P., Lopes de Almeida J., Torrens S., Ferreira C., Silva N., “*Training Course: Design of Offshore Structures – 3rd Edition*”, CMM, Coimbra, 2016
- (CMM, 2016a) Borges L., Rigueiro C., Correia J., Santiago A., Craveiro H., Pinto P., Blaker O., Perkins R., “*Training Course: Advanced Topics on the Design of Offshore Structures – 1st Edition*”, CMM, Coimbra, 2016
- (Correia, 2014) Correia J., “*An Integral Probabilistic Approach for Fatigue Lifetime Prediction of Mechanical and Structural Components*”, Civil Engineering Doctoral Thesis, Faculty of Engineering of the University of Porto, Porto, 2014
- (Correia *et al*, 2015) Correia J., Jesus A., Fernández-Canteli A., Calçada R., “A Review of Probabilistic Approaches for Fatigue”, X Congresso de Construção Metálica e Mista, Coimbra, 2015
- (DL44490, 1962) Decreto-Lei n.º 44490D, “*Convenção sobre a plataforma continental, aprovada na 1.ª Conferência de Direito do Mar, realizada em Genebra em 1958, e assinados em 28 de Outubro do mesmo ano*”, Diário do Governo n.º 177/1962, Série I de 1962-08-03
- (DNV, 2012) DNV, “*DNV-RP-C203 – Fatigue Design of Offshore Steel Structures*”. Det Norske Veritas, Oslo, 2012
- (DNV, 2014) DNV, “*DNV-RP-C205 - Environmental conditions and environmental loads*”. Det Norske Veritas, Oslo, 2014
- (DNV, 2015) DNV, “*DNV-OS-C101 - Design of offshore steel structures, general (LRFD method)*”. Det Norske Veritas, Oslo, 2015
- (DNV, 2015a) DNV, “*DNV-OS-C201 - Structural Design of Offshore Units, (WSD Method)*”. Det Norske Veritas, Oslo, 2015
- (DNVGL, 2015) DNV GL, “*DNVGL-RP-C210 – Probabilistic Methods for Planning of Inspection for fatigue Cracks of Offshore Structures*”. DNV GL, Oslo, 2015
- (DNVGL,) DNV GL, “*DNVGL-RP-0005 – Fatigue Design of Offshore Steel Structures*”. Det Norske

- 2015a) Veritas, Oslo, 2015
- (Du, 2005) Du X., “*Probabilistic Engineering Design*”, University of Missouri – Rolla, 2005
- (ECCS, 1985) ECCS, “*Recommendations for the Fatigue Design of Steel Structures, nº43*”, European Convention for Constructional Steelwork, Bruxelas, 1985
- (Efthymiou, 1988) Efthymiou M., “*Development of SCF Formulae and Generalized Influence Functions for Use in Fatigue Analysis*”, Offshore Tubular Joints, Surrey, 1988
- (El-Reedy, 2015) El-Reedy M., “*Marine Structural Design Calculations*”, Butterworth-Heinemann - Elsevier, Oxford, 2015
- (Fasl *et al*, 2013) Fasl J., Helwig T., Wood S., “*Probabilistic method for estimating remaining fatigue life in steel bridges using measured strain data*”, J Civil Struct Health Monit, Springer-Verlag, Heidelberg, 2013
- (Fricke, 2015) Fricke, W., “*Recent developments and future challenges in fatigue strength assessment of welded joints*”, Proc. IMechE Vol. 229(7) Part C: J. Mechanical Engineering Science, 2015
- (Galgoul, 2007) Galgoul, N., “*Fatigue Analysis of Offshore Fixed and Floating Structures*”, Relatório, Ed. Autor, 2007
- (Gomes, Alves, 2011) Gomes J. S., Alves F. B., “*O Universo da Indústria Petrolífera – Da Pesquisa à Refinação*”, 2ª Edição, Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 2011
- (Griffith, 1920) Griffith A., “*The Phenomena of Rupture and Flow in Solids*”, Royal Society of London, Londres, 1920
- (Heidmann, 2015) Heidmann J. C., “*Oil & Gas From exploration to distribution*” IFP – Institut Français du Pétrole et des Energies Nouvelles, 2015
- (Helmerich *et al*, 2007) Helmerich R., Kühn B., Nussbaumer A., “*Assessment of Existing Steel Structures. A Guideline for Estimation of the Remaining Fatigue Life*”, Structure and Infrastructure Engineering, Vol.3, No.3, pp.245-255, 2007
- (HSE, 2002) Bommel Limited, “*Offshore Technology Report 2001/83 – Comparison of fatigue provisions in codes and standards*”, Health and Safety Executive, Norwich, 2002
- (IIW, 1982) IIW, “*Design recommendations for cyclic loaded welded steel structures*”, Weld World 20, 153–165, 1982
- (IIW, 2008) Hobbacher A., “*Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*”. International Institute of Welding, Paris, 2008
- (IPQ, 2010) IPQ, “*NP EN 1993-1-9 – Eurocódigo 3 – Projecto de estruturas de aço, Parte 1-9: Fadiga*”. IPQ, Caparica, Portugal, 2010
- (Irwin, 1960) Irwin G., “*Fracture Mode Transition for a Crack Traversing a Plate*”, Journal of Basic Engineering, ASME, Washington D.C., 1960
- (ISO, 2013) International Organization for Standardization, “*ISO/DIS 19901-1 Petroleum and natural gas industries – Specific requirements for offshore structures - Part 1: Metocean design and operating considerations*”, Geneva, 2013
- (ISO, 2007) International Organization for Standardization, “*ISO 19902 Petroleum and natural gas industries – Fixed steel offshore structures*”, Geneva, 2007
- (Jackson, 1976) Jackson W., “*Fracture Toughness in Relation to Steel Castings Design and Application*”, Edição de Autor, Sheffield, 1976
- (Karandikar *et al*, 2012) Karandikar J., Kim N., Schmitz T. “*Prediction of remaining useful life for fatigue-damaged structures using Bayesian inference*”, Engineering Fracture Mechanics 96 (2012) 588–605, Elsevier, 2012
- (Karunananda *et al*, 2012) Karunananda K., Ohga M., Dissanayake R., Siriwardane S., Chun P., “*New Combined High and Low-Cycle Fatigue Model to Estimate Life of Steel Bridges Considering Interaction of High and Low Amplitudes Loadings*”, Advances in Structural Engineering Vol. 15 No. 2, 2012
- (Khalifa *et al*, Khalifa A., Haggag S., Fayed M., “*Fatigue Assessment Analysis of Offshore Structures with*

- 2014) *Application to an Existing Platform in Suez Gulf, Egypt*”, World Applied Sciences Journal 30 (8): 1000-1019, 2014
- (Krasovskyy, Virta, 2015) Krasovskyy A., Virta A., "Fatigue life assessment of welded structures based on fracture mechanics", International Journal of Structural Integrity, Vol. 6 Iss 1 pp. 2 – 25, 2015
- (Kühn et al, 2008) Kühn B., Lukic M., Nussbaumer A., Günther H., Helmerich R., Herion S., Kolstein M., Walbridge S., Androic B., Dijkstra O., Bucak Ö., "Assessment of Existing Steel Structures: Recommendations for Estimation of Remaining Fatigue Life". JRC European Commission, Luxembourg, 2008
- (Leira, 2013) Leira, B., "Optimal Stochastic Control Schemes Within a Structural Reliability Framework, Springer Briefs in Statistics", The Author, 2013
- (Lie, Yang, 2009) Lie S., Yang Z., "BS7910:2005 Failure Assessment Diagram (FAD) on Cracked Circular Hollow Section (CHS) Welded Joints", Advanced Steel Construction Vol. 5, No. 4, pp. 406-420, 2009
- (Ljustell, 2013) Ljustell, P., "Fatigue crack growth experiments and analyses – from small scale to large scale yielding at constant and variable amplitude loading", Doctoral Thesis, KTH School of Engineering Sciences, Royal Institute of Technology, Stockholm, 2013
- (Lotsberg et al, 2016) Lotsberg I., Sigurdsson G., Fjeldstad A., Moan T., "Probabilistic methods for planning of inspection for fatigue cracks in offshore structures", Marine Structures, Elsevier, 2016
- (Loureiro, 2013) Loureiro, A., "Fissuração a frio induzida pelo hidrogénio". Revista Metálica, Dezembro de 2013
- (Loureiro, 2014) Loureiro, A., "Importância da tenacidade ao impacto nas estruturas metálicas". Revista Metálica, Março de 2014
- (Loureiro, 2015) Loureiro, A., "Tecnologia do aço, soldadura, fadiga e rotura frágil", Curso de Mestrado/Especialização em Construção Metálica e Mista, FCTUC, Coimbra, 2015
- (Montgomery, Runger, 2003) Montgomery D., Runger G., "Applied Statistics and Probability for Engineers", Third Edition, John Wiley & Sons, New York, 2003
- (Morrow, 1965) Morrow J., "Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals". Int Frict Damp Cyclic Plast ASTM STP., 1965
- (MIT, 2011) MIT OpenCourseWare. "Design of Ocean Systems – Lecture 9, Ocean Wave Environment", Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, 2011
- (Mix, 2005) Mix P., "Introduction to Nondestructive Testing, A Training Guide", Second Edition, John Wiley & Sons, 2005
- (Moura Branco et al, 1999) Moura Branco, C., Fernandes, A.A., Tavares de Castro, P.M.S., "Fadiga de estruturas soldadas", Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 1999
- (Newman, Raju, 1981) Newman J., Raju I., "An empirical stress intensity factor equation for the surface crack", Engineering Fracture Mechanics 15 (1–2) 185–192, 1981
- (NORSOK, 2007) Standards Norway (SN), "NORSOK N003:2007 – Actions and Actions Effects", Oslo, 2007
- (NORSOK, 2012) Standards Norway (SN), "NORSOK N001:2012 – Integrity of offshore structures", Oslo, 2012
- (NORSOK, 2013) Standards Norway (SN), "NORSOK N004:2013 – Design of Steel Structures", Oslo, 2013
- (Nussbaumer, Borges, Davaine, 2011) Nussbaumer A., Borges L., Davaine L., "Fatigue Design of Steel and Composite Structures – Eurocode 3: Design of Steel Structures Part 1-9 – Fatigue, Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures", ECCS – European Convention for Constructional Steelwork, 2011
- (Pais, Kim, 2015) Pais M., Kim N., "Predicting fatigue crack growth under variable amplitude loadings with usage monitoring data", Advances in Mechanical Engineering, Vol. 7(12) 1–11, 2015
- (Palmgren, 1924) Palmgren, A., "Die Lebensdauer von Kugellagern", VDI - Zeitschrift 68, 1924

- 1924)
- (Paris *et al*, 1961) Paris P., Gomez M., Anderson W., “*A Rational Analytic Theory of Fatigue*”, The trend in Engineering, 1961
- (Paris, Erdogan, 1963) Paris P., Erdogan F., “*A critical analysis of crack propagation laws*”, J. Basic Eng. 85, 1963
- (Rahgozar, Sharifi, 2011) Rahgozar R., Sharifi Y., “*Remaining Fatigue Life of Corroded Steel Structural Members*”, Advances in Structural Engineering Vol. 14 No. 5, 2011
- (Rausand, Hoyland, 2004) Rausand M., Høyland A., “*System Reliability Theory – Models, Statistical Methods, Applications*”, Segunda edição, Wiley, 2004
- (Reddy, Swamidas, 2014) Reddy, D.V., Swamidas, A.S.J., “*Essentials of Offshore Structures. Framed and Gravity Platforms*”. CRC Press, Boca Raton, 2014
- (Reuben, 1990) Reuben R., “*Marine Technology Reference Book*”, Butterworths, London, 1990
- (Ribeiro, Correia, 2011) Ribeiro A., Correia J., “*Evolution of Fatigue History*”, COBEM 2011, ABCM, Natal, 2011
- (Roylance, 2001) Roylance D., “*Introduction to Fracture Mechanics*”, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, 2001
- (SACS, 2014) Bentley Systems, “*SACS Version 5.6 Software Manual*”, Exton, 2014
- (Schijve, 2009) Schijve J., “*Fatigue of Structures and Materials*”, Springer, 2009
- (Seidel, 2014) Seidel M., “*Wave induced fatigue loads – Insights from frequency domain calculations*”, Stahlbau, 83: 535–541, 2014
- (SESAM, 2016) DNVGL, “*Sesam user course*”, Det Norske Veritas, Oslo, 2016
- (Siriwardane *et al*, 2010) Siriwardane S., Ohga M., Dissanayake P., KaitaT., “*Structural Appraisal-based Different Approach to Estimate the Remaining Fatigue Life of Railway Bridges*”, Structural HealthMonitoring 9(4), 2010
- (Sorensen, Ersdal, 2008) Sorensen, J., Ersdal, G., “*Safety and inspection planning of older installations*”, Proc. IMechE Vol. 222 Part O: J. Risk and Reliability, 2008
- (Tankova, 2014) Tankova, T., “*Comparative review of possible alternatives for performing safety assessment of design rules for steel structures*”, SUSCOS Erasmus Mundus Master Thesis, Universidade de Coimbra, 2014
- (Vaidya, Rausand, 2011) Vaidya, P., Rausand, M., “*Remaining useful life, technical health, and life extension*”, Proc. IMechE Vol. 225 Part O: J. Risk and Reliability, 2011
- (Vujic, 2016) Vujic J., “*Monte Carlo Sampling Methods*”, Nuclear Engineering Department, University of California, Berkeley, 2016
- (Walbridge, 2005) Walbridge S., “*A Probabilistic Study of Fatigue in Post-weld Treated Tubular Bridge Structures*”, Thèse no 3330, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Lausanne, 2005
- (Wang, Chui, 2010) Wang F., Chui W., “*On the engineering approach to estimating the parameters in an improved crack growth rate model for fatigue life prediction*”, Ships and Offshore Structures, 5:3, 227-241, 2010
- (Wöhler, 1860) Wöhler, A., “*Versuche zur Ermittlung der auf die Eisenbahnwagenachsen einwirkenden Kräfte und die Widerstandsfähigkeit der Wagen-Achsen. Zeitschrift fur Bauwesen*”, 1860
- (Zeinoddini *et al*, 2015) Zeinoddini, M., Ranjbar, P., Khalili, H. Ranaei, A., Golpour, H., Fakheri, J., “*Remaining fatigue life assessment of aging fixed steel offshore structures*”, Structure and Infrastructure Engineering, Taylor and Francis, 2015