

São Paulo
1998

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do
título de Mestre em Engenharia

**UM MÉTODO PARA O CÁLCULO DA VIDA À FADIGA DO CASCO
RESISTENTE DE SUBMARINOS**

LUIS BELTRÁN RODRÍGUEZ ROBLES

LUIS BELTRÁN RODRÍGUEZ ROBLES

**UM MÉTODO PARA O CÁLCULO DA VIDA À FADIGA DO CASCO
RESISTENTE DE SUBMARINOS**

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do
título de Mestre em Engenharia

Área de Concentração:
Engenharia Naval

Orientador:
Prof. Dr. Miguel Angel Buelta Martinez

São Paulo
1998

Aos meus irmãos, pelo irrestrito incentivo durante o desenvolvimento deste trabalho.

Aos meus pais, SANTA E DIMAS, exemplos de perseverança, honestidade e respeito.

DEDALUS - Acervo - EPMN



31600010170

Ao professor Dr. Miguel Angel Buelta Martinez, pela paciente orientação, constante estímulo e dedicação no desenvolvimento deste trabalho.

Aos professores Drs. Edison Gonçalves e Gilberto F. Martha de Souza pela disponibilidade e sugestões durante o desenvolvimento deste trabalho.

Ao professor Dr. Gilmar Batalha pelas valiosas sugestões feitas no desenvolvimento deste trabalho.

À Nágila, pela sua amizade, constante estímulo e apoio durante o desenvolvimento deste trabalho.

Aos meus amigos da pós-graduação Amauri, André, Carlos e Eduardo Tsuzuki pelo apoio.

A todos os professores e amigos da pós-graduação do Departamento da Engenharia Naval e Oceânica e Engenharia Mecânica, que de uma forma ou outra contribuíram no desenvolvimento deste trabalho.

À Fundação de Apoio à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) pela bolsa de estudos concedida durante a elaboração deste trabalho.

AGRADECIMENTOS

O desenvolvimento de estudos sobre a fadiga representa uma das principais estratégias de controle deste processo, que consome milhões de dólares em vidas e materiais em todo o mundo.

Neste trabalho desenvolve-se um método para o cálculo da vida à fadiga do casco resistente de submarinos, através do conceito da mecânica de fratura linear, baseado na equação de Paris. Sabe-se que esta estrutura é submetida a altas tensões originadas pela pressão hidrostática variável e pelas tensões residuais provocadas pelo processo de soldagem. A associação dessas variáveis pode provocar, após determinado tempo, a falha por fadiga da estrutura.

Baseando-se no cálculo das tensões resultantes da pressão hidrostática obtidos através de um programa de elementos finitos, na existência de tensões residuais na região mais crítica da estrutura e considerando-se um perfil de operação de um submarino construído de aço HY-80, determinou-se o número de ciclos de mergulho até atingir o tamanho máximo da trinca permitida.

Os resultados obtidos demonstram que o método analítico para determinar o fator de intensificação de tensões apresenta valores muito próximos, quando comparado com outros estudos baseados em elementos finitos, assim como apresenta a vantagem de ser mais simples e prático. O método desenvolvido neste estudo, além de poder ser aplicado a outras estruturas, dispensa maior especialização pessoal para sua aplicação.

RESUMO

ABSTRACT

The development of approaches concerning about fatigue is one of the most important control strategies in this process that consumes million dollars in lives and material all over the world.

In this work, a method is developed to calculate lifetime until fatigue of pressure hulls of submarine, using mechanical linear fracture based on Paris equation. It is known that this structure is submitted to high strains caused by variable hydrostatic pressure and residual strains derived from welding process. The association of those strains may cause, after a certain period of time, the fracture of the material by fatigue.

Based on the calculation of stress resulted from hydrostatic pressure obtained through a finite elements program, based on the existence of residual stress in the more critic region on the structure and considering an operation profile of a submarine built of HY-80 steel, the number of plunge cycles which necessary to reach the maximum size crack permitted .

The results give evidence that the analytic method used to determined the stress intensification factor shows very close values when compared with other studies based on finite elements and also presents the advantage of being more simple and practical. The method developed in this study dispense with more personal specialization and can also be applied to other structures.

ÍNDICE GERAL

i	Dedicatória	
ii	Agradecimentos	
iii	Resumo	
iv	“Abstract”	
v	Índice geral	
vi	Nomenclatura	
vii	Lista de figuras	
viii	Lista de tabelas	

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO

1.1	Explicações Iniciais e Apresentação do Problema	1
1.2	Aspectos Históricos Relativos ao Desenvolvimento do Estudo	1.2
1.3	Objetivos e Justificativa	8
1.4	Apresentação do Trabalho	9

CAPÍTULO II - ESTRUTURA DE UM SUBMARINO

2.1	Introdução	11
2.2	Estrutura Típica de um Submarino	12
2.3	Tipos de Falhas Estruturais	15
2.3.1	Falhas do Casco Resistente	15
2.3.2	Falhas das Cavernas	17
2.3.3	Falhas nas Descontinuidades	18
2.4	Considerações sobre a Fadiga do Casco Resistente	20
2.5	Modos de Propagação de Trinca	21
2.5.1	Ensaio de Dunham	21
2.5.2	Ensaio de Kilpatrick	29
2.6	Regiões mais Sujetas à Fadiga	34

CAPÍTULO III - CONSIDERAÇÕES SOBRE A FADIGA EM METAIS

3.1	Introdução	36
3.2	Abordagem à Fadiga	37
3.2.1	Fadiga de Alto Ciclo	38
3.2.2	Fadiga de Baixo Ciclo	43
3.3	Características Gerais de Mecânica de Fratura Linear	47
3.3.1	Fator de Intensificação de Tensões	49

3.3.2	Lei de Paris	53
3.4	Correção Devido ao Efeito da Plasticidade	61
3.5	Propriedades Físicas, Químicas e Mecânicas do Aço HY-80	65
3.5.1	Composição Química	67
3.5.2	Propriedades Mecânicas	68

CAPITULO IV - CONSIDERAÇÕES SOBRE A FADIGA EM ESTRUTURAS SOLDADAS

4.1	Introdução	71
4.2	Considerações sobre o Crescimento da Trinca por Fadiga	73
4.3	Defeitos de Soldagem	75
4.4	Técnicas Experimentais de Detecção e Medição das Trincas	
	Devido à Soldagem	81
4.4.1	Técnicas Diretas	82
4.4.2	Técnicas Indiretas	85
4.5	Influência das Tensões Residuais	90
4.5.1	Distribuição das Tensões Residuais em Juntas Soldadas	90

CAPITULO V - DESENVOLVIMENTO DO MÉTODO DE CÁLCULO DA VIDA À FADIGA

5.1	Considerações Gerais	99
5.2	Definição da Região Crítica para o Problema	100
5.3	Modelo da Trinca Adaptado	102
5.4	Cálculo do Fator de Intensificações de Tensões	103
5.5	Critério de Falha	109
5.6	Procedimento de Cálculo da Vida à Fadiga	110

CAPITULO VI - APLICAÇÃO DO MÉTODO DE CÁLCULO

6.1	Introdução	114
6.2	Superposição de Tensões	114
6.2.1	Tensões Devidas à Pressão Hidrostática	114
6.2.2	Tensões Residuais	121
6.3	Cálculo do Fator de Intensificação de Tensões	123
6.3.1	Considerando só Tensões de Normal	123
6.3.2	Considerando só Tensões de Flexão	124
6.3.3	Considerando só Tensões Residuais	125
6.3.4	Considerando a Tensão Total	128
6.4	Cálculo da Vida à Fadiga	139

144	Algoritmo para o Cálculo da Vida à Fadiga	6.4.1
146	Programa para Cálculo da Vida à Fadiga	6.4.2
151	Comparação dos Resultados	6.4.3
154	Diretrizes para Inspeção	6.4.4

CAPÍTULO VII - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

156	Conclusões	7.1
157	Recomendações para Trabalhos Futuros	7.2

158	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS
162	ANEXOS

LISTA DE FIGURAS

13	Figura 2.1	Estrutura típica de um submarino
14	Figura 2.2	Distribuição de pressões nos cascos
16	Figura 2.3	Falhas do casco resistente entre as cavernas
16	Figura 2.4	Flamagem do casco resistente entre anteparas
17	Figura 2.5	Flamagem das cavernas
18	Figura 2.6	Escamento de pontos do flange livre das cavernas
19	Figura 2.7	Esforços de compatibilidade na intersecção
22	Figura 2.8	Esquema do casco resistente do modelo de Dunham
23	Figura 2.9	Localização de trinca na união casco cilíndrico/anel de transição - Modelo de Dunham
25	Figura 2.10	Evolução de comprimento circumferencial das trinças em função do tempo total de ensaio. União casco-cone pela face maior-anel de transição
25	Figura 2.11	Reparos executados nas uniões casco cilíndrico e casco cone com o anel de transição
25	Figura 2.12	Localização da trinca na união entre o casco cilíndrico externo e o anel de transição.
27	Figura 2.13	Localização da trinca ao final do ensaio, na união entre o casco cilíndrico e o anel de transição
27	Figura 2.14	Evolução do comprimento circumferencial das trinças em função do tempo total de ensaio. - União casco cone, pela face maior/anel de transição
28	Figura 2.15	Esquema do casco resistente do modelo de Kilpatrick
29	Figura 2.16	Pontos de nucleação das trinças ao longo da circumferência do cordão de solda, em função do número de ciclos.
32	Figura 2.17	Evolução da profundidade da trinca ao longo da circumferência do cordão de solda
32	Figura 2.18	Forma da trinca passante na margem do cordão de solda Modelo I de Kilpatrick
34	Figura 2.19	Posição longitudinal das regiões do casco resistente de submarinos sujeitos à falha por fadiga
35	Figura 3.1	Curva SN
39	Figura 3.2	Curva SN para a junta soldada de aço HY-80, em água salgada
42	Figura 3.3	Curva SN do aço HY-80 em ambiente atmosférico sem soldagem
43	Figura 3.4	Curva de formação-número de ciclos. Componentes da deformação plástica e elástica
44	Figura 3.5	Comparação das curvas exN obtidas para o material base e o material depositado
47	Figura 3.6	Tensões na vizinhança da ponta da trinca no Modo I de solicitação
49	Figura 3.7	Diferentes modos de deslocamento das superfícies das trinças
51		

52	Valores de α (equação 3.5) para uma trinca lateral sob tração e flexão.....	Figura 3.8
52	Valores de α (equação 3.5) para uma trinca superficial semi-elíptica submetido a tração [21].....	Figura 3.9
52	Representação esquemática da variação da velocidade de propagação da trinca da/dN x AK	Figura 3.10
54	
58	Curva da/dN x AK para o aço HY-80	Figura 3.11
58	
60	água salgada	Figura 3.12
60	
62	Primeira estimativa do tamanho da zona plástica	Figura 3.13
62	
63	Segunda estimativa do tamanho da zona plástica	Figura 3.14
63	
64	Correção de zona plástica de Irwin	Figura 3.15
64	
69	Tenacidade do aço HY-80 expressa através do fator de intensificação de tensões crítico, para o modo de abertura I	Figura 3.16
69	
71	Comparação entre a resistência à fadiga de dois aços estruturais soldados, de alta e baixa resistência	Figura 4.1
72	
72	Representação esquemática da porosidade e inclusão num cordão de solda	Figura 4.2
76	
76	Variação da resistência à fadiga de uma junta soldada em função da porosidade	Figura 4.3
76	
76	Influência do comprimento da inclusão de escória na resistência à fadiga da junta soldada	Figura 4.4
78	
80	Tipos de trincas provocadas na operação de soldagem (1) longitudinal, (2) transversal e (3) irradiante	Figura 4.5
80	
80	Juntas com falta de fusão	Figura 4.6
80	
80	Juntas com falta de penetração	Figura 4.7
80	
82	Esquema de montagem para medir a propagação de uma trinca de fadiga	Figura 4.8
82	
84	Definição do comprimento para uma trinca com a frente reta e outra com a frente curva	Figura 4.9
84	
86	Utilização da extensometria elétrica para medição de trinca devido à fadiga	Figura 4.10
86	
86	Representação da técnica da rede de filamento	Figura 4.11
86	
87	Aplicação do sistema de queda de potencial numa junta soldada	Figura 4.12
87	
91	Evolução do regime térmico numa soldagem	Figura 4.13
91	
92	Formação de tensões residuais devido a um ciclo térmico	Figura 4.14
92	
93	Variação das tensões de origem térmica durante a soldagem	Figura 4.15
93	
94	Distribuições típicas das tensões residuais em juntas soldadas	Figura 4.16
93	
94	Tensões residuais em uma chapa de aço de 25 mm de espessura	Figura 4.17
94	
94	Tensões residuais circunferenciais e longitudinais em uma estrutura cilíndrica com 11 mm de espessura	Figura 4.18
96	
97	Tensões residuais longitudinais em perfis	Figura 4.19
97	
98	Tensões residuais devido à soldagem, ao longo do casco resistente do submarino	Figura 4.20
98	

102	Modelo de trinca para aplicação analítica	Figura 5.1
105	Diagrama para cálculo de tensões devido à pressão hidrostática	Figura 5.2
106	Modelo para a tensão normal	Figura 5.3
107	Modelo para momento fletor	Figura 5.4
107	Tensões residuais na ponta da trinca	Figura 5.5
109	Distribuição de tensões residuais longitudinais ao longo da espessura	Figura 5.6
115	Esquema da união cone-cone	Figura 6.1
116	Discretização global da malha na região considerada	Figura 6.2
117	Detalhamento da discretização do anel de transição	Figura 6.3
117	Condições de contorno do modelo	Figura 6.4
117	União cone-cone (configuração deformada)	Figura 6.5
119	Tensões no chapamento devido à pressão hidrostática	Figura 6.6
122	Distribuição de tensões residuais no chapamento	Figura 6.7
122	Esquema de distribuição das tensões e localização da trinca no chapamento	Figura 6.8
125	Distribuição de tensões residuais no chapamento	Figura 6.8a
126	Distribuição de tensões residuais modificada	Figura 6.8b
130	Fator de intensificação de tensões versus profundidade da trinca (sem correção devido à plasticidade)	Figura 6.9
133	Fator de intensificação de tensões versus profundidade de trinca (considerando plasticidade)	Figura 6.10
137	Variação do fator de intensificação de tensões (ΔK_I) versus profundidade da trinca (a)	Figura 6.11
143	Vida à fadiga em ciclos (N) versus profundidade da trinca	Figura 6.12
145	Algoritmo para obtenção da vida à fadiga	Figura 6.13
150	Profundidade da trinca (a) em função da vida à fadiga em anos para o perfil de operação adotado para o submarino	Figura 6.14
153	Diferença dos fatores de intensificação de tensões para crescer a trinca de 0 até 6,4 mm	Figura 6.15
153	Diferença de incremento de número de ciclos para a trinca crescer de 0,5 até 6,4 mm	Figura 6.16

LISTA DE TABELAS

55	C e m para distintos tipos de aço	Tabela 3.1
68	Composição química dos aços HY-80 e HY-100	Tabela 3.2
69	Propriedades mecânicas dos aços HY-80 e HY-100	Tabela 3.3
124	Coefficiente para o fator de intensificação das tensões de membrana	Tabela 6.1
125	Coefficiente para fator de intensificação das tensões de flexão	Tabela 6.2
129	Fator de intensificação de tensões para várias profundidades de operação (h) versus profundidade da trinca (a), sem correção devido à plasticidade	Tabela 6.3
132	Fator de intensificação de tensões para várias profundidades de operação (h) versus profundidade de trinca (a), com correção devido à plasticidade	Tabela 6.4
135	Variação dos fatores de intensificação de tensões (ΔK_I) para várias faixas de profundidade de operação versus profundidade da trinca	Tabela 6.5
141	Vida à fadiga em ciclos para várias faixas de operação versus profundidade da trinca	Tabela 6.6
147	Perfil típico de operação de submarino	Tabela 6.6a
149	Profundidade da trinca (a) em função da vida à fadiga em anos para o perfil de operação de submarino	Tabela 6.7

NOMENCLATURA

a	profundidade da trinca
a_0	profundidade da trinca inicial obtida na inspeção estrutural
a_{crit}	profundidade crítica da trinca. Valor até onde esta pode crescer sem risco de fratura frágil
a_{eff}	tamanho de trinca efetivo
a_T	profundidade da trinca tolerável para seu reparo
A_0, A_T	área
da	incremento da profundidade da trinca
dn	incremento do número de ciclos
$\Delta a, r_p^*$	incremento da profundidade da trinca para a correção do efeito da plasticidade
α	valor adimensional
C	constante da equação de Paris
CTOD	deslocamento da abertura na ponta da trinca (do inglês: crack tip opening displacement)
δ	medida da abertura da trinca
δ^*	parâmetro para a correção do efeito da plasticidade
E	módulo de elasticidade
ϵ	deformação
ϵ_u	deformação verdadeira correspondente ao limite de ruptura monotônica
ϵ'	coeficiente de ductilidade a ϵ' fadiga
g	fator de correção geométrico devido a tensão longitudinal
h_n	profundidade de operação do submarino
i	comprimento superficial da trinca
K	fator de intensificação de tensões
K_I	fator de intensificação de tensões no modo de abertura I
K_{IC}	tenacidade à fratura do material
K_n	fator de intensificação de tensões devido a tensão normal
K_f	fator de intensificação de tensões devido à flexão
K_r	fator de intensificação de tensões devido a tensão residual
K_{TT}	fator de intensificação de tensões total
ΔK	variação do fator de intensificação de tensões
ΔK_{IT}	variação do fator de intensificação de tensões totais
ΔK_T	limite experimental da variação do fator de intensificação de tensões total
k	fator de correção geométrico devido ao momento fletor
λ	comprimento de arco, considerado infinito
λ^*	parâmetro para a correção do efeito da plasticidade
m	constante da equação de Paris
N	número de ciclos
N_v	vida à fadiga do submarino em termos do número de ciclos
ϕ	diâmetro de uma seção transversal de um cone
P	pressão
P, Q	usados como valor de tensão na equação do fator de intensificação de tensões devido a tensões residuais.

R	raio médio do casco cilíndrico ou cônico
ϕ	semi-ângulo de abertura de um cone
S_a	amplitude de tensão nominal
S_f	limite de fadiga nominal
S_R	magnitude de flutuação de tensão que causa fadiga
S_u	tensão de ruptura nominal
ΔS	variação de tensão
σ_a	variação de tensão nominal
σ_f	tensão de flexão.
σ_f	resistência à fadiga
σ_L	tensão longitudinal
σ_{lexi}	tensão normal longitudinal na parte externa do chapamento, a uma profundidade de operação h do submarino.
$\sigma_{lexi(max)}$	tensão normal longitudinal na parte externa do chapamento, à máxima profundidade de operação.
σ_{lim}	tensão longitudinal na parte interna do chapamento a uma profundidade de operação h do submarino.
$\sigma_{lim(max)}$	tensão normal longitudinal na parte interna do chapamento à máxima profundidade de operação.
σ_f	coeficiente de resistência à fadiga
σ_θ	tensão circumferencial
σ_N	tensão longitudinal por unidade de comprimento
σ_n	tensão normal
σ_u	resistência verdadeira à ruptura monotônica
σ_{ys}	tensão de escoamento do material
$\Delta\sigma$	variação de tensão local nominal
T_k	período típico do ciclo k de mergulho
T_v	vida à fadiga em termos do tempo submerso
v	coeficiente de Poisson
w	espessura da chapa
(x,y,z)	sistema de coordenadas cartesianas

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1 - Explicações Iniciais e Apresentação do Problema

Na área da construção naval, mecânica, química, etc, a maioria dos componentes estruturais está submetido a solicitações cíclicas, sendo que as regiões onde ocorrem concentração de tensões são mais susceptíveis a desenvolverem falha por fadiga. Por exemplo, tem-se a união de regiões com diferentes geometrias, tais como a união do cilindro à calota ou ao casco cônico, nos submarinos. Nestes casos, o estudo da vida à fadiga deve ser bastante criterioso, principalmente se estas regiões forem submetidas ao processo de soldagem. Embora a soldagem apresente vantagens, quando comparada aos processos tradicionais, como forjamento, rebtagem e fundição, sua utilização em regiões com concentração de tensões, aumenta a probabilidade do desenvolvimento da falha por fadiga nessa região.

Atualmente, estruturas que devem gerar estanquidade no ar ou na água, tais como o casco resistente de submarinos, os vasos de contenção de usinas nucleares e os vasos de armazenamento de fluidos de alta pressão, têm seu processo de fabricação baseado na aplicação das técnicas de soldagem.

Apesar dos inúmeros e significativos esforços aplicados à tecnologia da construção de estruturas metálicas durante os últimos anos, ainda não se conseguiu eliminar as imperfeições introduzidas na estrutura pela soldagem. A presença destas imperfeições está diretamente relacionada ao desenvolvimento prematuro da fadiga nas juntas soldadas. As imperfeições podem ser genericamente classificadas em:

a) Defeitos físicos, tais como trincas, poros e incrustações.

b) Alteração das propriedades mecânicas e metalúrgicas do material na zona da solda, principalmente na zona termicamente afetada.

c) Tensões e deformações residuais.

É possível afirmar que componentes unidos através do processo de soldagem podem ser considerados um único corpo contínuo, onde a estrutura soldada responde como um todo à ação de um carregamento externo. Caso uma trinca tenha seu processo de propagação iniciado, esta tende a propagar-se através de toda a estrutura.

A existência das imperfeições, associadas ao fato da estrutura poder ser considerada contínua, tem contribuído para a ocorrência de falhas em estruturas soldadas, através dos processos de fadiga e de fratura frágil.

Portanto, a fadiga pode ser definida como um processo de fratura sucessiva, resultante da aplicação repetida de cargas ou deformações, quando a aplicação desse carregamento, uma única vez, não causaria fratura. Para a ocorrência da fadiga são necessários os seguintes fatos:

a) Existência de tensões cíclicas.

b) Existência de tensões de tração.

c) Ocorrência de deformações plásticas locais, devido à rugosidade superficial, as falhas metalúrgicas e a presença das trincas.

No caso de estruturas soldadas submetidas à ação de carregamentos cíclicos, a falha por fadiga para ser previamente avaliada deve considerar as imperfeições introduzidas pelo processo de soldagem, pois essas favorecem a ocorrência desse fenômeno.

O processo de fadiga decorre do crescimento de uma trinca, após a ação de cada ciclo de carregamento atuante sobre a estrutura. Esta propagação da trinca pode resultar na fratura frágil da estrutura, caso a trinca venha a exceder um determinado tamanho crítico. Assim, para o caso de estruturas com exigência de estanquidade, como no caso do casco resistente de submarinos, a propagação de trinca através da espessura do chapamento pode causar vazamentos, que são considerados fatais à estrutura.

A resistência à fadiga é muito mais influenciada pela presença de defeitos físicos do que a resistência estática do mesmo material. Uma área defeituosa ocupando 5% da secção resistente de um cordão de solda de aço de alta ductilidade, onde o risco de fratura frágil está afastado, tem efeito desprezível sobre sua resistência estática, mas reduz de 40 a 50% sua resistência à fadiga. A sensibilidade a entalhes aumenta com a resistência do material. Assim, para o aço de alta resistência HY-80, que é um tipo de aço temperado e revenido, de microestrutura martensítica, de baixo carbono e soldável, a sensibilidade é muito maior.

Portanto, o estudo de falha por fadiga torna-se importante, quando o projeto de estruturas utiliza aços de alta resistência na sua construção, tendo em vista os seguintes pontos:

a) A soldagem de aços de alta resistência deve ser mais cuidadosa, considerando-se o elevado grau de dificuldade para prevenir as imperfeições na soldagem destes materiais, quando comparado com aços de menor resistência.

b) Os aços apresentam, normalmente, uma redução da tenacidade à fratura com aumento da resistência mecânica. Esta redução pode implicar em uma

diminuição da vida prevista para a estrutura, sobre o ponto de vista do processo de propagação das trincas por ação das tensões cíclicas.

A previsão da vida à fadiga de uma estrutura, durante os diversos estágios de projeto da mesma é, usualmente, executada com auxílio de relações teóricas empíricas ou semi-empíricas que procuram analisar o fenômeno de propagação da trinca. A mecânica de fratura, seja linear-elástica ou elasto-plástica, permite calcular as dimensões do defeito, que em um tipo de material e sob sollicitação mecânica de um tipo específico, originará, pela sua propagação instável, a fratura do componente. Outra possibilidade é que a peça não contenha defeitos ou os contenha em dimensões inferiores ao defeito crítico estabelecido pela mecânica de fratura. Portanto, a fratura não ocorre de imediato com a colocação da peça em serviço, porém o risco de fratura não está descartado. É possível que por condições específicas para cada caso, haja crescimento lento e estável desse defeito, até a fratura por fadiga.

Neste sentido, além da definição do carregamento atuante sobre a estrutura, tanto externo, como interno, proveniente da pressão e da ação das tensões residuais, é necessário utilizar estimativas para determinar o tamanho e a geometria dos defeitos introduzidos na estrutura durante sua fabricação. Associadas às características citadas acima, as propriedades mecânicas do material base, principalmente detalhes sobre sua tenacidade à fratura, após este ser submetido a uma operação de soldagem, representam também um dos parâmetros a serem considerados no estudo da fadiga.

Especificamente para o caso do projeto do casco resistente de submarinos, o critério do projeto deve conter recomendações a respeito do processo de fadiga da estrutura. Esse processo decorre da variação das tensões atuantes no casco resistente ao longo de cada ciclo de mergulho. Portanto, devido às tensões de alta magnitude, da

ordem da tensão de escoamento do material base, a que estão submetidas algumas regiões do casco resistente, tais como transições, aberturas e uniões de estruturas rígidas, o fenômeno de fadiga é considerado de baixo ciclo.

Portanto, a fim de se atingir uma vida útil esperada para o casco resistente, expressa por um número específico de mergulhos, os critérios de projetos limitam-se a tensão máxima atuante na estrutura a um percentual da tensão de escoamento do material base. Pode-se afirmar que este coeficiente de segurança é imposto como resultado da experiência que se possui na área de projeto, operação e fabricação de submarinos.

A Marinha do Brasil, desde 1977, vem absorvendo conhecimentos já consolidados na área de projetos de fabricação de submarinos. Inicialmente, as pesquisas concentraram-se nos estudos de critérios de projetos dos submarinos classes Guppy e Oberon, sendo que, posteriormente, com a aquisição dos submarinos K1400, surgiu a oportunidade para o desenvolvimento de um extenso programa de pesquisas envolvendo o projeto e a fabricação de estruturas de submarinos. A partir desses conhecimentos, foi possível avaliar, de uma forma mais criteriosa, o fenômeno de fadiga do casco resistente de submarinos.

1.2 - Aspectos Históricos Relativos ao Desenvolvimento do Estudo da Fadiga

Um dos primeiros estudos sobre a fadiga foi realizado por W.A.J. Albert, que conduziu testes de carregamento cíclico em correntes de elevadores de carga empregados em jazidas minerais em 1828. O termo fadiga já era utilizado por J. V. Poncelet, na França, em 1839. O problema de fadiga foi discutido e estudado por diversos especialistas em meados do ano 1800, por motivo de falha de componentes de

cartagens, eixos das rodas ferroviárias, eixos das árvores de engrenagens e outros componentes.

Na Alemanha, entre 1850 e 1860, o engenheiro ferroviário August Wöhler

realizou os primeiros estudos sistemáticos sobre o fenômeno de fadiga. Realizando ensaios sobre eixos de rodas de veículos ferroviários, Wöhler introduziu o conceito das curvas de tensão (S) em função do número de ciclos de tensão (N), ao qual a peça é submetida até sua ruptura, universalmente conhecida como a curva S-N. A partir das curvas S-N demonstrou-se que a vida em fadiga decresce quando a amplitude da tensão aplicada aumenta. Verificou-se também que, para os aços, existe um valor de tensão abaixo do qual a peça não se rompe. Essa tensão é chamada de limite de resistência à fadiga. Wöhler observou que a ruptura por fadiga ocorre em regiões de mudança de seção da peça, como consequência de uma distribuição irregular de tensões nestas regiões.

Mais tarde, nos anos 40, o problema de distribuição de tensões foi amplamente estudado por Neuber, para diversos tipos geométricos de entalhes.

Entre 1953 e 1954, dois aviões do tipo Comet caíram. A análise das partes recuperadas no mar Mediterrâneo permitiu aos peritos concluir que os acidentes foram causados pela ruptura por fadiga da cabine pressurizada. A trinca por fadiga teria se iniciado em uma região de concentração de tensões na fuselagem. Desde então, os projetos de componentes que estão sujeitos a carregamentos cíclicos eliminaram de suas especificações mudanças de seções com ângulos retos, [1].

Grandes progressos foram realizados na compreensão dos micromecanismos de deformação associados à fadiga, com a introdução das técnicas de microscopia ótica e eletrônica nos estudos deste fenômeno. A microscopia ótica permitiu mostrar que o

carregamento cíclico está associado ao surgimento das bandas de deslizamento, dentro das quais uma grande quantidade de deformação plástica está concentrada. Estas bandas são denominadas bandas de deslizamento persistente (BDP). Os acidentes topográficos que as BDP promovem nas superfícies dos materiais são frequentemente regiões de nucleação de trincas por fadiga em materiais dúcteis.

Entre os anos 1950 e 1960, Coffin e Manson reconheceram a importância da deformação plástica no processo da fadiga e propuseram estudá-la por meio de diagramas de resistência à fadiga, que mostram a relação entre a deformação plástica e o número de ciclos para a ruptura, obtidos através de testes de fadiga. Seus estudos tornaram-se a base para a análise da fadiga sob o ponto de vista de ciclos de deformação e de fadiga de baixo ciclo [1].

O estudo da fadiga tomou nova dimensão com os avanços da mecânica da fratura a partir dos estudos desenvolvidos por Irwin, que estabeleceu o conceito de fator de intensificação de tensões. Este conceito é largamente utilizado nos estudos de propagação das trincas por fadiga [1].

Na década de 60, Paris e Erdogan [2] mostraram que no processo de fadiga a velocidade de propagação de uma trinca, da/dN , onde a é o comprimento da trinca e N o número de ciclos, pode ser expressa utilizando-se o conceito de variação do fator de intensificação de tensões ΔK_I . Esse estudo é a base da análise da propagação da trinca para projetos de componentes que devem resistir à propagação das trincas em serviço.

Sabendo-se que o cálculo do fator de intensificação de tensões representa um elemento essencial no estudo da mecânica da fratura, a utilização de métodos que permitam obter valores com elevada precisão, possibilita o desenvolvimento de estudo da propagação da trinca. De acordo com Broek [3], o método dos elementos finitos pode

ser aplicado na determinação do campo de tensões localizados na ponta da trinca. Este método apresenta uma grande versatilidade, ou seja, é capaz de analisar complicadas geometrias (análises tridimensionais), além de considerar elementos elasto-plásticos. Segundo este mesmo autor, o método de elementos finitos apresenta vantagens sobre os demais métodos por ser capaz de estudar uma região com reduzida dimensão com um nível de sensibilidade superior as outras técnicas.

1.3 - Objetivos e Justificativa

O objetivo principal deste trabalho é desenvolver um método para o cálculo da vida à fadiga do casco resistente de submarinos, estudando o fenômeno da propagação da trinca desse casco resistente, considerando-se a natureza oscilante das tensões atuantes ao longo dos períodos de imersão e submersão e a existência de defeitos introduzidos pelo processo de soldagem, tais como trincas e tensões residuais. Procurar-se-á, com este estudo, promover um avanço no desenvolvimento da tecnologia de projeto e fabricação de estruturas de submarinos.

Além disso, é importante ressaltar que o estudo basear-se-á na aplicação de formulações analíticas para o cálculo do fator de intensificação de tensões e modelos simples, com pouco emprego dos elementos finitos. Serão substituídos os procedimentos complexos que empregam o método de elementos finitos por completo no cálculo do fator de intensificação de tensões, para análise dessa propagação. Portanto, o método a ser desenvolvido é mais simples, conservador e de fácil aplicabilidade para diferentes formas de solicitação.

Os resultados obtidos pela aplicação desse método ao casco resistente de um submarino específico propiciam o planejamento de um plano de inspeção dos cordões

de solda em regiões críticas da estrutura do casco resistente, a ser utilizado ao longo da sua vida operacional, baseando-se na determinação do tamanho dos defeitos e na comparação com um valor máximo admissível. Este último, avaliado a partir de critérios que garantam a segurança estrutural, sob o ponto de vista da falha por fadiga. Caso seja encontrado algum defeito com tamanho acima do valor admissível, o cordão deve sofrer o reparo imediato.

1. 4 - Apresentação do Trabalho

Neste capítulo, foi feita uma introdução, justificativa e descrição dos objetivos do estudo a ser desenvolvido nos próximos capítulos.

No capítulo II é apresentada a estrutura típica de um submarino, os tipos de solicitação do mesmo e seus correspondentes mecanismos de falha, assim como é realizada uma discussão do fenômeno de fadiga do casco resistente.

No capítulo III são apresentados conceitos sobre fadiga em metais e particularmente sobre os aspectos da fadiga de baixo e alto ciclos, assim como a variação nas tendências das curvas S-N, ϵ -N e da/DN- ΔK , em função das diferentes condições ambientais às quais os metais estão submetidos. São apresentadas algumas considerações da mecânica de fratura linear, destacando-se a variação do fator de intensificação de tensões (ΔK) e a lei de Paris, que representam a base teórica fundamental para o desenvolvimento deste trabalho. Finalmente, apresentam-se as propriedades físicas, químicas e mecânicas de aço HY-80, material utilizado como exemplo de aplicação, no casco resistente do submarino.

No capítulo IV apresentam-se algumas considerações sobre fadiga em estruturas soldadas e as diferentes técnicas experimentais de medição do crescimento da trinca.

Neste contexto, discute-se o aparecimento das tensões residuais no processo de soldagem, visto que estas representam um fator determinante para o crescimento da trinca.

No capítulo V descreve-se o método utilizado para a solução do problema do cálculo de vida à fadiga, baseado-se na teoria da mecânica da fratura linear apresentada nos capítulos anteriores. Fundamentalmente, o método baseia-se no cálculo dos fatores de intensificação das tensões através de formulações analíticas simplificadas.

No capítulo VI é feita a aplicação do método desenvolvido a um submarino típico, comparando-se os resultados da vida à fadiga obtidos com aqueles calculados pelo método dos elementos finitos. Além disso, desenvolve-se um programa de computador que calcula o crescimento da trinca em função do número de mergulhos e a profundidade de operação do submarino.

No capítulo VII são apresentadas as conclusões do trabalho, assim como são feitas recomendações para estudos futuros.

CAPÍTULO II

ESTRUTURA DE UM SUBMARINO

2.1 - Introdução

Um submarino é por definição “Uma embarcação que funciona ou opera normalmente embaixo da água”. No sentido naval este meio opera em grandes oceanos e mares, ou seja, embaixo da água salgada.

A salinidade da água do mar é frequentemente expressa como o peso dos elementos sólidos dissolvidos em um milhão de partes pelo peso da água do mar. A medida da salinidade do oceano é 35.000 partes por milhão (ppm), onde mais de 90% destas, está sob a forma de cloro, $\pm 10\%$ de sulfatos, $\pm 0,2\%$ de carbonatos e alguns resíduos de brometo.

A temperatura da água varia em função da latitude. Perto dos pólos a temperatura chega aproximadamente a 0°C . No entanto, perto do Equador, no Pacífico e no oceano Índico, a temperatura média anual é aproximadamente 30°C , com um máximo de 35°C . Segundo Heller [4], para operações de submersão, a provável faixa de temperatura varia de -2°C a 30°C e para operações na superfície, de -34°C a 43°C .

Um submarino quando submerso está sob pressão hidrostática externa, que pode ser considerada uniforme em todo o casco e dependente da profundidade na qual está operando. Desta forma, as constantes variações de profundidades geram ciclos de esforços que se acumulam durante o tempo.

2.2 - Estrutura Típica de um Submarino

A estrutura típica de um submarino apresenta um casco resistente cilíndrico, reforçado interna ou externamente por cavernas e completado através de anteparas, troncos cônicos e calotas de proa e popa, como mostra a figura 2.1. Esta estrutura deve resistir à pressão hidrostática a qual estará submetida durante a operação em imersão.

O chapameento pode ser constituído do casco resistente ou casco não resistente. O casco resistente é projetado para resistir a pressão externa. No casco não resistente, a pressão externa da água equilibra-se com a interna (lastro, ar ou óleo) (figura 2.2). A função estrutural do casco não resistente aparece quando este está soldado às anteparas de tanque ou hastilhas, exercendo a função de flange da viga assim formada. O casco não resistente colabora ainda na resistência às tensões primárias.

A espessura do casco resistente é função do diâmetro do cilindro, do espaçamento das cavernas, da profundidade máxima da operação e das propriedades do material. Este é ainda reforçado pelas cavernas simples e gigantes, hastilhas e anteparas. Os perfis mais comuns utilizados em cavernas são do tipo T, I e bulbo. Podem ser internas ou externas ao casco resistente, e apresentam diferentes vantagens e desvantagens de um tipo para outro. As cavernas externas têm a vantagem de possuírem maior resistência à flambagem lateral ("tripping"), maior reserva ao colapso, caso uma de suas secções atinja o escoamento e possuem maior espaço interno, facilitando o seu reparo estrutural. Já as cavernas internas não são submetidas à ação direta da água do mar e apresentam vantagens sobre o aspecto da corrosão. São necessariamente utilizadas nas regiões onde não existe o casco não resistente, de modo a não aumentar a resistência à propulsão.

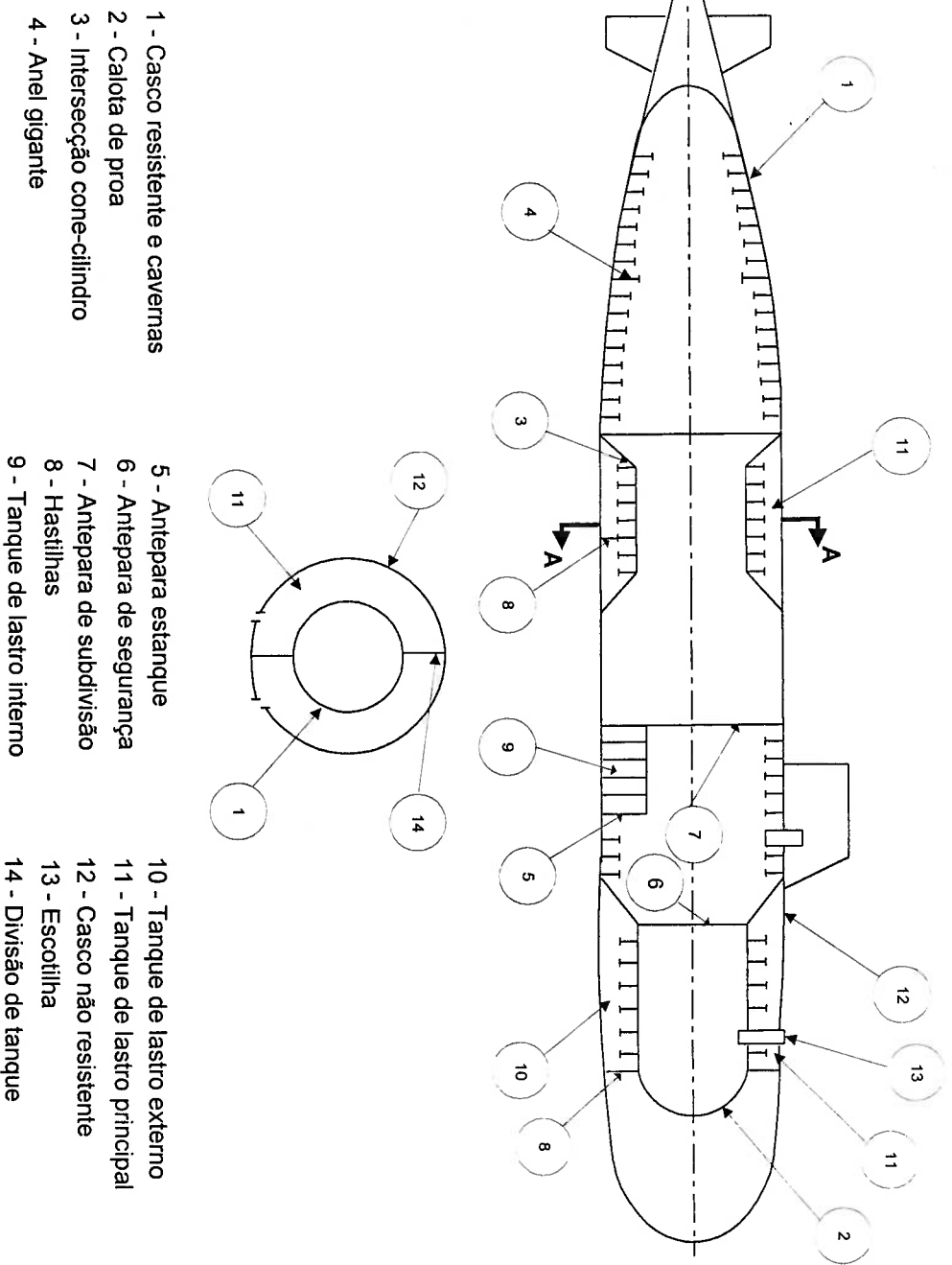


FIGURA 2.1-Estrutura típica de um submarino [5]

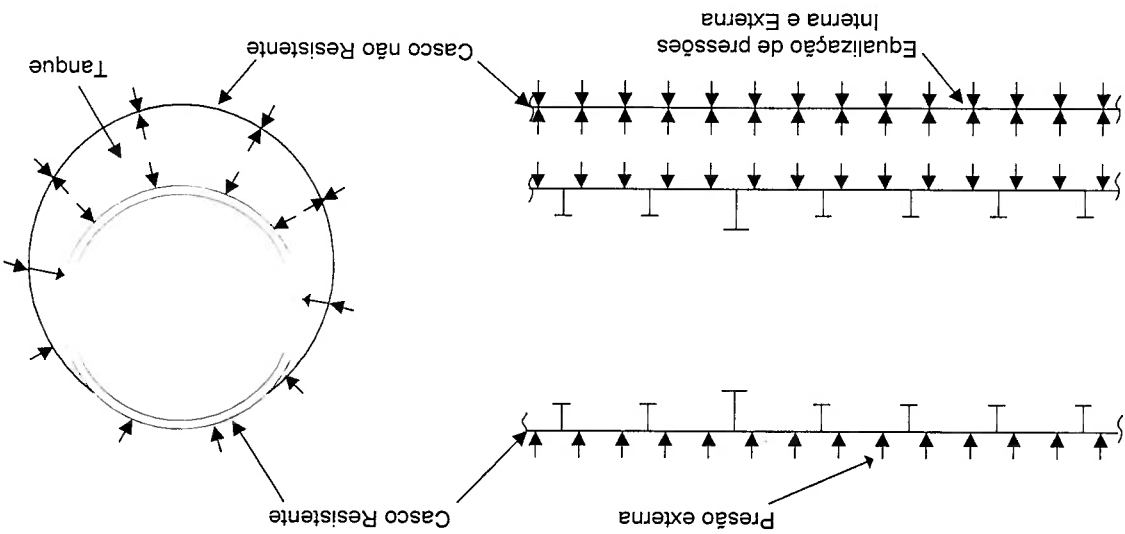


FIGURA 2.2 - Distribuição de pressões nos cascos [5]

As anteparas possuem importância fundamental no que se refere à resistência transversal da estrutura e apresentam-se sob três tipos principais:

- Anteparas de subdivisão
- Anteparas de segurança
- Anteparas estanques

A distância entre as anteparas é um fator fundamental na determinação da pressão máxima da operação do submarino, pois propicia apoio transversal ao casco resistente.

O fechamento de proa e popa é feito por calotas hemisféricas, elípticas, torisféricas, etc, normalmente sem reforços, por possuírem uma resistência própria já compatível com as condições máximas da operação.

No caso da necessidade da mudança do diâmetro do casco resistente, isto é feito através dos troncos do cone reforçados por cavernas.

2.3 - Tipos de Falhas Estruturais

Os principais tipos de falhas, consideradas nos critérios de projeto de estruturas de submarinos são descritos a seguir.

2.3.1 - Falhas do Casco Resistente

As falhas que ocorrem nesta porção estrutural são classificadas em função da extensão do submersível.

Falha do casco entre cavernas - Esta falha pode ser por flambagem elástica,

flambagem inelástica ou escoamento. Depende do espaçamento entre as cavernas, do diâmetro do cilindro, da espessura do casco, do módulo de elasticidade e da tensão de escoamento do material. A ocorrência primeira de um dos três tipos vai depender das relações entre os parâmetros, de forma análoga como ocorre numa viga sobre carga de compressão. A flambagem é caracterizada pela formação de ondulações ao longo da circunferência (figura 2.3a) e o escoamento por uma ondulação longitudinal entre cavernas (figura 2.3b), após a formação de rótulas plásticas ao pé das cavernas e no meio do vão.

Flambagem global - Ocorre com a formação de ondulações circunferenciais e

longitudinais no casco, entre as anteparas, vindo a “carregar” também as cavernas (figura 2.4).

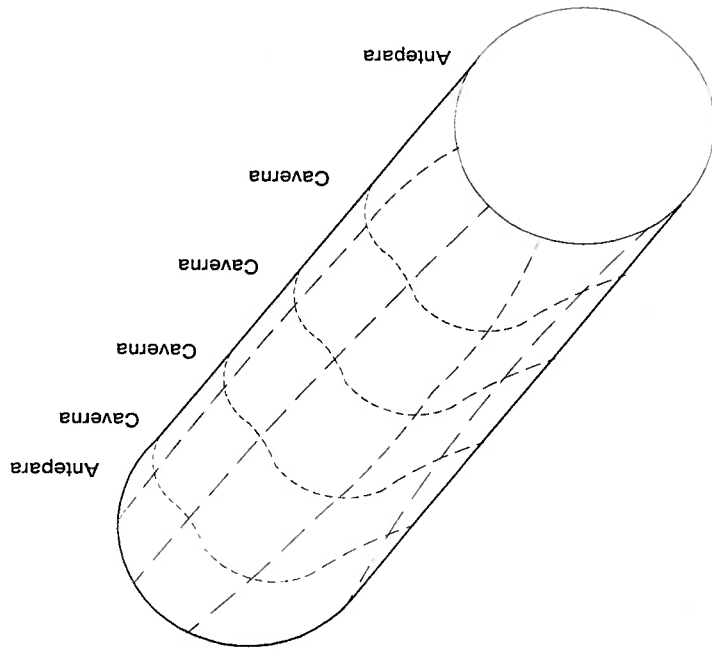


FIGURA 2.4 - Flambagem do casco resistente entre anteparas [5]

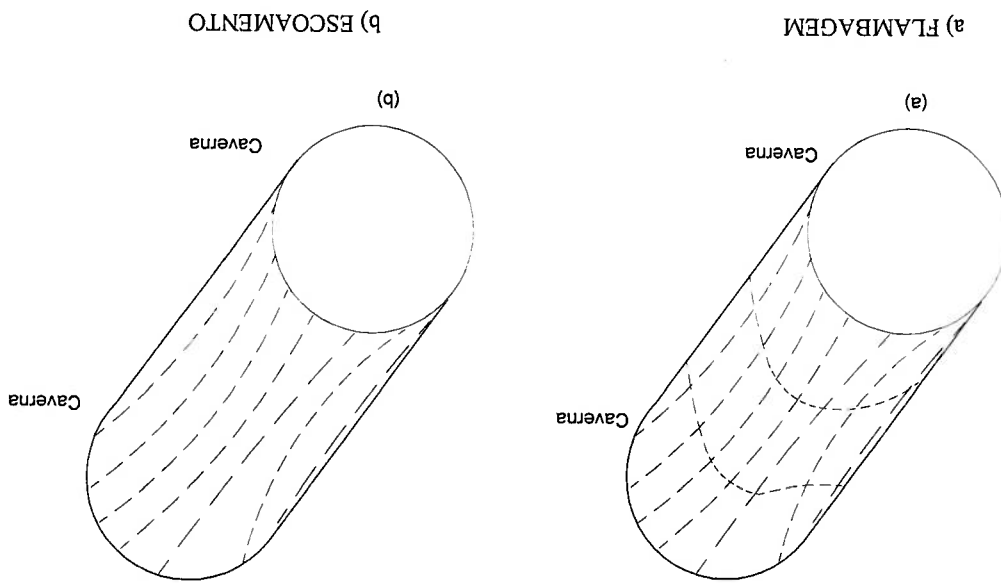


FIGURA 2.3 - Falhas do casco resistente entre as cavernas [5]

2.3.2 - Falhas das Cavernas

Estes elementos estruturais apresentam dois tipos de falhas.

Flambagem - Esta pode ocorrer de forma elástica ou inelástica no próprio plano da caverna (figura 2.5a) ou fora de seu plano (figura 2.5b). Em ambos os casos ocorre com a formação de lóbulos circunferenciais.

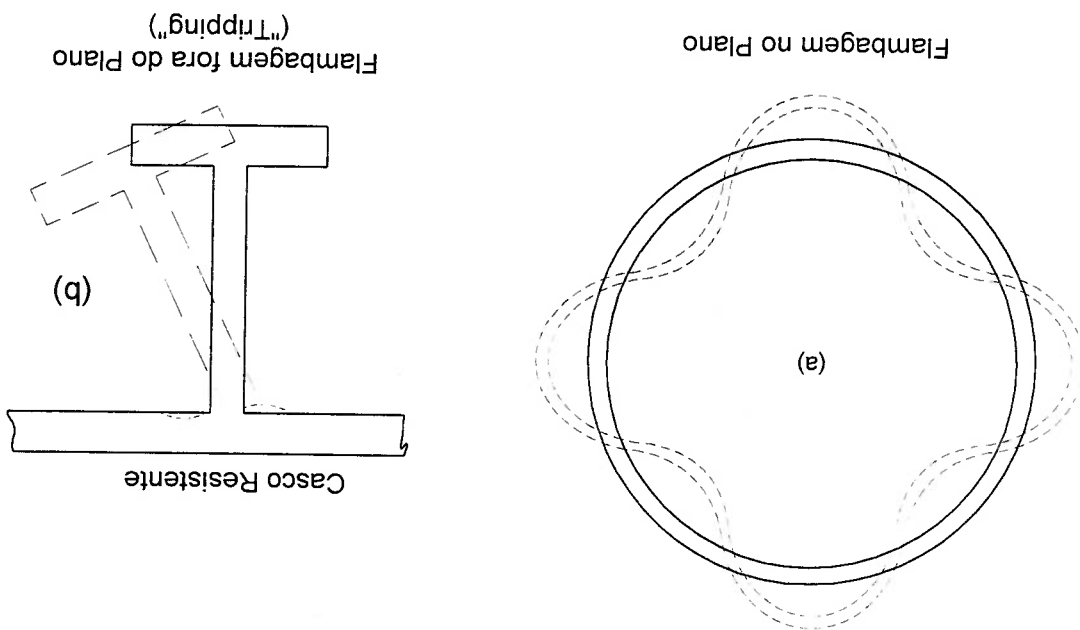


FIGURA 2.5 - Flambagem das cavernas [5]

Escoamento - Se o casco fosse perfeitamente circular, esta falha seria alcançada quando a tensão normal uniforme de compressão, atuando na seção da caverna e ao longo de toda a circunferência, atingisse a tensão de escoamento. Ocorre, que os processos de fabricação tendem a induzir distorções que afastam o casco resistente de sua forma perfeitamente circular. Nestas condições, à tensão de compressão constante, atuante na caverna, vai-se superpor a tensão de flexão dessa caverna, sob a pressão externa. Estará definida esta falha quando a soma dessas duas tensões atingir a tensão de escoamento, o que ocorre em pontos

isolados de seu flange livre (figura 2.6). O aumento posterior da pressão levaria a formação de rótulas plásticas e ao colapso.

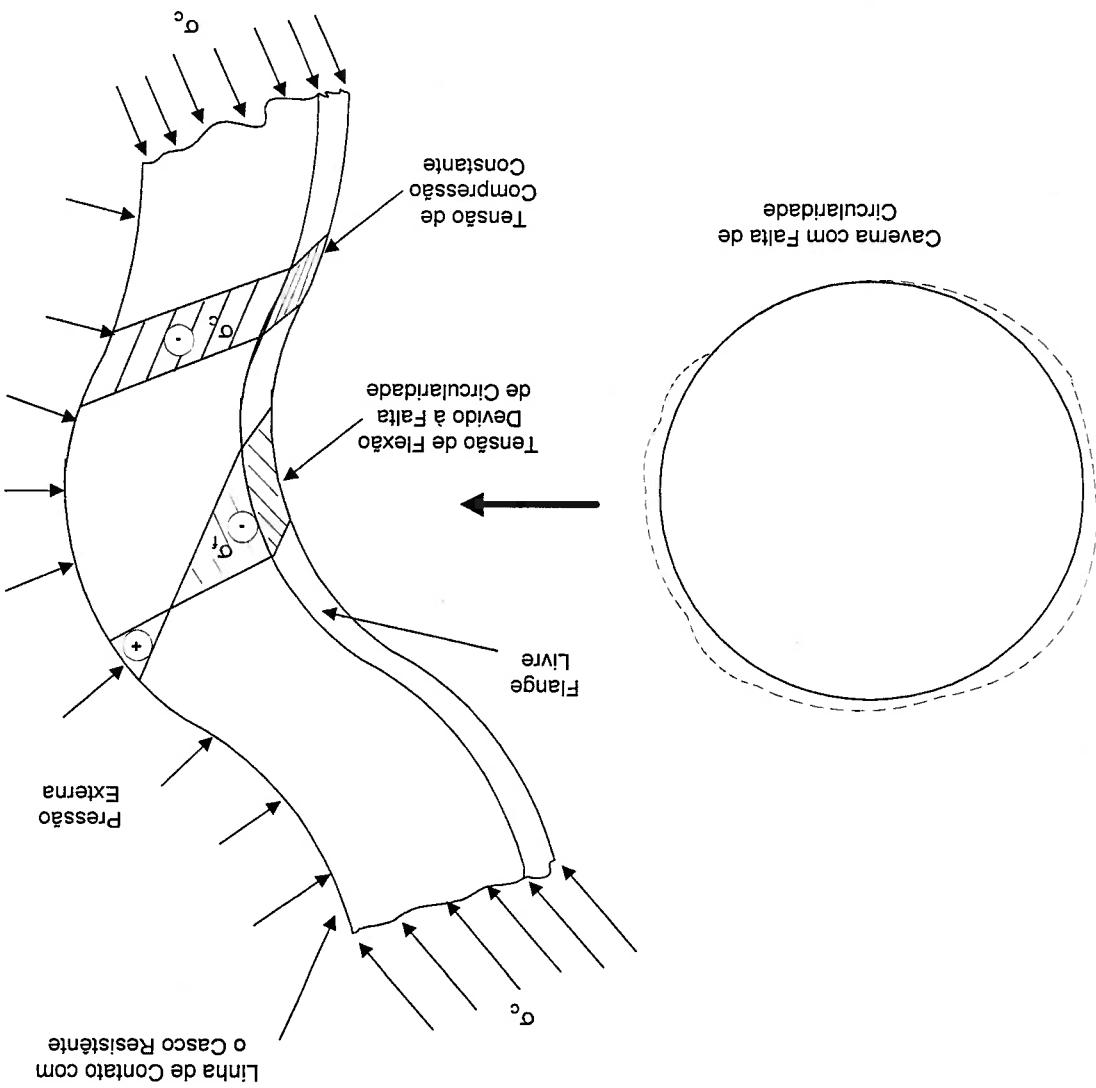


FIGURA 2.6 - Escoamento de ponto de flange livre das cavernas ($\sigma_{yx} = \sigma_c + \sigma_f$) [5]

2.3.3 - Falhas nas Descontinuidades

Ocorre uma descontinuidade estrutural quando o arranjo uniforme do cilindro reforçado é, de alguma forma, alterado. Calotas, troncos cônicos, anteparas, hastilhas, cavernas gigantes e aberturas no casco resistente são responsáveis por estes tipos de descontinuidades.

As respectivas falhas, que devem ser alvo de maior atenção são:

Nas calotas - Para geometrias típicas, ocorre, preferencialmente, a flambagem elástica ou inelástica. O escoamento puro é mais raro.

Na interseção cilindro-cone ou cone-cone - Nessa interseção aparecem altos esforços de compatibilidade que podem levar a tensões próximas às de escoamento, principalmente na interseção com a face maior do tronco cônico (figura 2.7a).

Na interseção cilindro-antepara - Nessa interseção, a presença da antepara, pela sua alta rigidez no próprio plano em relação às cavernas comuns, impõe um esforço cortante mesmo vale para a interseção do casco resistente com hastilhas ou cavernas gigantes.

Nas aberturas no casco - As aberturas efetuadas no casco resistente implicam numa concentração de tensões, elevando o seu nível nessa região.

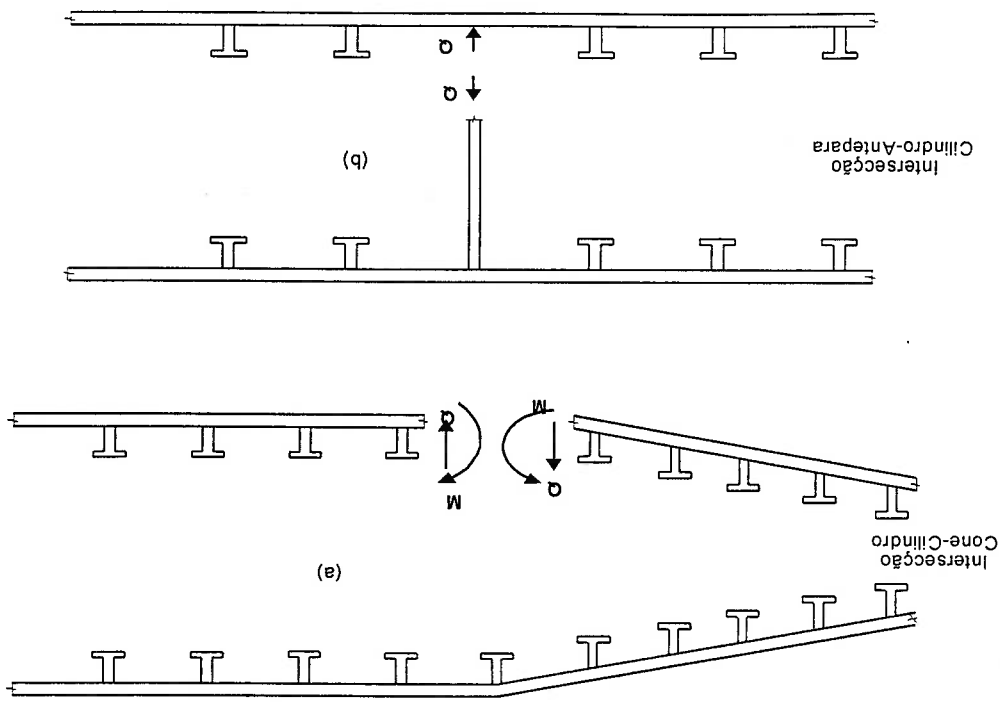


FIGURA 2.7 - Esforço de compatibilidade na interseção [5]

2.4 - Considerações sobre a Fadiga do Casco Resistente

O mecanismo da fadiga do casco resistente de submarinos é considerado com muita atenção desde o início da década de 60, especificamente após o desenvolvimento de submarinos com planta de propulsão nuclear.

Informações disponíveis na literatura demonstram que somente quatro submarinos norte-americanos construídos durante a II Guerra Mundial atingiram um número de mergulhos superior a 10.000 ciclos. Estes submarinos apresentavam plantas propulsoras baseadas num circuito elétrico alimentado por baterias, as quais eram carregadas por uma gerador a diesel. Esses submarinos diesel-elétrico eram essencialmente embarcação de superfície com capacidade de submersão por reduzidos períodos de tempo, retornando após a superfície. Os atuais submarino com essa propulsão já tem características distintas, permanecendo a maior parte do tempo submersos.

O submarino de propulsão nuclear é um verdadeiro submersível, onde o tempo sob a água depende da resistência humana e do suprimento de alimento. Desta forma, estes submarinos experimentarão um maior número de carregamentos cíclicos que seus antecessores. Assim, a energia nuclear forneceu aos submarinos a liberdade de navegarem submersos durante longos períodos, dada a eliminação da necessidade de recarregar as baterias com auxílio de geradores diesel como ocorria com os submarinos convencionais.

Com o advento dos submarinos estratégicos, portadores de mísseis balísticos, maiores profundidades de operação das embarcações foram alcançadas, e portanto a pressão sobre a estrutura aumentou. Estes submarinos também passaram a apresentar

maiores diâmetros externos e um arranjo que exigia um maior número de transições entre o casco cilíndrico e o casco cônico [6].

Devido à elevada profundidade de submersão, aliada a um maior número de ciclos de mergulho e às modificações do arranjo estrutural, pesquisadores norte-americanos e ingleses passaram a estudar o fenómeno da fadiga a fim de melhor caracterizá-lo. Estes estudos forneceram subsídios para melhorar o arranjo estrutural das embarcações. Embora o fenómeno da fadiga tenha sido observado inicialmente em submarinos nucleares, não se deve eliminar a hipótese dos cascos resistentes dos modernos submarinos diesel-eléctricos virem a apresentar este tipo de falha. Atualmente, os modernos submarinos diesel-eléctricos construídos de aço HY-80, são submetidos a ciclos de tensão de elevada magnitude, similares aos dos submarinos nucleares.

2.5 - Modos de Propagação de Trincas

Estudos sob a propagação das trincas no casco resistente foram feitos por Dunham [7] e Kilpatrick [8], que executaram experimentos com modelos do casco resistente, que foram submetidos à ação de pressão externa cíclica, monitorando-se o início e a propagação de trincas na estrutura, como explanado a seguir.

2.5.1 - Ensaio de Dunham

Na figura 2.8 é mostrado o modelo ensaiado por Dunham[7]. Apesar do autor não ter especificado as dimensões do modelo; deduz-se que o diâmetro do modelo esteja ao redor de 6 metros, visto que o diâmetro do tanque de prova, é dez metros.

Ao longo do ensaio, as trincas eram detectadas e algumas vezes reparadas, a fim de dar prosseguimento ao experimento.

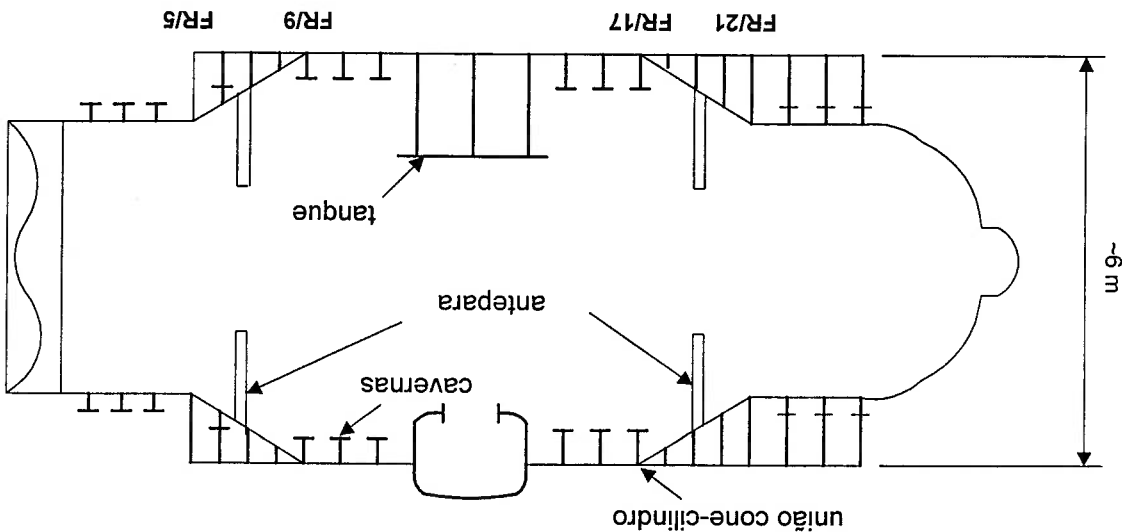


FIGURA 2.8 - Esquema do casco resistente do modelo de Dunham [7]

Na figura 2.9, observa-se o esquema da falha na união do casco cilíndrico com o

anel de transição na caverna 17. Esta trinca iniciou-se na face interna do modelo, na

margem de uma solda de ligação da placa de reforço e propagou-se através da solda e do

metal base, ao longo da zona termicamente afetada, perpendicularmente à chapa,

atravessando toda a espessura do casco cilíndrico e causando a perda de estanqueidade

do modelo. Nesta mesma figura, é indicada a taxa de crescimento do comprimento

circunferencial das trincas, ao longo do ensaio, em relação ao perímetro circunferencial

total do casco. O tempo total do ensaio é tomado como 100% e verifica-se que a perda

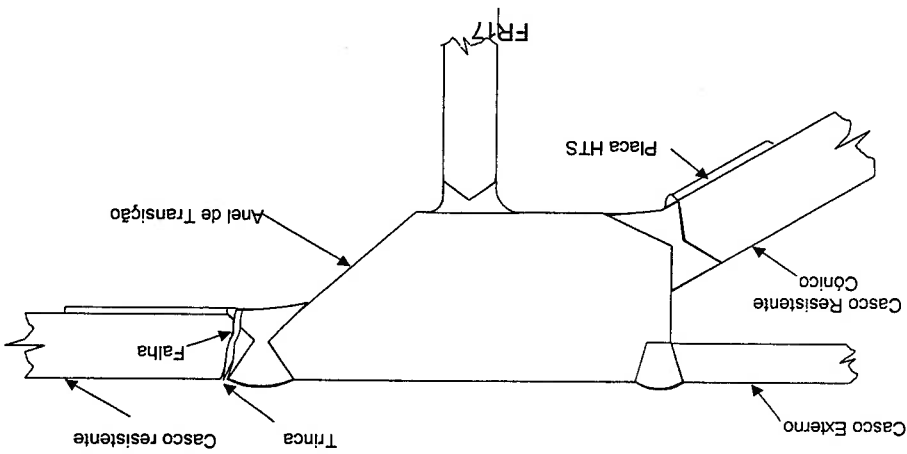
da estanqueidade da estrutura, para esta falha, ocorreu a 53% do tempo total.

Neste sentido, o "comprimento circunferencial da trinca" significa a soma dos

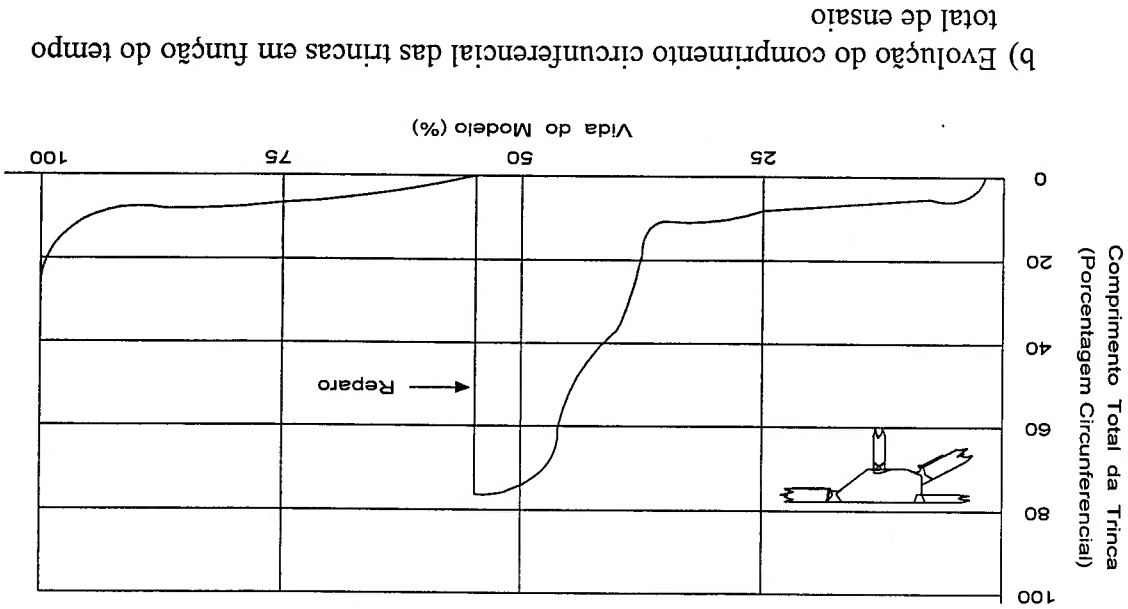
comprimentos das trincas que, ao longo do ensaio, em diferentes instantes, vão surgindo

ao longo da circunferência.

No gráfico 2.9b, observa-se que, no instante da falha, a soma das trincas alcançava um comprimento circunferencial de, aproximadamente, 80% do perímetro total do cordão de solda.



a) Localização de trinca que atravessou o casco resistente



b) Evolução do comprimento circunferencial das trincas em função do tempo total de ensaio

FIGURA 2.9 - Localização de trinca na união casco cilíndrico/anel de transição Modelo de Dunham [7].

Ainda no gráfico 2.9b, verifica-se que a partir da detecção das trincas, há um crescimento do comprimento circunferencial total ocupado pelas mesmas, havendo um

instante em que a taxa de crescimento da trinca passa a ser extremamente elevada. As trincas tendem a crescer circumferencialmente e na direção da espessura da chapa, até um instante em que numa dada posição circumferencial atinge-se toda a espessura do casco resistente, causando a perda da estanqueidade. Neste instante da falha, na mesma caverna 17, a solda da união entre o casco cônico e o anel de transição, na face interna do casco, apresentava uma trinca que ocupava todo o seu perímetro, mas sem perda da estanqueidade. Com relação ao comprimento total das trincas nesta posição, como indicado na figura 2.10, verifica-se que, a partir de um certo instante, sua taxa de crescimento é também extremamente elevada.

De acordo com Dunham [7], ao serem inspecionadas as soldas nas transições situadas na caverna 9, verificou-se que a solda do casco cônico ao anel de transição apresentava trincas na face interna e estas ocupavam um comprimento total circumferencial de cerca de 70 % do perímetro do casco resistente. Já a solda da união do casco resistente ao anel de transição, apresentava trincas ocupando somente 1% do perímetro do casco resistente.

As trincas existentes nos cordões de solda no anel de transição mostrado na caverna 17 foram reparadas, conforme indicado na figura 2.10 e 2.11. Ao contrário, as trincas no anel de transição da caverna 9 não foram reparadas e o ensaio teve continuidade nessas condições.

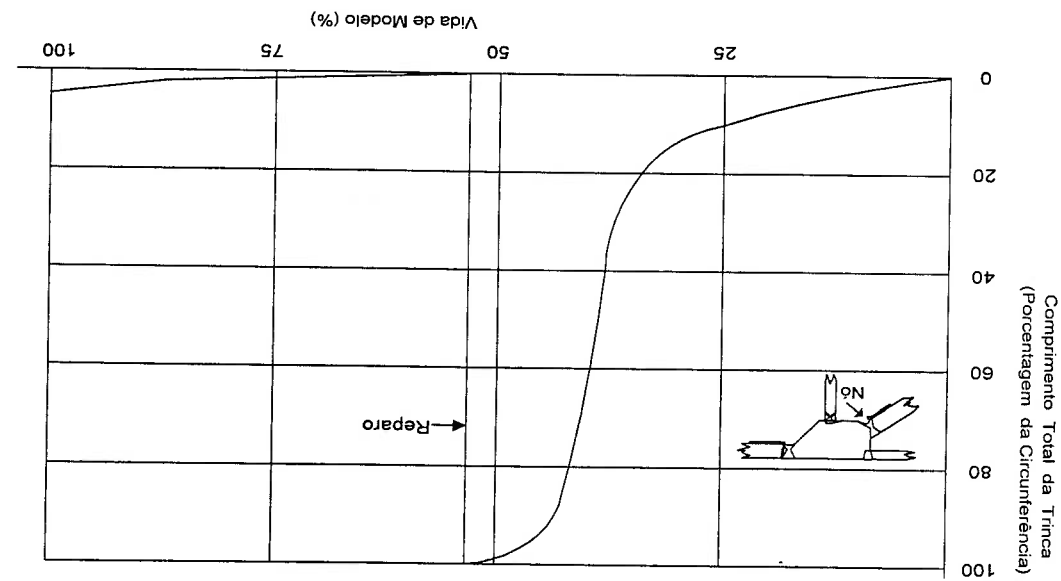


FIGURA 2.10 - Evolução do comprimento circunferencial das trincas em função do tempo total de ensaio. União casco cônico face maior-anel de transição, [7]

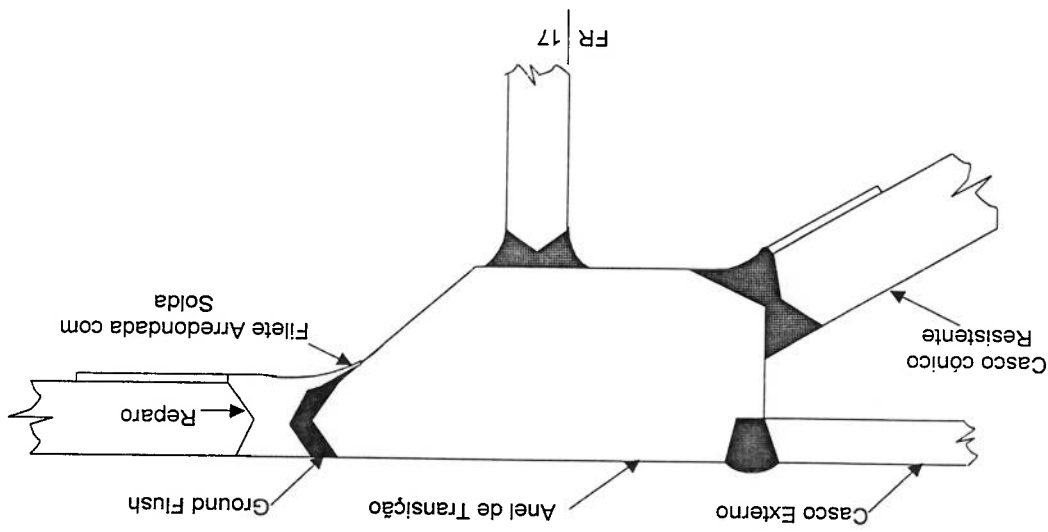


FIGURA 2.11 - Reparos executados nas uniões casco cilindro e casco cônico com o anel de transição, [7]

A 60% do tempo total do ensaio ocorreu uma falha na união soldada do casco externo ao anel de transição montado na posição da caverna 9, tal como indicado na Figura 2.12. Dunham [7], afirma que após as inspeções foi possível concluir que a trinca

iniciou-se na face interna da chapa e propagou-se através de sua espessura. O defeito foi reparado e o ensaio retomado.

Finalmente, a 100% do tempo total foram detectadas duas falhas:

- a) A união soldada do casco cilíndrico ao anel de transição, na caverna 17, apresentou trinças e houve perda de estanqueidade do modelo.
- b) A união soldada do casco cônico ao anel de transição, na caverna 9, apresentou trinças através da espessura total do chapamento, havendo também perda de estanqueidade nessa posição.

Em paralelo, na caverna 17, desenvolveu-se uma nova trinça próxima à região da união do casco cilíndrico-anel de transição, conforme se pode observar na figura 2.13.

Esta trinça desenvolveu-se a partir de um entalhe superficial na chapa de aço HTS empregada no reforço do casco, na face interna deste e propagou-se ao longo da espessura. No gráfico apresentado na Figura 2.9 observa-se que, no momento da falha, esta trinça (a nova, que se desenvolve em paralelo) ocupava um comprimento circumferencial aproximadamente de 25% do perímetro do casco.

A falha observada na união casco cônico-anel de transição, na caverna 9, é uma continuidade da falha observada quando da parada para reparo da trinca na caverna 17, e que não havia sido reparada. Na figura 2.14, é indicada a evolução do comprimento total circumferencial das trinças no cordão de solda, sendo que no instante da falha, a 100% do tempo total do ensaio, este era praticamente igual ao perímetro do casco resistente.

Novamente, Dunham [7] não define a posição em que a trinca atingiu a espessura total do casco resistente.

Quanto às regiões soldadas do anel de transição que sofreram reparo ao longo do teste (Figura 2.11 e 2.12), estas, ao final do ensaio, apresentavam apenas pequenas

trincas. O comprimento total das trincas relativamente pequeno é um indicativo de que a qualidade do reparo e do acabamento superficial das soldas resultam numa melhoria da resistência à fadiga.

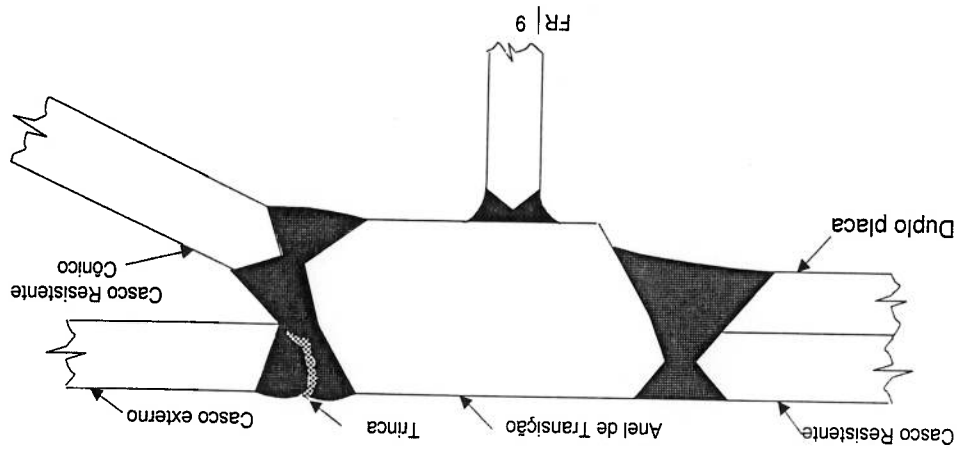


FIGURA 2.12 - Localização da trinca na junção entre o casco cilíndrico externo e o anel de transição [7]

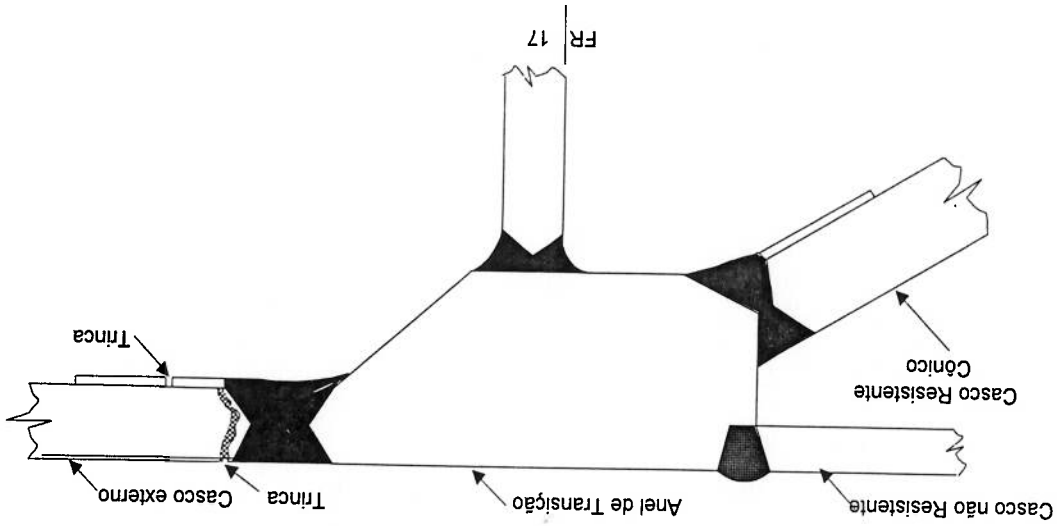


FIGURA 2.13 - Localização da trinca ao final do ensaio, na junção entre o casco cilíndrico e o anel de transição [7]

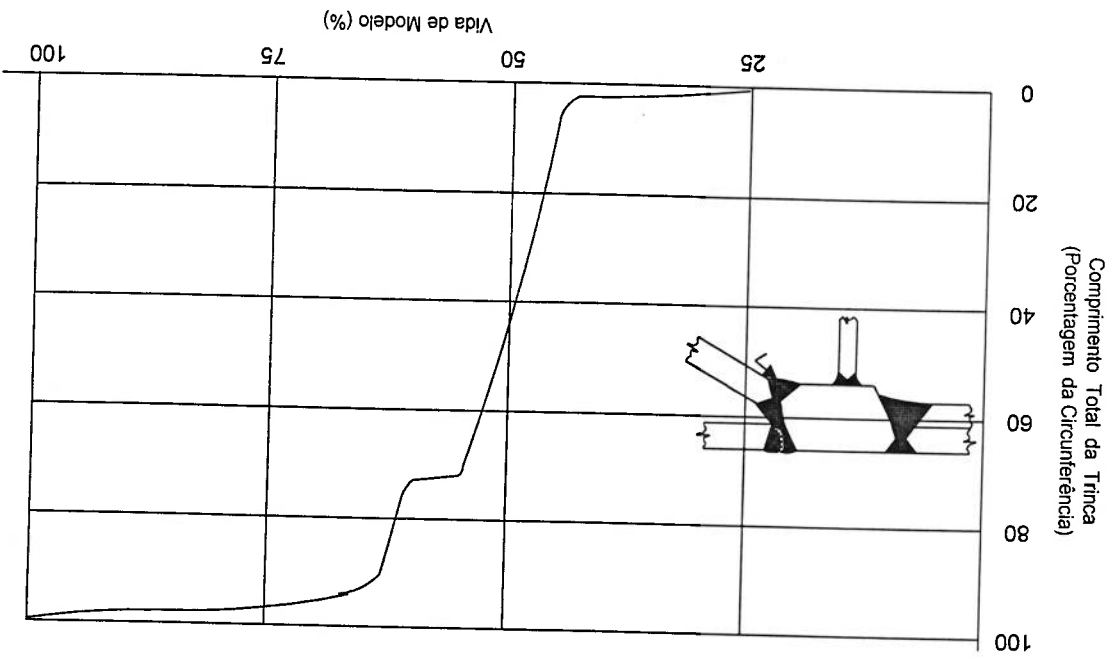


FIGURA 2.14 - Evolução do comprimento circunferencial das trinças em função do tempo total de ensaio. União casco cônico, face maior-anel de transição [7]

Embora não tenha sido explicado pelo autor, é possível inferir que as trinças vão sendo nucleadas durante o ensaio, circunferencialmente em diversos pontos dos cordões de solda ou nas margens destes. Tais trinças crescem no sentido circunferencial ao longo do comprimento do cordão de solda, bem como no sentido radial ou ao longo da espessura do chapamento. O crescimento circunferencial das trinças pode fazer com que elas se unam umas as outras, ocupando assim, uma grande porção ou a totalidade do perímetro circunferencial do cordão de solda. O crescimento das trinças ao longo da espessura, com diferentes taxas de crescimento, faz com que num determinado instante, uma das trinças atinja a espessura total do casco resistente, levando à perda da estanquidade.

2.5.2 - Ensaio de Kilpatrick

Os ensaios com dois modelos dimensionalmente idênticos do casco cilíndrico resistente dos submarinos foram realizados por Kilpatrick [8]. Esses modelos apresentavam na região central um reforço similar a uma antepara (Figura 2.15), sendo submetidos à ação de pressão externa cíclica.

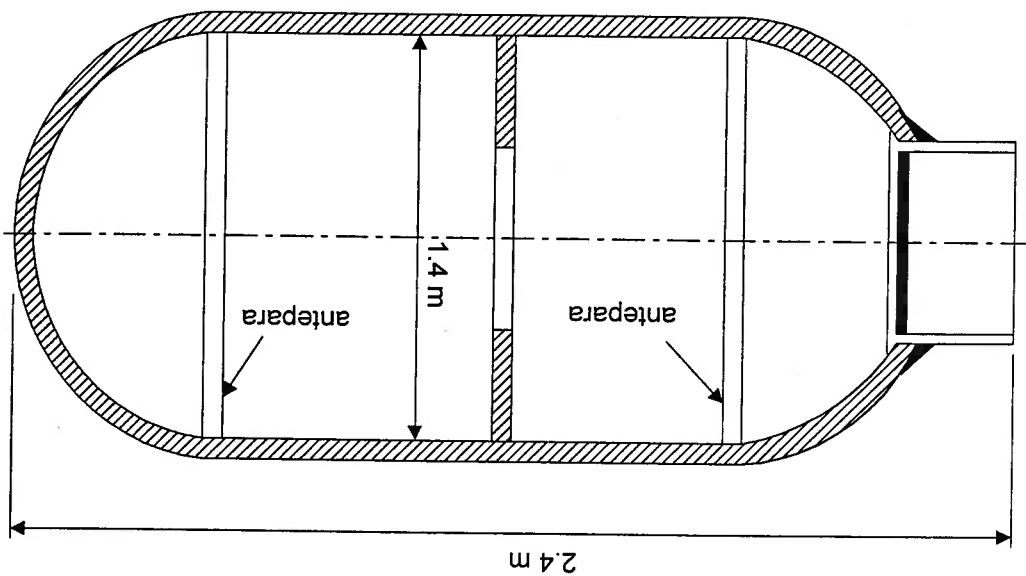


FIGURA 2.15 - Esquema do casco resistente do modelo de Kilpatrick [8]

Ao longo do ensaio, a cada 2.000 ciclos, as soldas da união da antepara ao casco resistente eram inspecionadas no interior do modelo, com auxílio de técnicas não destrutivas. Nessas inspeções verificava-se detalhadamente a possível presença de defeitos a cada 5° de circunferência dos cordões de solda.

Para o modelo 1, detectaram-se trincas após 12.000 ciclos de pressão, enquanto para o modelo 2, isso ocorreu após 4.000 ciclos.

Em ambos os modelos, as trincas surgiram nas margens do cordão de solda, na face interna do casco resistente. No modelo 1, estas trincas surgiram no cordão de solda

próxima da antepara, enquanto nada foi informado sobre a posição das trincas no modelo 2.

Aumentando-se o número de ciclos do ensaio, mais trincas foram surgindo ao longo do cordão de solda, tal como indicado na figura 2.16. Nesta figura é traçado um gráfico polar que indica as posições angulares de surgimento das trincas. A circunferência externa do gráfico representa a linha da margem do cordão de solda e para o interior do gráfico, na direção da espessura do casco, é traçada a profundidade da trinca. Nesta figura é possível observar que as trincas surgem ao longo dos diversos ciclos do ensaio (no caso 6.000, 8.000, 10.000 ciclos), em diferentes posições circunferenciais ao longo do cordão de solda. As trincas apresentam um formato aproximadamente semi elíptico, a partir do seu início.

Com relação ao crescimento das trincas, a figura 2.17 mostra a evolução das mesmas, ao longo do ensaio, para o modelo 2. De modo semelhante à figura 2.16, tem-se um gráfico polar. A circunferência externa representa o perímetro da margem da solda e radialmente indica a espessura do chapamento do casco resistente. Verifica-se que as trincas surgidas ao longo do cordão de solda crescem circunferencialmente e ao longo da espessura do casco, até o momento em que há uma espécie de coalescência das mesmas, havendo a formação de uma trinca circunferencial ao longo de todo o cordão de solda. A profundidade desta trinca é variável ao longo da circunferência, pois esta origina-se da união de trincas nucleadas em diferentes instantes ao longo do ensaio e, portanto, com profundidades diferenciadas entre si. Esta coalescência ocorreu aos 20.000 ciclos para o modelo 1 e aos 14.000 ciclos para o modelo 2.

Na figura 2.17 observa-se que a trinca foi totalmente formada na direção circunferencial. A partir desse instante, esta continuará aumentando de profundidade

sobre a ação da tensão cíclica, porém não de maneira uniforme, ou seja, cada posição da trinca apresentará uma taxa de crescimento diferenciada. Haverá um momento no qual a trinca, em uma dada posição, atingirá uma profundidade igual à espessura da chapa do casco resistente, havendo a perda da estanquidade do mesmo e ocasionando o término do ensaio.

Para o modelo 1, a propagação da trinca através da espessura total do casco ocorreu com 46.000 ciclos de ensaio, enquanto que para o modelo 2, isto aconteceu com cerca de 40.000 ciclos. De acordo com a figura 2.17, no modelo 2, ocorrem duas trincas passantes, diametralmente opostas.

Em ambos os modelos, as trincas passantes surgiram nas posições próximas à localização das soldas longitudinais ao casco resistente, que foi fabricado pela unidade de duas chapas calandradas, correspondendo, portanto, ao cruzamento destes cordões de solda com o cordão de solda da antepara. Observa-se que para o modelo 1 a coalescência total da trinca, na circunstância, ocorreu aos 20.000 ciclos, correspondente a cerca de 44% do tempo total do ensaio, enquanto para o modelo 2 isto ocorreu a um tempo correspondente a 35% do tempo total.

É importante ressaltar que estas falhas ocorrem em posições angulares diferentes daquelas onde observaram-se os primeiros sinais de nucleação de trinca. Para o modelo 1, as primeiras trincas nuclearam-se entre 10.000 e 12.000 ciclos, enquanto que na posição em que ocorreu a nucleação da trinca foi observadas entre 12.000 e 14.000 ciclos. Já no modelo 2, as primeiras trincas nuclearam-se entre 4.000 e 6.000 ciclos. Nas posições em que ocorreram as perfurações, as trincas foram nucleadas entre 10.000 e 14.000 ciclos.

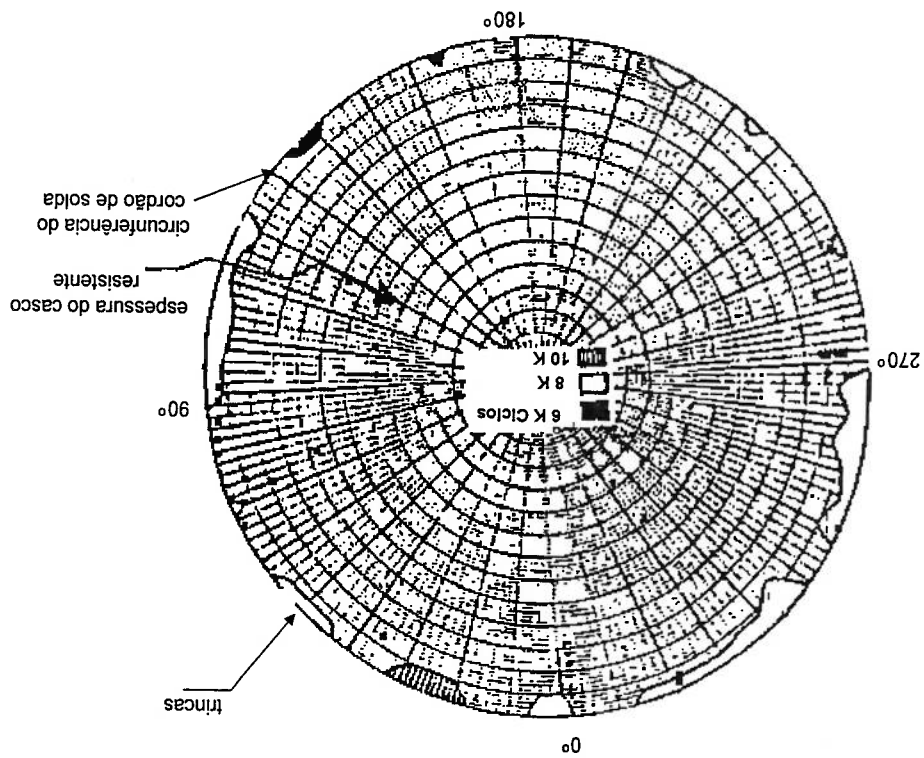


FIGURA 2.16 - Pontos de nucleação das trincas ao longo da circunferência do cordão de solda, em função do número de ciclos [8]

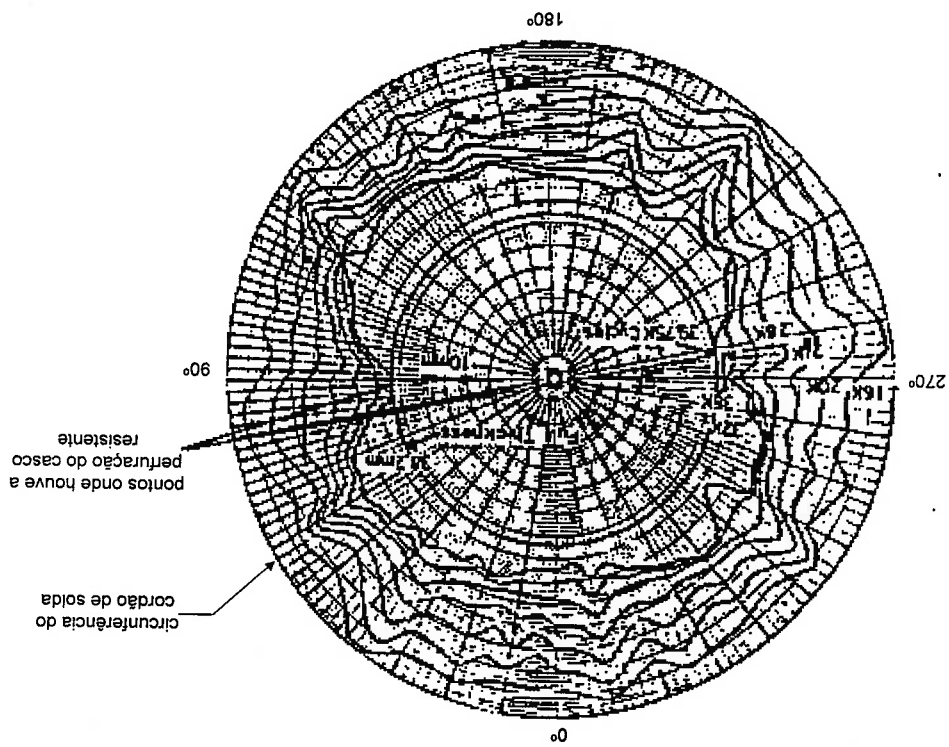


FIGURA 2.17 - Evolução de profundidade da trinca ao longo da circunferência do cordão de solda [8]

Na figura 2.18 observa-se a forma da trinca ocupando toda a espessura do casco resistente, na posição onde se tem a perfuração do modelo 1.

Como conclusão do trabalho de Kilpatrick [8], é possível afirmar que no casco resistente do submarino, as trincas devem surgir em diversas posições angulares ao cordão de solda, em intervalos de tempos diferenciados entre si. Estas trincas irão crescer em tamanho, aumentar o seu comprimento e profundidade, quando submetidas a ação de tensões cíclicas. Havendo o crescimento das diversas trincas, poderá acontecer a coalescência das mesmas, havendo a formação de uma trinca circumferencial que ocupa todo o cordão de solda. Esta trinca continuará aumentando de profundidade, até uma certa posição angular, onde se atinja a profundidade igual a espessura do casco resistente, havendo a perfuração do mesmo, com a consequente perda da estanqueidade. Esta conclusão corrobora com os resultados obtidos por Dunham [7], em seu ensaio experimental.

As trincas se iniciam pela face interna pelas seguintes razões:

- As tensões residuais são de tração
- Nas regiões de descontinuidades estrutural do casco, devido à pressão externa, aparecem tensões de compressão, variáveis ao longo da espessura, cujo maior valor está na face interna. Nesta face interna portanto trabalha-se em tração, com uma amplitude de tensão maior do que na face externa.
- Na face interna existe uma maior dificuldade de soldagem, tornando-se uma região de maior incidência de defeitos e com maior probabilidade de existência de trincas iniciais.

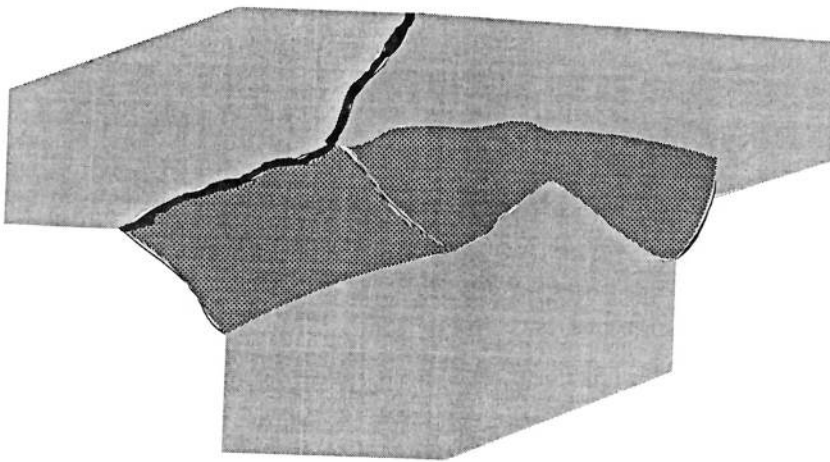


FIGURA 2.18 - Forma da trinca passante na margem do cordão de solda. Modelo 1 de Kilpatrick [8]

2.6 - Regiões mais Sujetas à Fadiga

As regiões típicas em submarinos que apresentam falhas por fadiga são aquelas em que existem descontinuidades estruturais, onde pela mudança brusca da forma vai existir concentração de tensões.

Assim, na estrutura de submarinos, a união do casco cilíndrico com o casco cônico pela face maior e a união cone-cone, representam regiões que podem ser consideradas as mais críticas. Neste caso, há tendência do cone "abrir-se" sob ação da pressão externa, enquanto o cilindro tende a reduzir seu diâmetro. Para garantir a compatibilidade de deslocamentos nessas regiões, surgem grandes esforços, que ocasionam um elevado nível de tensões. Na figura 2.19, verifica-se a presença dos anéis de transição, para minimizar os esforços de compatibilidade. Nesta mesma figura, apresenta-se outras regiões típicas que podem vir a apresentar falhas por fadiga.

Neste estudo, o exemplo do método do cálculo será direcionado para uma união cone-cone, pois é ela uma das regiões mais crítica na estrutura de submarinos, sob o ponto de vista da falha por fadiga.

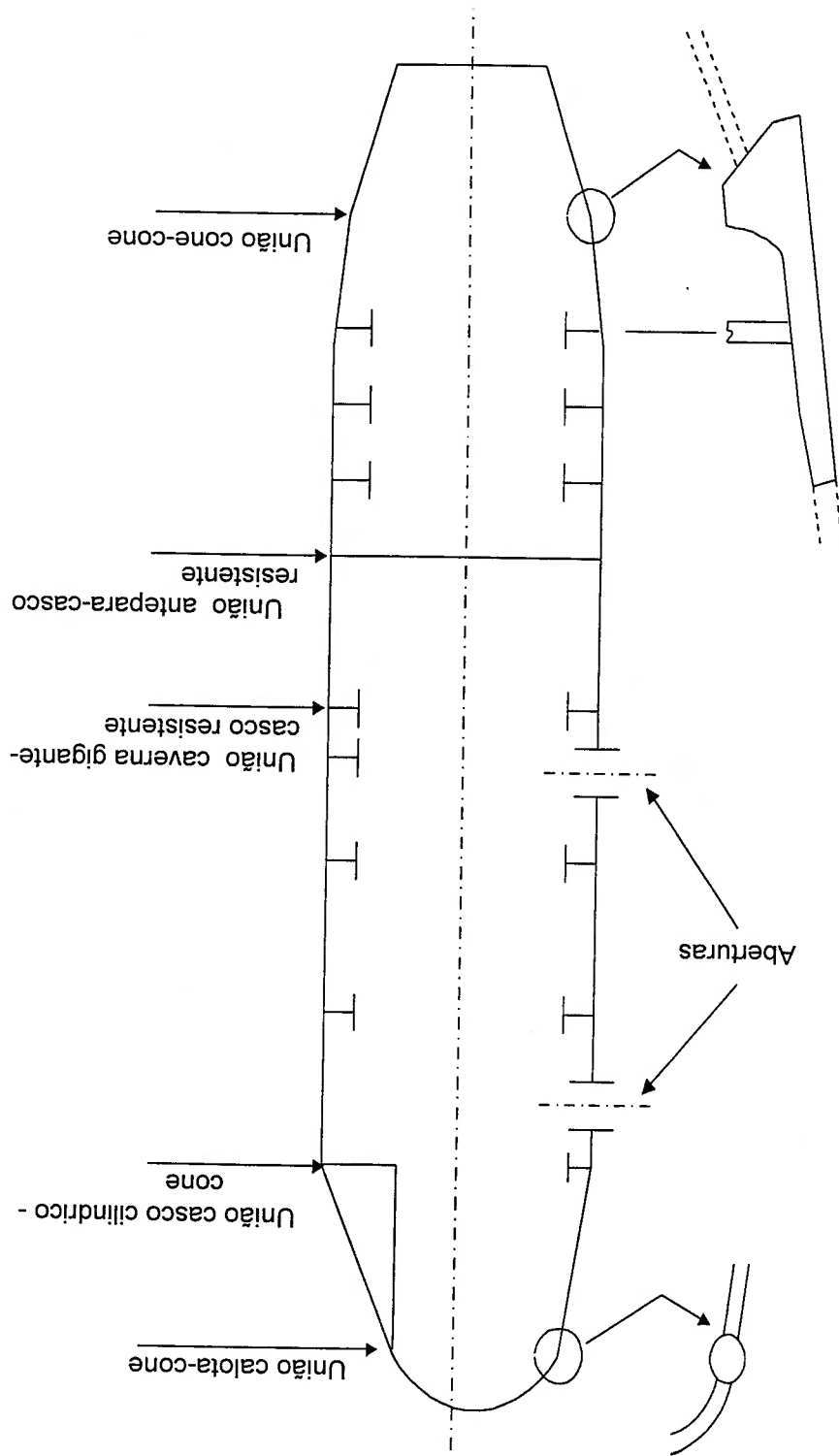


Figura 2.19 - Posição longitudinal das regiões do casco resistente de submarinos sujeitos à falha por fadiga

CAPÍTULO III

CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE FADIGA EM METAIS

3.1 - Introdução

A fadiga é o processo de fratura decorrente de esforços cíclicos, onde a aplicação desse esforço uma única vez seria incapaz de gerar essa fratura.

Na engenharia, diversos componentes devem resistir a ciclos de carga ou de

tensão, dentre os quais podemos citar, entre outros:

- O carregamento alternado, que ocorre em um eixo (ou árvore) giratório.

- Os ciclos de pressurização e depressurização da fuselagem de um avião

durante sua decolagem e aterrissagem e as flutuações de carregamento às quais estão

submetidas as suas asas.

- Os ciclos térmicos resultantes das operações de funcionamento ou não de uma

usina nuclear.

- A imersão e submersão de um submarino.

Do ponto de vista prático, a resistência de um material ou de uma estrutura à

fadiga pode ser avaliada submetendo-se um corpo de prova a ciclos de carga (ou de

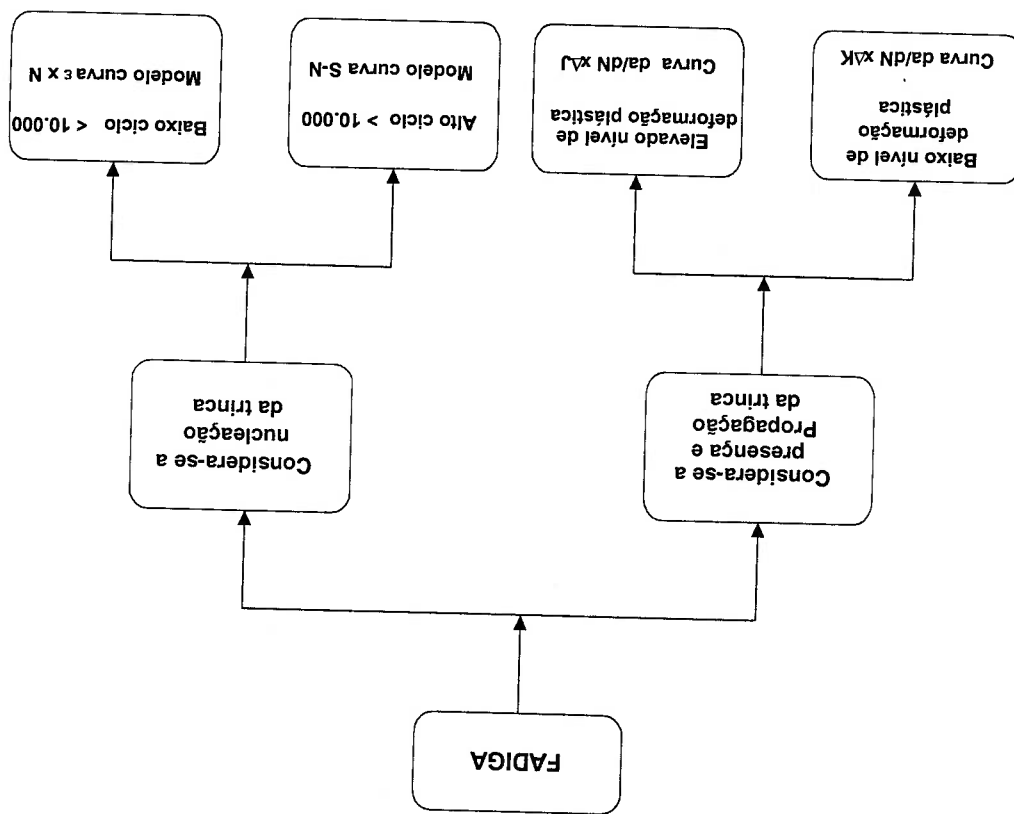
tensão) ou a ciclos de deformações.

3.2.- Abordagem à Fadiga

De acordo com o esquema abaixo, a fadiga pode ser dividida em duas categorias:

- Uma onde se utiliza a maneira tradicional de estudar o comportamento de um material, considerando-se a nucleação da trinca. Nesse caso, para alto ciclo, utiliza-se a curva S-N e, para baixo ciclo, a curva e-N (elevadas deformações).

- A outra categoria baseia-se na mecânica de fratura, onde aceita-se a preexistência das trincas em um membro estrutural. Assim sendo, só se focaliza a atenção sobre a propagação dessas trincas.



Portanto, a resistência de um material ou de uma estrutura ao regime de fadiga pode ser avaliada submetendo-se um corpo de prova deste material a ciclos de carregamento (ou tensão) ou a ciclos de deformação.

Na categoria da fadiga de alto ciclo inclui-se a maioria dos componentes das máquinas, tais como as engrenagens, os eixos, etc.

Na categoria da fadiga de baixo ciclo inclui-se o funcionamento de um submarino (baixos ciclos e elevados carregamentos).

No que se refere ao estudo da mecânica de fratura, sabe-se que a região linear elástica do crescimento da trinca (curva da/dN^* AK) caracteriza-se pelo crescimento proporcional da trinca com o número de ciclos. Existem também outros parâmetros que relacionam-se com a influência da propagação da trinca em forma elástica não linear ou uma considerável deformação plástica, baseada na liberação de energia em função do crescimento da trinca (curva da/dN^* ΔJ).

Entretanto, neste estudo basear-se-á exclusivamente na utilização da mecânica da fratura linear elástica, onde considera-se a fadiga em baixo ciclo e a presença de uma trinca sub-crítica, cuja propagação pode ser descrita através da equação de Paris (da/dN.AK).

A seguir são apresentadas informações mais específicas referentes aos comportamentos das curvas de fadiga. S-N, ε-N, da/dN.AK.

3.2.1 - Fadiga em Alto Ciclo

Se um componente estrutural ou material é submetido a ciclos de tensão suficientemente severos, danos por fadiga serão produzidos dando início à formação das trincas. Estas trincas poderão eventualmente propagar-se e levar o componente a falha por fratura total ou parcial. Quanto mais elevado o nível de tensão, menor será o número de ciclos necessários para produzir a fratura.

Os resultados nos quais diferentes níveis de tensão são aplicados, podem ser apresentados traçando-se uma curva de **tensão-N_f**, onde N_f é o número de ciclos para a fratura. Esta curva também é denominada curva S-N. Os valores da tensão comumente empregados na construção desta curva são a amplitude ou variação total da tensão nominal (S_a ou ΔS) ou amplitude ou variação total da tensão local (σ_a ou Δσ) [10]. Exemplos da curva S-N e do comportamento do material são apresentados na figura 3.1.

Os testes de fadiga podem ser realizados com tensão média, σ_m, igual a zero ou com um valor específico de σ_m não nulo. Em geral, o valor da razão da tensão (R=σ_{max}/σ_{min}), é mantido constante. Nesse caso, os valores das tensões, como por exemplo σ_{max}, podem ser usados no traçado da curva S-N.

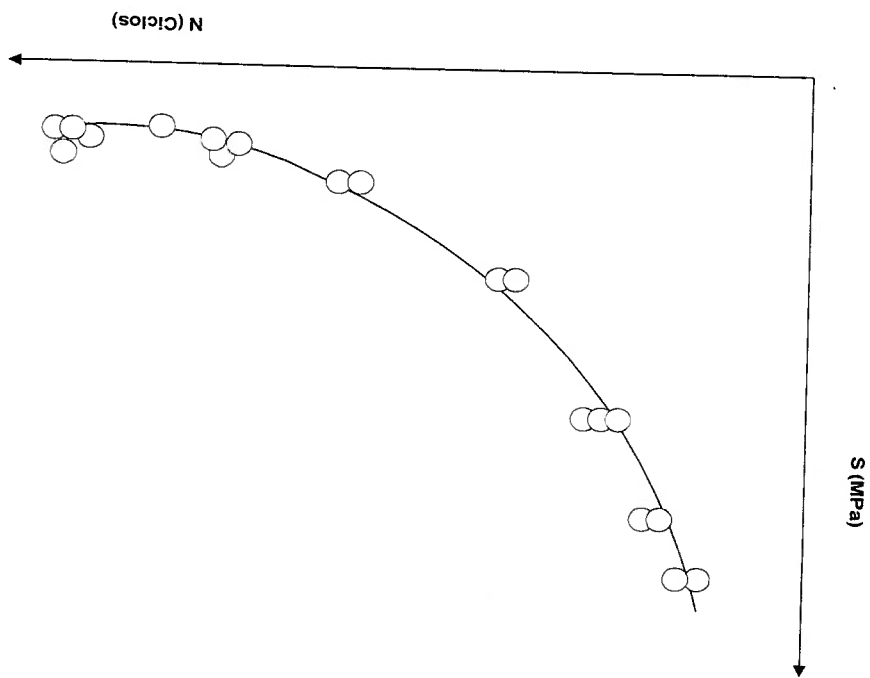


FIGURA 3.1 - Curva SN [1]

No diagrama S-N (Figura 3.1) distinguem-se três zonas:

a) uma zona caracterizada pela vida em fadiga de longa duração ou de alto ciclo, associada a níveis baixos de tensão ou de vida ilimitada, denominada também

zona de segurança, na qual o nível da tensão situa-se abaixo ou próximo do limite da resistência à fadiga. De um modo geral, nesta região de alto ciclo, a fratura não ocorre antes de um número de ciclos da ordem de 10^7 ou 10^8 , que normalmente é superior a vida projetada para o componente.

- b) uma segunda zona caracterizada pela vida em fadiga de curta duração, na qual o nível da tensão é bastante elevado.
- c) uma zona de vida limitada, onde o nível da tensão é intermediário.

Freqüentemente observa-se nas curvas S-N, para os aços, um valor de tensão abaixo do qual a fratura por fadiga não ocorre. A curva S-N apresenta um patamar ou aproxima-se assintoticamente de um valor denominado limite da fadiga σ_f , que é uma propriedade do material. Normalmente, os limites da fadiga obtidos através dos ensaios de flexão são de 10 a 15 % superiores aqueles obtidos em ensaios axiais.

Quando a curva S-N do material estudado não apresenta comportamento assintótico, como é o caso dos materiais não ferrosos (alumínio, por exemplo), o limite da fadiga é definido arbitrariamente como sendo o valor da tensão para um número de ciclos para uma vida de longa duração (por exemplo 10^7 ou 10^8 ciclos). O termo **resistência à fadiga** define o valor da tensão para um certo número de ciclos determinados, tomado sobre a curva S-N. Portanto, a resistência à fadiga para 10^5 ciclos é simplesmente a amplitude da tensão para $N_f=10^5$ ciclos.

No regime da fadiga de alto ciclo, as solicitações mecânicas resultam em deformações predominantemente elásticas, com uma pequena contribuição de caráter plástico.

Um procedimento comum à comparação particular de materiais é estabelecido pela relação da tensão do limite da fadiga S_f e com a tensão de ruptura S_u . A relação

S_f/S_u é denominada taxa de fadiga. Fuchs e Stephens [12] realizaram vários testes em placas de aço, ligas de cobre e alumínio e verificaram uma relação da taxa de fadiga de 0,2 a 0,6. Portanto, conhecida a propriedade mecânica do material como tensão de ruptura, pode-se assumir uma taxa de fadiga (S_f/S_u) dependendo quão conservador quer-se fazer o projeto, no que diz respeito a S_f .

Heller [4] estudou a curva (S-N) para o aço HY-80, com corpos de prova soldados. No entanto, não foram detalhados a forma do corpo e o tipo de solda empregado na fabricação dos mesmos. Empregou-se o ensaio de flexão rotativa e os corpos de prova foram submetidos ao longo do experimento a condições ambientais que simulavam a água do mar. As curvas S-N do aço HTS, HY-80 e HY-100 são apresentadas na figura 3.2. Observando-se, quanto mais elevado o limite de resistência do material, o efeito da água salgada é mais detrimental.

Deve-se ressaltar, que o emprego desta curva no projeto do casco resistente, exige adaptações, tais como:

- a) Como os ensaios foram executados com tensão média igual a zero, é necessário uma correção da curva caso a estrutura esteja submetida a tensões médias não nulas, utilizando-se, para tanto, leis de correção propostas por pesquisadores, como Godman e Soderberg, citados por Fuchs e Stephens [12].
- b) Os dados apresentados referem-se aos valores médios da resistência à fadiga, devendo ser considerada a usual dispersão dos dados experimentais para definir uma curva que represente um limite mínimo para a resistência à fadiga, a qual poderá ser empregada no projeto da estrutura.

Normalmente, utiliza-se um intervalo de 95% de confiança em relação ao valor médio da resistência à fadiga, para definição do valor característico da resistência à fadiga, o qual pode ser empregado no projeto da estrutura.

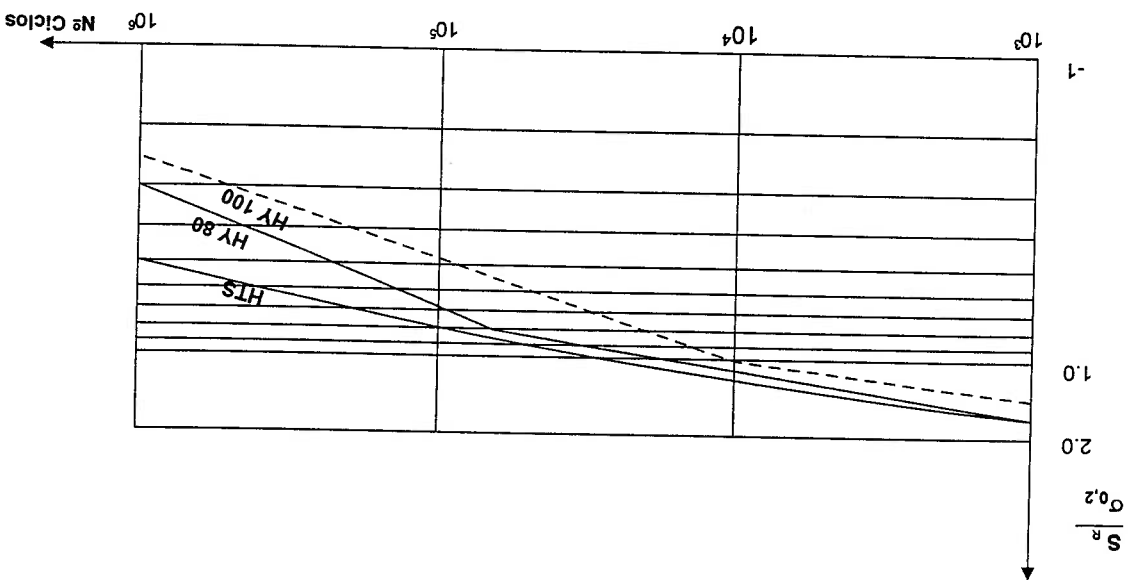


FIGURA 3.2 - Curva SN para a junta soldada de aço HY-80, em água salgada [4]

Assim, pode-se comparar a curva da figura 3.2 com a curva S-N do aço HY-80, no ambiente atmosférico, sem soldagem, apresentada na figura 3.3, e verificar-se que, para 10.000 ciclos de carregamento, a magnitude da flutuação da tensão que causaria fadiga (S_p) do aço HY-80, em ambiente atmosférico, imposto a ensaios de flexão cíclica, seria 100 ksi, enquanto para o aço HY-80 na condição soldada e em contato com a água salgada, a magnitude da flutuação da tensão que causaria a fadiga (S_p) do material, seria de aproximadamente 90 ksi, ou seja, 10% inferior ao obtido para o material base em ambiente atmosférico.

A redução da magnitude da flutuação da tensão que causa a fadiga do material, estaria relacionada tanto ao efeito da soldagem como à ação do meio ambiente corrosivo, no caso da água salgada.

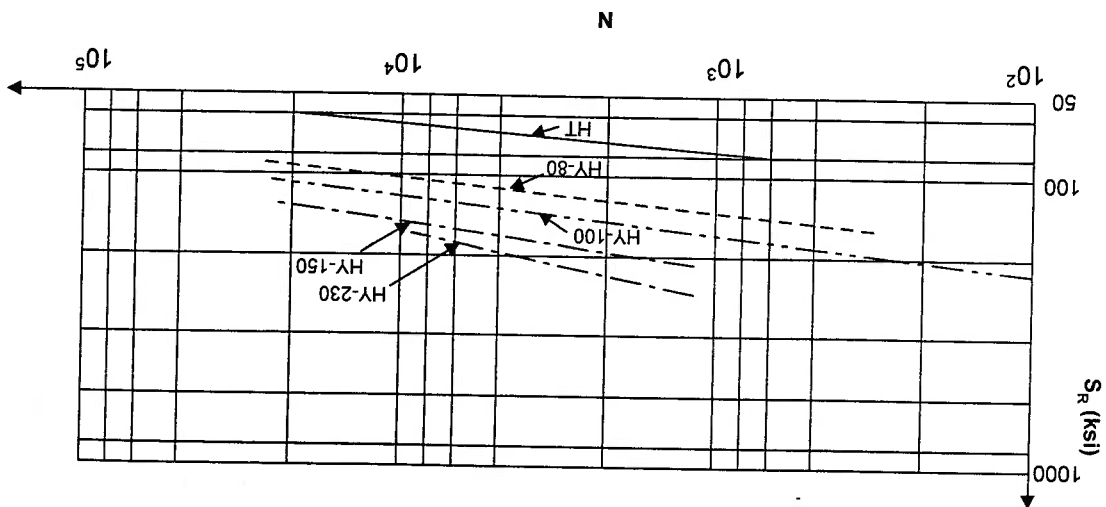


FIGURA 3.3 - Curva S-N do aço HY-80 em ambiente atmosférico, sem soldagem [12]

Embora as curvas apresentadas nas figuras 3.1 (escala normal) e 3.2 (escala logarítmica) tenham perfis diferentes, estas representam comportamento semelhante para um mesmo material.

3.2.2 - Fadiga de Baixo Ciclo

Estruturas operando sob condições predominantemente elásticas, podem desenvolver regiões localizadas com elevados níveis de plasticidade nas vizinhanças de elementos concentradores de tensões. Entre as causas de concentração das tensões e da iniciação das trincas estão as descontinuidades geométricas, um furo, um rasgo de chaveta de um eixo ou as condições geométricas que são geradas no processo de soldagem (incrustações, trincas, poros, etc).

Segundo Fuchs, e Stephens [12], considera-se fadiga em baixo ciclo, quando a deformação é o fator importante para a análise da vida em fadiga e o número de ciclos para a falha está na faixa de 10 a 10^6 ciclos com frequência na faixa de $0,2$ a $5,0$ Hz.

No estudo dessa fadiga de baixo ciclo pode-se utilizar a curva $\epsilon x N$ (Figura 3.4) também denominada curva de Coffin-Manson, que representa a variação da amplitude da deformação aplicada em função de número de ciclos, limitados a 10^5 ciclos [10,11].

Alguns autores em lugar de N empregam $2N$ que é igual ao número de inversões de tensão durante o teste. Cada ciclo comporta duas inversões de tensão [12]. Do ponto de vista da resistência à fadiga, através de emprego da curva $\epsilon x N$ geralmente analisa-se o dano causado pelas deformações plásticas e elásticas.

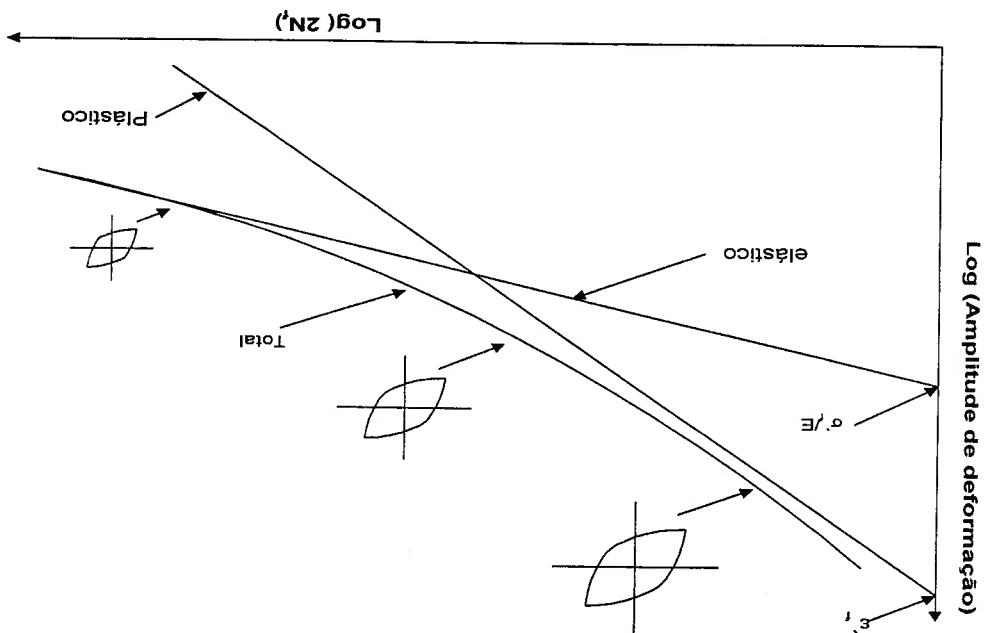


FIGURA 3.4 - Curva deformação-número de ciclos. Componentes da deformação plástica e elástica [12]

Observa-se na figura 3.4, que a amplitude da deformação total (ϵ_t), é formada pela contribuição de duas componentes: a componente elástica (ϵ_e) e a componente plástica (ϵ_p):

$$\epsilon'_t = \epsilon'_e + \epsilon'_p \quad (3.1)$$

ou

$$\frac{\Delta \epsilon_t}{2} = \frac{\Delta \epsilon_e}{2} + \frac{\Delta \epsilon_p}{2} \quad (3.2)$$

Onde:

$$\frac{\Delta \epsilon_e}{2} = \frac{\sigma_f}{E} \cdot (2N)^b \quad (3.3a)$$

$$\frac{\Delta \epsilon_p}{2} = \epsilon_f \cdot (2N)^c \quad (3.3b)$$

$$b = -(n/1 + 5n) \quad (3.3c)$$

$$c = -(1/1 + 5n) \quad (3.3d)$$

$\frac{\Delta \epsilon_t}{2}$ amplitude de deformação total;

$\frac{\Delta \epsilon_e}{2}$ amplitude de deformação elástica;

$\frac{\Delta \epsilon_p}{2}$ amplitude de deformação plástica;

σ_f coeficiente de resistência à fadiga;

ϵ_f coeficiente de ductilidade à fadiga;

E módulo de elasticidade;

n coeficiente de encruamento cíclico;

b expoente de resistência à fadiga e c, expoente de ductilidade à fadiga do material, obtidos a partir do ensaio de deformação cíclica.

Assim, Meyers e Chawla [14], consideram a ϵ_f variando de $0,35\epsilon_u$ a $1,0\epsilon_u$, em que ϵ_u é a deformação verdadeira correspondente ao limite de ruptura monotônica, σ_f aproximadamente igual a σ_u , onde σ_u resistência verdadeira verdadeira a ruptura monotônica.

Portanto, a figura 3.4 permite distinguir três zonas de fadiga:

a) região de fadiga de baixo ciclo, zona no qual a deformação plástica é

predominante.

b) região de fadiga de alto ciclo, zona no qual há predominância das

deformações elásticas.

c) região intermediária situada em torno de ponto de interseção entre as duas

retas.

Machado [15] fez um estudo detalhado sobre a resistência à fadiga, expressado

pela curva $\sigma \times N$, dos materiais depositados em juntas soldadas do aço HY-80.

Neste estudo, foram ensaiados corpos de prova retirados do material depositado

nas juntas soldadas. Não foram executados ensaios com corpos de prova retirados da

zona termicamente afetada.

Os corpos de prova ensaiados foram obtidos das juntas soldadas de acordo com

os seguintes procedimentos de soldagem:

a) Corpo de prova do material base obtido do HY-80, sem junta soldada.

b) Corpo de prova do material depositado, obtido com solda manual com

eletrodo AWS E7015/7016.

c) Corpo de prova do material depositado, obtido com solda manual com

eletrodo AWS. E11018-M

d) Corpo de prova do material depositado, obtido com solda a arco submerso,

arame classe AWS EM2 e fluxo Lincoln 860.

e) Corpo de prova do material depositado, obtido com solda a arco submerso,

arame classe AWS EM2 e fluxo Lincoln 882.

Utilizando a equação 3.3 e conhecendo os resultados experimentais,

desenvolveu-se as curvas da figura 3.5.

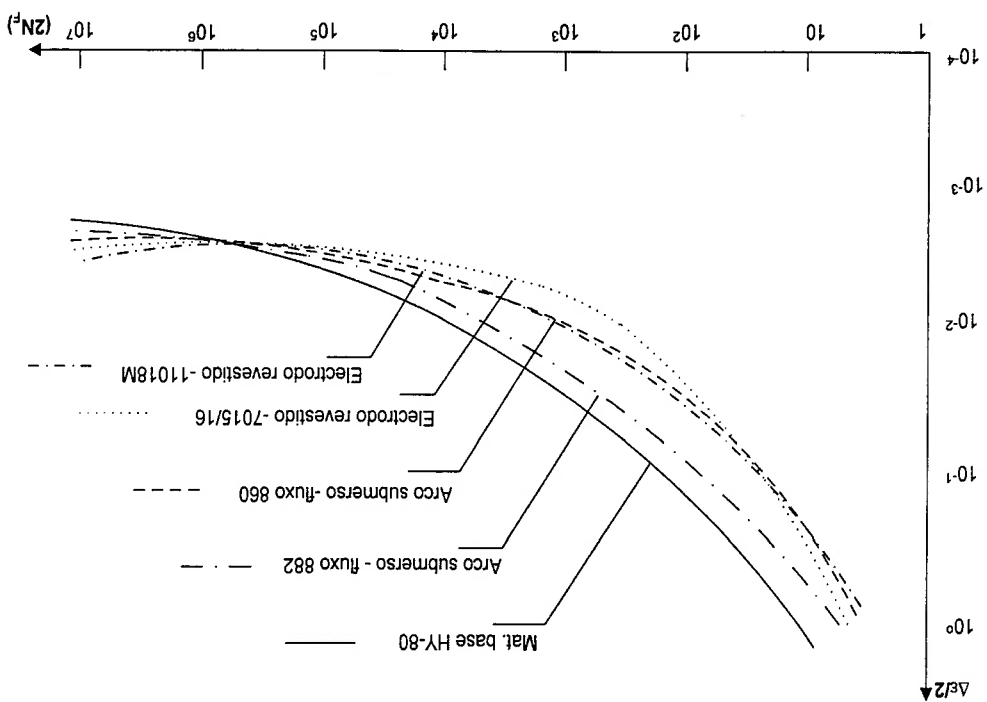


FIGURA 3.5 - Comparação das curvas σ - N obtidas para o material base e o material depositado [15]

Verifica-se que o material obtido com o processo de arco submerso e fluxo 882, apresenta uma resposta a solicitação cíclica muito próxima do material base. No entanto, para o material obtido com o processo com eletrodo revestido 11018-M, observa-se uma resposta a solicitação cíclica inferior ao material base. Os materiais depositados com eletrodos revestidos 7015/16, arco submerso-fluxo 860 e eletrodo revestido 11018-M, apresentam resistência à fadiga semelhantes à do material depositado, porém os mesmos são considerados inadequados para a soldagem do aço HY-80, em função da reduzida resistência a fratura.

3.3 - Características Gerais da Mecânica de Fratura Linear

A mecânica de fratura é uma parte da Engenharia cujo objetivo principal é investigar respostas quantitativas na resolução de problemas específicos, relacionados

com a presença de trincas num componente estrutural, onde considera-se pequena deformação plástica na ponta da trinca em relação a profundidade.

Assim, a mecânica de fratura vem obtendo soluções de problemas de modo mais preciso, mesmo sabendo-se que os principais avanços nesta área foram produzidos nas últimas 4 décadas. Irwin (1958), [16], desenvolveu a teoria clássica da mecânica das fraturas, definindo o fator de intensificação de tensões K , que representa o campo de tensões próximas a ponta da trinca. Em 1960, Paris e Edorgan, [2], desenvolveram princípios da mecânica de fratura na propagação da trinca por fadiga, considerando o valor de ΔK como a variação do fator de intensificação de tensões atuando na ponta da trinca, expresso em função do comprimento da trinca e sendo responsável pela sua propagação.

Em paralelo, Dugdale [17] e Wells [18] desenvolveram outros trabalhos como o parâmetro CTOD (Crack Tip Opening Displacement), onde as faces da trinca se moviam independentemente da deformação plástica. Isto é, o crescimento da trinca é estudado em função do deslocamento das superfícies.

Posteriormente, Rice, 1968 [19], desenvolveu outro parâmetro para caracterizar o comportamento não linear à frente da trinca. Pressupondo o comportamento elástico não linear, este autor generalizou a taxa de liberação de energia para materiais não lineares, e introduziu uma integral de linha, como parâmetro de fratura, denominada de integral J . Este método, na análises de fratura, apesar das dificuldades de cálculo, é o mais completo, permitindo o estudo de fratura frágil até o de fratura totalmente plástico.

O cálculo de vida à fadiga do casco resistente de submarinos neste estudo, baseia-se fundamentalmente no método proposto por Paris. Isto é, utiliza-se a mecânica

de fratura linear, onde o cálculo do fator de intensificação de tensões é dado em função da taxa de crescimento da trinca.

3.3.1 Fator de Intensificação de Tensões

A resistência à fratura, assim como o crescimento da trinca, podem ser expressos

em termos de um parâmetro chamado fator de intensificação de tensão K , que fornece a

medida da magnitude do campo das tensões para um modo particular de fratura nas

regiões próximas a ponta da trinca (Figura 3.6). A distribuição das tensões elásticas na

ponta da trinca, para a configuração mostrada na figura abaixo, que será chamada de

Modo I, é dada por Williams, segundo Rice [21] pelas equações 3.4. Wastergard, citado

por Broek [3], obteve a distribuição de tensões na direção x , y e z para uma trinca

central devido à tensão (σ) transversal uniforme (semelhante à figura 3.6), sendo σ_x , σ_y ,

σ_z em função de $\sigma\sqrt{a/2r}f(\theta)$.

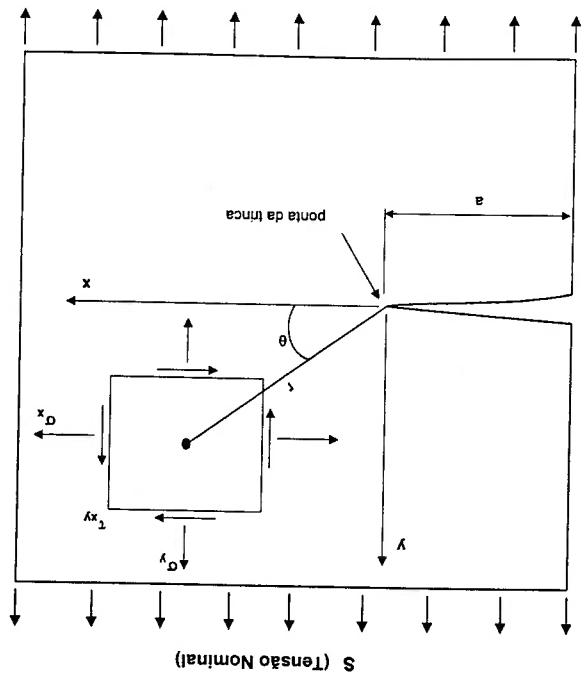


FIGURA 3.6 - Tensões na vizinhança da ponta da trinca no Modo I de sollicitação [21]

$$\left. \begin{aligned} \sigma_z &= 0 \\ \tau_{xz} &= \tau_{yz} = 0 \end{aligned} \right\} \text{estado plano de tensões}$$

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\theta} \cos \frac{\sqrt{2\pi r}}{2} \left[1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\theta} \cos \frac{\sqrt{2\pi r}}{2} \left[1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\theta} \frac{\sqrt{2\pi r}}{2} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2}$$

(3.4)

Posteriormente, Irwin [16], baseando-se nos estudos desenvolvidos pelos autores

apresentados acima, define o parâmetro K (fator de intensificação de tensões) como

expresso na equação 3.5.

Assim, na equação 3.4, quando r tende a zero, as tensões tendem ao infinito. O

parâmetro K_I que aparece nestas equações é conhecido como Fator de Intensificação de

Tensões para o Modo I de fratura, depende fundamentalmente do comprimento da trinca

(a), da tensão (σ) aplicada e, no caso geral, da geometria da região. Uma vez que as

tensões são elásticas, estas devem ser proporcionais ao carregamento externo, no caso a

tensão uniaxial (σ) aplicada em pontos distantes da trinca. Dimensionalmente, pelas

equações anteriores, K_I deve ser proporcional à raiz quadrada de um comprimento. Para

uma chapa infinita o único comprimento característico é o comprimento da trinca. Assim,

K_I pode ser descrito segundo Broek [3] na forma :

$$K_I = \alpha \sigma \sqrt{a} \quad (3.5)$$

No caso geral, α é função da geometria e o tipo de carregamento.

A partir dos resultados obtidos nestes estudos, desenvolveu-se equações de fator de intensificação de tensões para outros dois modos de deslocamento da superfície da trinca, correspondentes ao cisalhamento e ao corte, identificados por K_{II} e K_{III} e apresentados na figura 3.7.

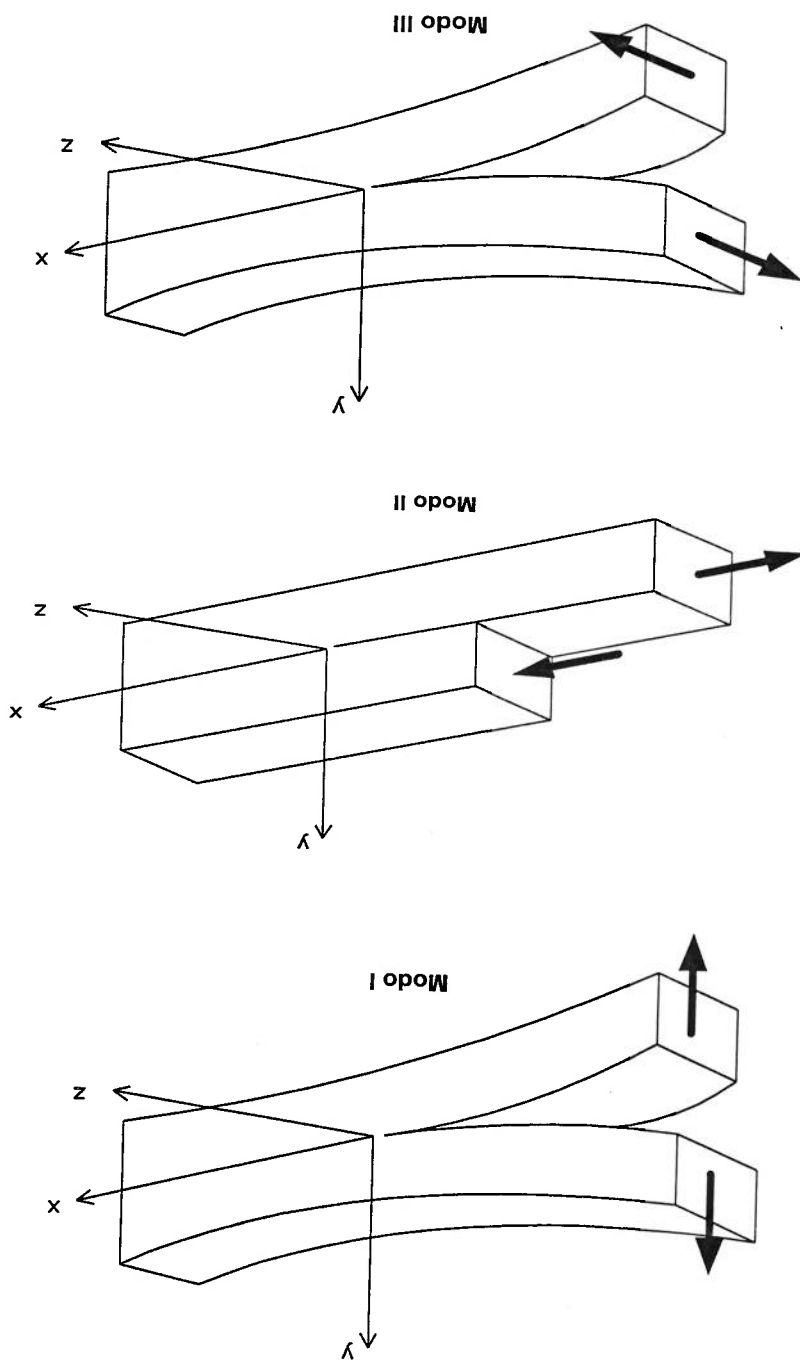


FIGURA - 3.7 Diferentes modos de deslocamento das superfícies das trincas [21]

Na figura 3.8 apresentam-se os valores de α (equação 3.5) de uma trinca lateral numa chapa submetida a tração e flexão uniforme. Na figura 3.9 o mesmo é feito para uma trinca em forma semi-elíptica.

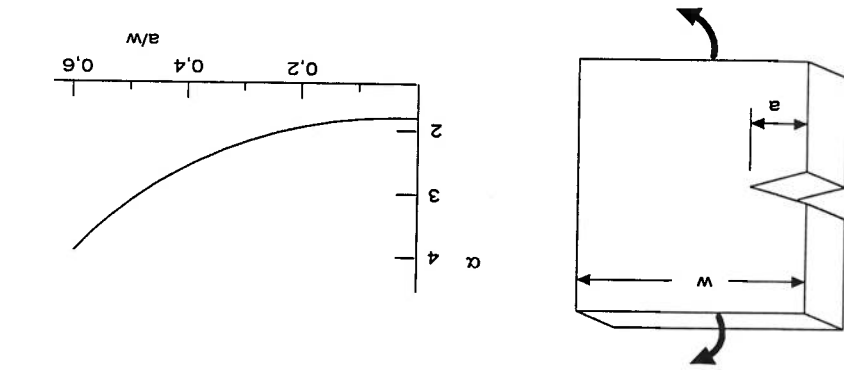
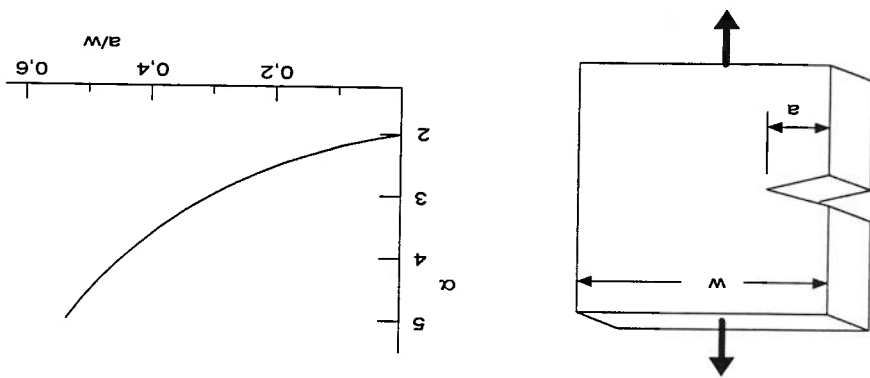


FIGURA 3.8 - Valores de α (equação 3.5) para uma trinca lateral sob tração e flexão [21]

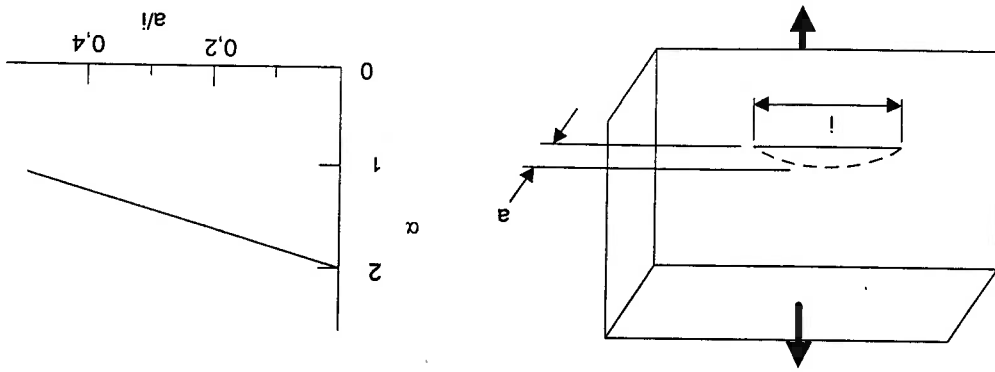


FIGURA 3.9 - Valores de α (equação 3.5) para uma trinca superficial semi-elíptica submetida a tração [21]

Seu valor α - valor adimensional usado segundo a forma da trinca e tipo de carregamento.

i - comprimento superficial da trinca

a - profundidade da trinca

w - espessura da chapa

3.3.2 - Lei de Paris

A lei de Paris é uma relação semi-empírica que relaciona a taxa de crescimento da trinca (da/dN) com a variação do fator de intensificação de tensões ΔK , sendo esta relação dependente de constantes (C) e de coeficientes (m) obtidos experimentalmente, os quais caracterizam o material. Estes são estritamente válidos para as mesmas situações dos experimentos em que foram obtidos, embora possam ser utilizados com êxito para outros materiais e condições diferentes de operação.

A relação que descreve a propagação por fadiga de uma trinca, em metais, é mostrada na figura 3.10. Na região denominada II nessa figura vale a equação:

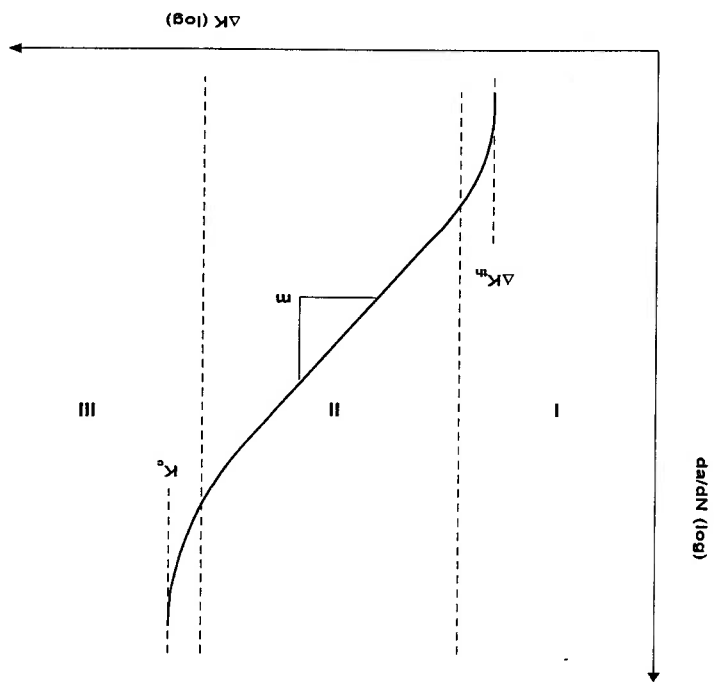
$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (3.7)$$

da/dN - taxa de crescimento da trinca;

$\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ - variação do fator de intensificação de tensões;

K_{\max} e K_{\min} - são os valores máximos e mínimos de K no ciclo de carregamento.

FIGURA 3.10 - Representação esquemática da variação da velocidade de propagação da trinca da/dN x ΔK [20]



diferenciados em três estágios:

De acordo com a figura 3.10, os mecanismos de crescimento da trinca podem ser

Na região I, a dimensão da zona plástica é muito pequena e aproxima-se das

dimensões do grão, uma vez que os fatores de intensificação de tensões são muito pequenos. Existe nesta região o limite inferior), abaixo do qual as trincas

não crescem ou crescem insignificativamente. Neste caso, a trinca não avança de acordo

com uma quantidade definida por ciclo, mas de maneira bem mais complexa. A

microestrutura e as condições de carregamento influenciam fortemente o limite ΔK_m .

Na região II de propagação e no caso dos aços, a velocidade de propagação não é

significativamente afetada pela resistência mecânica. Segundo Richie e Surech [22], que

realizaram uma compilação dos resultados obtidos nestes materiais, verificou-se que na

região II a velocidade de propagação varia por um fator "m" de 2 a 3, sendo "m" maior

em solicitações transversais que na longitudinal (direção de laminação). A constante “C” está em função do parâmetro “m” ou para materiais com tensão de escoamento entre 350 e 650 MPa em função desta. Esta região caracteriza-se também pela relação linear entre $\log(da/dN)$ e $\log(\Delta K)$. Para esta situação a microestrutura e as condições de carregamento não são tão importantes [10, 23].

A região III surge quando o valor do fator de intensidade de tensão K_{\max} aproxima-se do valor K_{Ic} (fator de intensificação de tensões crítica), a partir do qual a propagação da trinca se dá de modo muito rápido. Assim, esta região sofre grande influência da microestrutura e das condições de carregamento.

A equação utilizada na região II pode ser extrapolada para a região I. Desta forma, na maior parte do período de propagação (na região I), as velocidades de propagação seriam superiores as reais (Figura 3.10), aumentando-se assim, a margem de segurança para a previsão do número de ciclos para a ruptura.

Osgood [24], realizou uma compilação de resultados da curva $da/dN \times \Delta K$ abrangendo uma extensa variedade de aços, tendo determinado os valores dos limites superior de “C” e “m” na equação da lei de Paris (Tabela 3.1), onde C e m caracterizam o material.

Tabela 3.1 - C e m para distintos tipos de aços [24]

C	m	
Microestrutura austenítica	5,59x10 ⁻⁹	3,25
Microestrutura ferrítico-perfítica	6,87x10 ⁻⁹	3
Microestrutura martensítica (Aços de alta resistência)	1,35x10 ⁻⁷	2,25

$$da/dN - mm / ciclo, \quad \Delta K - N / mm^{-3/2}$$

O diagrama ($da/dN \times \Delta K$) é normalmente obtido para valores de da/dN entre 10^{-7} e 10^{-2} mm/ciclo.

O efeito da tensão média e dos parâmetros restantes (tamanho do grão, temperatura, tensão média, etc) que afetam a velocidade de propagação podem ser previstos na lei de Paris com os valores apropriados da constante C e do expoente m .

A título ilustrativo, e como alternativa à lei de Paris, os pesquisadores Mosounave, Bailon e Dickson (1980), citados por Bathias e Bailon [25] publicaram um artigo, onde são apresentadas aproximadamente 100 equações distintas entre da/dN e ΔK , incluindo também as regiões I e III, conforme apresentado abaixo:

a) modelo de Forman, Kearney e Engle (1967)-regiões II e III

$$(3.8) \quad \frac{dN}{da} = \frac{C_2 \Delta K^{m_2}}{(1-R)K^{crit} - \Delta K}$$

b) modelo de Weertsmann (1969)-regiões II e III

$$(3.9) \quad \frac{dN}{da} = \frac{C_3 \Delta K^{m_3}}{K_2^{crit} - K_2^{max}}$$

c) modelo de Walker (1970)-regiões II e III

$$(3.10) \quad \frac{dN}{da} = C_4 \left(\frac{\Delta K}{\Delta K_n} \right)^{1-R_n}$$

d) Modelo de Donahue (1972)-regiões I e II

$$(3.11) \quad \frac{dN}{da} = C_5 (\Delta K - \Delta K_h^m)^{m_5}$$

e) Modelo de Klesnil e Lukas (1972)-regiões I e II

$$(3.12) \quad \frac{dN}{da} = C_6 (\Delta K^{m_6} - \Delta K_h^{m_6})$$

f) Modelo de Priddle (1976)-regiões I, II e III

$$\frac{da}{dN} = C_7 \left(\frac{\Delta K - \Delta K_{th}}{K_{crit} - K_{max}} \right)^m \quad (3.13)$$

g) Modelo de McEvily e Groeger (1977)-regiões I, II e III

$$\frac{da}{dN} = C_8 (\Delta K - \Delta K_{th})^2 \left(1 + \frac{K_{crit} - K_{max}}{\Delta K} \right) \quad (3.14)$$

C e m, são características do material;

R razão de tensões ($\sigma_{min}/\sigma_{max}$);

K_{max} fator de intensificação de tensões máximo;

K_{crit} fator de intensificação de tensões crítico, igual a K_{Ic} ;

K_{Ic} tenacidade à fratura do material;

ΔK_{th} variação do fator de intensificação de tensões abaixo do qual a

trinca não se propaga mais.

Vários autores demonstraram que na curva da/dN \times ΔK , especificamente nos agos

martensíticos, o principal parâmetro que afeta a taxa de crescimento na região II é a

variação do fator de intensificação de tensões (ΔK), tendo as propriedades mecânicas e

metalúrgicas destes agos efeito insignificante sobre a taxa de crescimento por fadiga à

temperatura ambiente. Os resultados de testes para estes agos encontram-se dentro de

uma pequena faixa. Sugere-se que o limite inferior desta faixa, representado pela

equação “b” na figura 3.11, pode ser usado a nível de projeto, conservadoramente [12,

20].

Sabendo-se que o processo de soldagem é usualmente empregado na união dos

elementos de uma estrutura, Barson e Rolfe [20] estudaram o comportamento da taxa de

propagação da trinca por fadiga no cordão de solda e na zona termicamente afetada (ZTA). Em geral a trinca por fadiga inicia-se na ZTA e propaga-se na região adjacente ao cordão de solda. Demonstraram que a taxa de crescimento da trinca no cordão de solda e na ZTA é igual ou menor que no metal base. Portanto, a linha inferior da faixa estabelecida para ensaios em fadiga para o metal base (Figura 3.11), pode ser utilizada ainda conservadoramente, para as regiões dos cordões de solda e ZTA.

Branco et al., [23], demonstraram que em estruturas de aço com espessuras elevadas (mais de 30 mm), a velocidade de propagação da trinca será afetada pelas elevadas tensões residuais que são geradas, nesse caso, durante a soldagem. Se as tensões residuais na ZTA forem de tração, a propagação da trinca é mais rápida nesta zona do que no metal base. Neste sentido, as tensões residuais constituem um dos fatores mais importantes no estudo da variação da velocidade de propagação da trinca. Portanto, segundo Branco et al., [23], em aços com baixa espessura (menos de 30mm) não se observa variações da velocidade de propagação da trinca nas três zonas características relacionadas à solda.

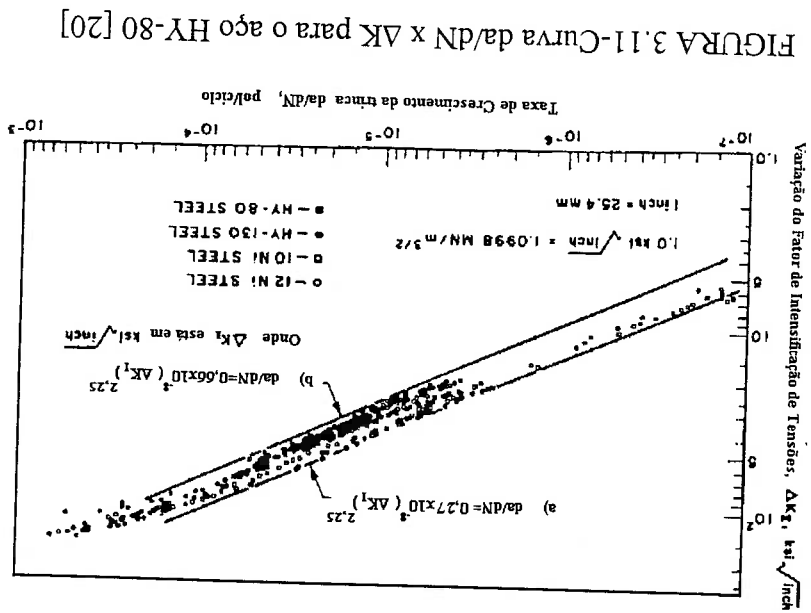


FIGURA 3.11-Curva da/dN x ΔK para o aço HY-80 [20]

Assim, da figura 3.11, pode-se usar a seguinte equação, para o grupo dos aços

martensíticos:

$$\frac{da}{dN} = 0.66 \times 10^{-8} (\Delta K)^{2.25} \quad (3.15)$$

Onde:

$$\frac{da}{dN}: \text{inch / ciclo}$$

$$\Delta K: \text{ksi} \sqrt{\text{inch}}$$

Assim, baseado na figura 3.10 e 3.11, Barson[20] define o fator ΔK_h como a variação do fator de intensificação de tensões a partir do qual a trinca não se propaga, e o fator ΔK_r como a variação do fator de intensificação de tensões que corresponde ao início da aceleração na taxa do crescimento da trinca. Sendo que, se o carregamento mínimo é zero, $\Delta K_r = K_{\max} = K_r$. Da figura 3.11 pode-se tirar um valor para ΔK_r de aproximadamente $100 \text{ ksi} \sqrt{\text{in}}$, valor importante na consideração do critério de falha.

Relacionando a influência do meio ambiente, sobre os aços de alta resistência da/dN \times ΔK destes materiais, considerando-se a corrosão livre e a presença da proteção catódica. Nestes trabalhos não foi utilizado especificamente o aço HY-80, mas uma série de outros aços de alta resistência, utilizados em estruturas “offshore”, tais como QT-80, EH36 e o A537. Dentre estes, o aço QT-80 apresenta propriedades mecânicas e composição química semelhantes ao aço HY-80, sofrendo também um tratamento térmico e revenido ao final dos estágios de laminação. Portanto, os resultados experimentais obtidos para este material podem indicar, de forma qualitativa, o comportamento da curva da/dN \times ΔK do aço HY-80 na presença da água salgada.

Na figura 3.12, tem-se a comparação das curvas $da/dN \times AK$ obtidas experimentalmente para o aço QT-80 no ar e na água salgada. Verificou-se a detrimental influência da água salgada sobre a resistência à fadiga do material, havendo inclusive, uma substancial redução na variação do fator de intensificação das tensões que define o limite de propagação da trinca. Portanto, na presença da água salgada há uma intensificação na propagação da trinca. Neste sentido, espera-se um comportamento similar para o aço HY-80, quando imerso em água salgada.

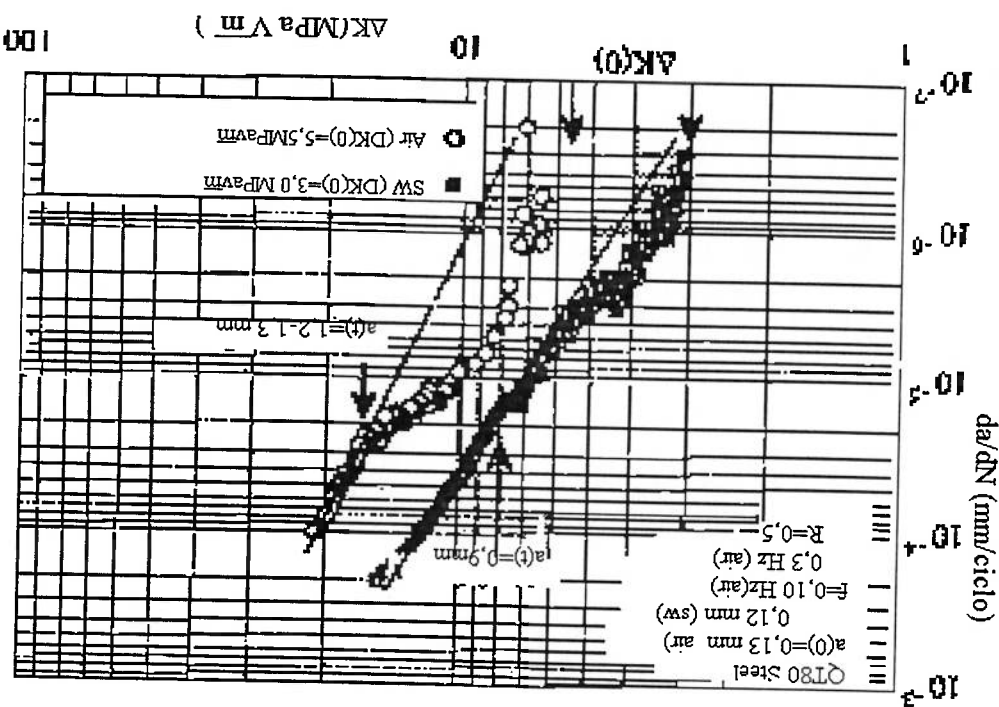


FIGURA 3.12-Curva da $da/dN \times AK$ para o aço QT-80 em contato com água salgada [26]

Assim, no gráfico pode-se observar que, até um certo nível, a propagação da trinca desenvolve-se em forma não linear (região I), e após um nível superior (indicada pela seta) a propagação da trinca é estável, caracterizando-se a região II. As características do teste estão indicadas no gráfico.

Neste estudo, sabe-se que a trinca inicia-se em torno do cordão de solda, na parte interna do casco de submarino e, portanto, livre do contato com água salgada. Neste sentido, utilizar-se-á resultados de testes desenvolvidos em contato com o ar.

3.4 - Correção Devido ao Efeito da Plasticidade

A equação de Paris é aplicada no caso de material isotrópico e linear elástico, supondo-se que a "plasticidade" é muito pequena, quando comparada com as dimensões da estrutura. Se a tensão no material excede a tensão de escoamento, hipótese do comportamento elástico-linear não é aplicada.

Na prática, materiais, especialmente metais, possuem uma tensão de escoamento acima da qual estes se deformam plasticamente. Isto significa que há sempre uma região em torno da ponta da trinca no metal onde deformações plásticas ocorrem. Essa região plástica é conhecida como zona plástica na ponta da trinca. Uma estimativa do tamanho da zona plástica em estado plano de deformações ou tensões pode ser feita como mostrada a seguir.

A figura 3.13 apresenta a magnitude de tensão σ_y no plano $\theta=0$. A uma distância r_p^* da ponta da trinca, a tensão é igual à tensão de escoamento σ_{ys} . Numa primeira aproximação, esta distância r_p^* é o tamanho da zona plástica. Utilizando a equação (3.4), de σ_y para $\sigma_y = \sigma_{ys}$ vem:

$$\sigma_{ys} = \frac{K_I}{K_I} \sqrt{2\pi r_p^*} \quad \text{ou} \quad r_p^* = \frac{K_I^2}{2\pi \sigma_{ys}^2} = \frac{\sigma_{2a}^2}{2\sigma_{ys}^2} \quad (3.16)$$

Supondo-se agora material idealmente dúctil e não podendo a tensão real ultrapassar a tensão de escoamento, deve haver uma redistribuição de tensões e o

comprimento real da zona plástica deve ser maior que r_p^* , pois a área achurada A na figura 3.13 deve ser compensada.

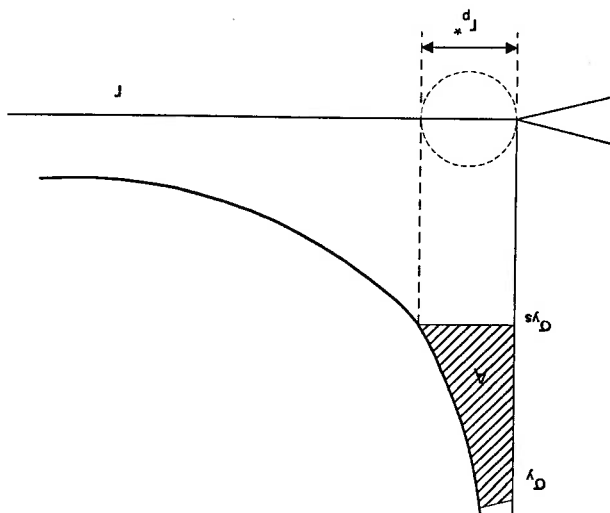


FIGURA 3.13 - Primeira estimativa do tamanho da zona plástica [3]

Uma maneira indireta de descobrir a nova distribuição de tensões apresentado por Irwin segundo Broek[3], é considerar que a ocorrência da plasticidade faz com que a trinca comporte-se como se fosse maior que o seu tamanho físico. Como resultado da plasticidade na ponta da trinca os deslocamentos são maiores e a rigidez é menor do que no caso elástico. Em outras palavras, a placa se comporta como se este contivesse uma trinca de maior tamanho. O tamanho de trinca efetivo (a_{eff}) é igual a $a+\delta^*$, o tamanho físico da trinca mais uma correção δ^* . Uma expressão para δ^* pode facilmente derivada.

Na figura 3.16, o comprimento físico da trinca é substituído por uma trinca

maior, fictícia, de tamanho $a+\delta^*$, e a distribuição de tensão elástica (σ_y) na ponta dessa trinca é mostrada. A tensão na ponta da trinca fictícia está novamente limitada à tensão de escoamento σ_{ys} . Similarmente, a tensão atuando na parte δ^* na frente da trinca física é igual à tensão de escoamento. Conseqüentemente, δ^* deve ser suficiente para compensar a carga que é perdida pelo corte de área A (figura 3.14) a partir da distribuição de tensão

elástica. Portanto, a área A perdida deve ser igual à área B ganha. A distância λ^* na

figura 3.14 é obtida como:

$$\sigma_{ys} = \frac{K_I \sqrt{2\pi\lambda^*}}{\sqrt{a+\delta^*}} = \sigma \sqrt{\frac{2\lambda^*}{a+\delta^*}} \quad \text{ou} \quad \lambda^* = \frac{\sigma^2 (a+\delta^*)}{2\sigma_{ys}^2} \approx r_p^2 \quad (3.17)$$

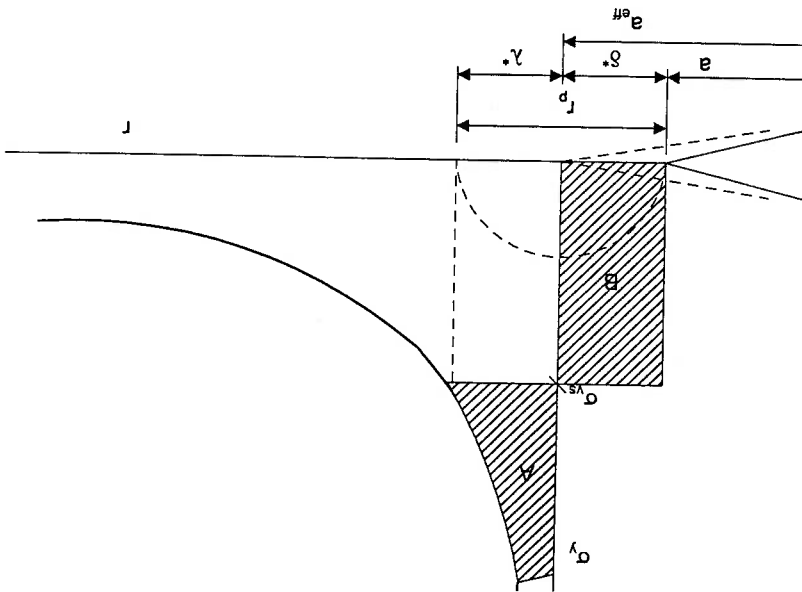


FIGURA 3.14 - Segunda estimativa do tamanho da zona plástica [3]

A aproximação dada pela equação (3.17) é válida uma vez que δ^* é pequeno

quando comparado com o tamanho a da trinca real. Como a área B é igual a $\sigma_{ys} \delta^*$, para

A=B vem:

$$\delta^* \sigma_{ys} = \left[\int_{\lambda^*}^0 \sigma \sqrt{\frac{a+\delta^*}{2r}} dr \right] - \sigma_{ys} \lambda^* \quad (3.18)$$

Novamente, desprezando δ^* quando comparado com a , e usando a equação 3.17

vem:

$$(\delta^* + r_p^d) \sigma_{ys} = \sigma \sqrt{2ar_p^d} \quad \text{ou} \quad (\delta^* + r_p^d) = \frac{\sigma}{2\sigma_{ys}^2} a r_p^d = 4r_p^d \quad (3.19)$$

Portanto:

$$\delta^* = r_p^* \quad \text{e} \quad r_p = \lambda^* + \delta^* = 2r_p^* \quad (3.20)$$

O tamanho da zona plástica r_p é duas vezes maior que a primeira estimativa, r_p^* . Como $\delta^* = r_p^*$, resulta que a trinca comporta-se como que seu comprimento fosse $a+r_p^*$.

A quantidade de r_p^* é conhecida como a correção da zona plástica de Irwin.

Assumindo que a zona plástica tem uma forma circular, o comportamento pode

ser representada como na figura 3.15, onde a trinca fictícia propaga-se até o centro da zona plástica. Se a correção da zona plástica é aplicada, uma correção de K é também necessária:

$$K = C\sigma\sqrt{\pi(a+r_p^*)} \quad (3.21)$$

$$\text{ou:} \quad K = C\sigma\sqrt{\pi\left(a + \frac{2\pi\sigma_{ys}^2}{K^2}\right)} \quad (3.22)$$

Assim a correta utilização do fator de intensificação então seria com o tamanho

de trinca efetivo. Isto é $a^{eff} = a + r_p^*$.

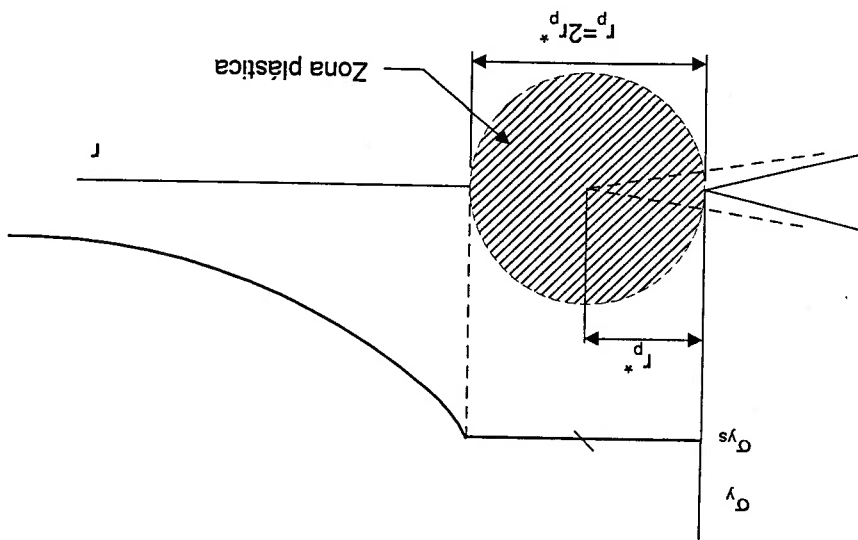


FIGURA 3.15 - Correção da zona plástica de Irwin

Onde:

$$r_p^* = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{\sigma_{ys}}{K} \right)^2 \quad (3.23)$$

Portanto, a obtenção de K é feito de modo iterativo, utilizando a equação (3.22).

Essa iteração pode ser eliminado, e isto será feito neste trabalho, se tomar-se

$K = C\sigma\sqrt{\pi a}$ para cálculo de r_p^* pela equação 3.23 e, a seguir, o valor correto de K pela

equação (3.21). Para trinca de tamanho a este último valor de K será associado.

Para o estado plano de deformações, a região plástica considerada é geralmente

um terço do valor obtido em estado plano de tensões [12, 14, 20]:

$$r_p^d = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{\sigma_{ys}}{K} \right)^2 \quad (3.24)$$

3.5 - Propriedades Físicas, Químicas e Mecânicas do Aço HY-80

Durante o projeto de um submarino deve-se adotar um material que suporte as

adversas condições de trabalho a que estará submetido. As principais características

desejáveis para um aço a ser empregado em um submarino são:

a) DUCTILIDADE ELEVADA - O metal deve ser capaz de sofrer grandes

deformações plásticas sem romper-se.

b) BOA TENACIDADE - Que tenha boa tenacidade tanto em baixa quanto em

alta temperatura, e a temperatura de transição seja inferior à menor temperatura

de trabalho.

c) BOA SOLDABILIDADE - Que tenha boa soldabilidade, com mínima zona de

fragilidade e com boas propriedades mecânicas na regiões da solda.

d) BOA CONFORMABILIDADE - Possuir conformabilidade mecânica, podendo não só ser produzida em chapas capazes de serem laminadas e curvadas, mas também em perfis estruturais, peças forjadas e fundidas.

e) ALTA RESISTÊNCIA MECÂNICA ESPECÍFICA - Possuir um valor elevado de resistência mecânica específica, ou seja, que o quociente entre o limite de escoamento e a densidade seja elevado.

f) ESCOAMENTO ELEVADO - Possuir um limite de escoamento elevado.

g) MÓDULO DE YOUNG (E) ELEVADO - O módulo de elasticidade tem que ser elevado, tornando a estrutura rígida, pois isto reduziria totalmente a resistência.

O aço HY-80 é um material que usualmente é utilizado na fabricação de submarinos, pois apresenta características físico-químicas e mecânicas que preencham aos requisitos citados acima. Portanto, é fundamental a caracterização destas propriedades tanto no metal base como nas juntas soldadas, composta pelo material depositado e pela zona termicamente afetada, as quais terão influência direta no estudo da propagação da trinca devido ao processo de fadiga.

3.5.1 - Composição Química

O limite máximo de 0,18% de carbono é requerido no HTS (High Tensile Steel) para garantir boa soldabilidade. Este aço foi empregado na construção de submarinos antigos, sendo seu comportamento similar ao aço HY-80. No entanto, esta norma resulta na diminuição de algumas propriedades desejáveis no material. Esta modificação pode ser contornada controlando-se outros elementos, tais como:

- Limite máximo de 0,025 % de fósforo.

- Limite máximo de 0,025 % de enxofre

A combinação destes elementos (fósforo e enxofre) sob estas proporções, melhora a conformabilidade, a tenacidade e a ductilidade, sendo que a combinação de ambos não deve exceder 0,045 %.

- De 0,10 % a 0,40% de manganês, que atua como dissulfurante.

- De 0,2 % a 0,6 % de molibdênio, que serve para diminuir a fragilidade do

revenido.

- De 2,0 % a 3,25 % de níquel, o qual melhora a tenacidade em baixa

temperatura.

- De 1,0 % a 1,8 % de cromo, que resulta no aumento da temperabilidade e

melhora a tenacidade.

A tabela 3.2 mostra dois tipos de aços de alta resistência e suas respectivas

composições químicas em função da espessura.

TABELA. 3.2 - Composição química dos aços HY-80 e HY-100 [30]

Espessura, polegadas (milímetros)		Até 11/4		De 11/4(32) até 3 (76)		Mais de 3 (76)	
Elementos	Carbono	0,12-0,18	0,12-0,18	0,13-0,18	0,14-0,20	0,13-0,18	0,14-0,20
	Manganes	0,10-0,4	0,10-0,4	0,10-0,4	0,10-0,4	0,10-0,4	0,10-0,4
	Fósforo	0,015 max	0,015 max	0,015 max	0,015 max	0,015 max	0,015 max
	Enxofre	0,008 max	0,008 max	0,008 max	0,008 max	0,008 max	0,008 max
	Silício	0,15-0,38	0,15-0,38	0,15-0,38	0,15-0,38	0,15-0,38	0,15-0,38
	Nickel	2,00-3,25	2,25-3,50	2,50-3,50	2,75-3,75	3,00-3,50	3,00-3,50
	Cromo	1,00-1,80	1,00-1,80	1,40-1,80	1,40-1,80	1,50-1,90	1,50-1,90
	Molibdênio	0,20-0,60	0,20-0,60	0,35-0,60	0,35-0,60	0,50-0,65	0,50-0,65
	Elementos re-						
	siduals						
	Vanádio	0,03 max	0,03 max	0,03 max	0,03 max	0,03 max	0,03 max
	Titânio	0,02 max	0,02 max	0,02 max	0,02 max	0,02 max	0,02 max
	Cobre	0,25 max	0,25 max	0,25 max	0,25 max	0,25 max	0,25 max
	Antimônio	0,025 max	0,025 max	0,025 max	0,025 max	0,025 max	0,025 max
Arsênio	0,025 max	0,025 max	0,025 max	0,025 max	0,025 max	0,025 max	
Estanho	0,03 max	0,03 max	0,03 max	0,03 max	0,03 max	0,03 max	

3.5.2 - Propriedades Mecânicas

Durante o desenvolvimento do aço HY-80, foi descoberto que os baixos níveis de carbono em combinação com tempera e o revenimento, formam uma estrutura martensítica, com significativo aumento na resistência e na dureza. Para este aço, foi também descoberto que a tensão de escoamento, comparada com o HTS (High Tensile Steel), aumentou significativamente (dobro), mas só aumentou aproximadamente em 1,25 no que diz respeito à tensão de ruptura.

Essas propriedades mecânicas podem ser vistas na tabela 3.3.

Tabela. 3.3 - Propriedades mecânicas dos HY-80 e HY-100 [30]

Espessura Nominal (mm)		HY-80		HY-100	
Menos de 19	Mais de 19	Menos de 19	Mais de 19	Menos de 19	Mais de 19
Limite de escoamento	552	552	552	690	690
mínimo 0,2% offset	a	a	686	a	827
(Mpa)	690	686	686	a	827
Elongamento em	19	20	20	17	18
50 mm mínimo (%)	50	50	50	*	45
Redução de área					
mínima (%)				*	

Na figura 3.16 apresenta-se o comportamento da tenacidade a fratura do aço HY-

80 (fator de intensificação de tensão crítico) em função da temperatura para o modo da abertura I, correspondendo à propagação da trinca por ação de tensões normais. Nesta figura tem-se o valor de K_{Ic} obtido através de ensaio dinâmico, inferior ao obtido através do ensaio estático. Deve-se ressaltar que estas curvas apresentam apenas o patamar inferior da variação da tenacidade à fratura do material em função da temperatura.

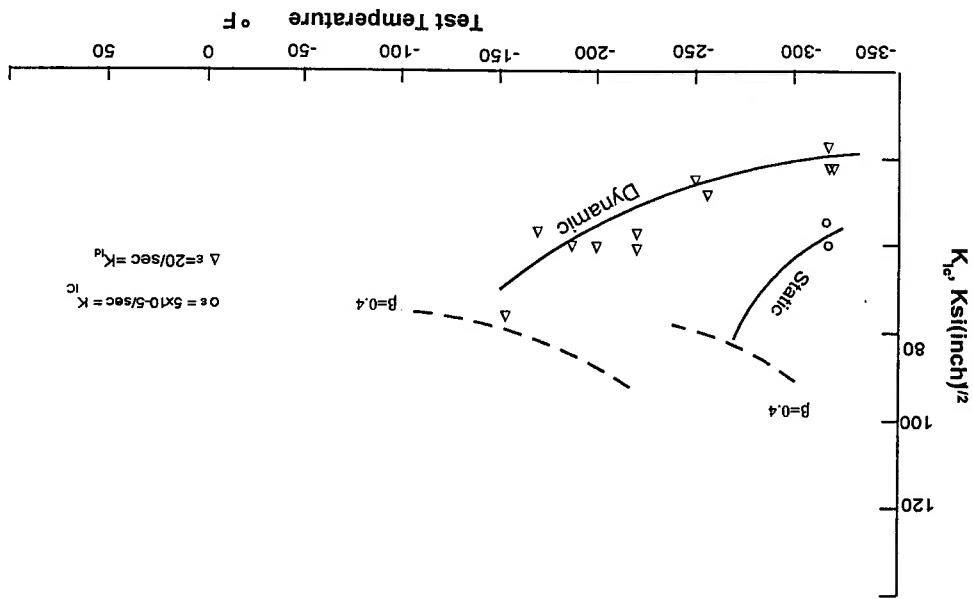


FIGURA 3.16 - Tenacidade do aço HY-80 expressa através de fator de intensificação de tensões crítico, para o modo de abertura I [20].

Neste sentido, sabendo-se que o carregamento de pressão no submarino pode ser adotado como estático, pode-se utilizar, no caso do projeto, a curva estática ("static"). Usando-se, conservadoramente, o valor de K_{Ic} para -270 °F (-170°C) tem-se:

$$K_{Ic\text{estático}} = 80\text{ksi}\sqrt{\text{in}} \quad (88\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

A ASTM (American Society for Testing of Materials) sugere que o valor de β dado na equação abaixo seja igual ou menor que 0,4, assegurando-se assim que o crescimento da trinca comporta-se em condições de estado plano de deformações:

$$\beta = \frac{B}{(K_{Ic} / \sigma_{ys})^2}$$

onde:

K_{Ic} fator de intensificação de tensões crítico;

σ_{ys} tensão de escoamento;

B espessura do material;

ϵ taxa de deformação.

CAPÍTULO IV

CONSIDERAÇÕES SOBRE A FADIGA EM ESTRUTURAS SOLDADAS

4.1 - Introdução

Os conceitos básico da fadiga e da mecânica da fratura foram abordados nos capítulos anteriores. Neste capítulo, estes conhecimentos serão aplicados ao estudo das juntas soldadas submetidas a solicitações cíclicas, assim como apresentar-se-ão os principais aspectos que caracterizam a sua resistência à fadiga. O interesse por tal aplicação está associado ao fato dos cordões de solda apresentarem certas particularidades que os tornam pontos bastante vulneráveis quanto à incidência do fenômeno da fadiga.

A utilização dos aços vem aumentando nas últimas décadas, sobretudo devido ao seu elevado limite de escoamento, principalmente nos casos onde o peso do material representa um fator crítico. É aceito que, para aços com resistência à ruptura $\sigma_R < 180$ ksi (1.234 MPa), o limite de resistência à fadiga σ_f , em corpos de prova polidos e livres de descontinuidades, mantém praticamente a relação $\sigma_f/\sigma_{LR} \approx 0,5$. Esta relação poderia ter consequências atraentes quanto à viabilidade do emprego de aços de alta resistência, mas soldados. Entretanto, nesse caso, essa relação não se mantém [1]. Ensaios de fadiga mostram que a resistência à fadiga das juntas soldadas não aumentam com o limite da resistência, sendo que, em alguns casos, ocorre até mesmo uma inversão. A figura 4.1 mostra a curva SXN para dois aços estruturais soldados, de especificação britânica. O primeiro, BS 4360 grau 43A (0,11% a 0,24% C, 0,28 a 0,78% Mn), de baixa resistência ($\sigma_{ys} = 245$ N/mm² e $\sigma_R = 430$ a 510 N/mm²), o segundo Superlso 70, de alta resistência

(0,19% C, 1,46% Mn, 0,86% Cr), apresentando $\sigma_{ys}=685 \text{ N/mm}^2$ e $\sigma_R=785$ a 930 N/mm^2 (σ_{ys} - tensão de escoamento), ambos soldados. Os ensaios foram realizados para tensão média nula ($R=0$), em tração axial transversal ao cordão, sem que este tenha recebido nenhum tratamento após a soldagem. Vê-se claramente, que nesse caso não existe benefício algum na utilização do aço de alta resistência, quando comparado ao aço de baixa resistência.

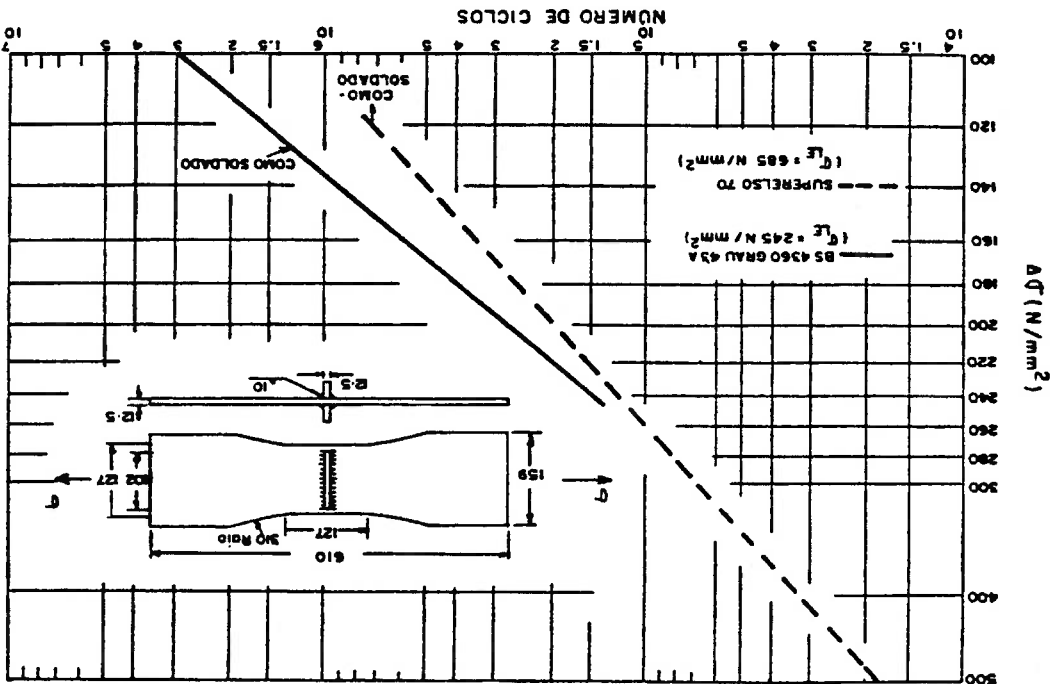


FIGURA 4.1 - Comparação entre a resistência à fadiga de dois aços estruturais soldados, de alta e baixa resistência [1]

Em juntas soldadas de configuração relativamente complexa, o período de iniciação da trinca de fadiga é curto. Neste caso, a vida total da peça pode ser tomada como o número de ciclos necessários à propagação da trinca até a fratura. As trincas iniciam-se no pé do cordão (ponto de junção entre o reforço e o metal base) e propagam-se no metal base sob ação da tensão transversal. Barson e Rolfe [20], demonstram experimentalmente, que a taxa de crescimento da trinca por fadiga no cordão de solda e

na zona afetada termicamente, é igual ou menor do que aquela detectada no metal base. Em paralelo, Branco et al [23] verificaram que nas espessuras elevadas (maiores de 30 mm), a velocidade de propagação da trinca pode ser mais rápida no metal base, porque a influência das falhas nesta região, durante o processo de laminação, é mais significativa. Portanto, estes autores concluem que a espessura e a confiabilidade do material, assim como as tensões residuais são fatores determinantes para a taxa de crescimento da trinca por fadiga e portanto, que o crescimento no metal base é maior que no cordão de solda e na zona termicamente afetada. No entanto, se as tensões residuais, na zona afetada termicamente, forem de tração (elevada magnitude), a propagação da trinca será mais rápida do que no metal base.

Barson [20] avalia a equação 3.7 para uma série de aços. Para os aços martensíticos, considerando a zona de metal base, a zona afetada termicamente e o cordão de solda, comprovou experimentalmente que a diferença nas taxas de propagação da trinca (da/dN) entre estas zonas são reduzidas. Portanto, sugerindo que o limite inferior nos teste de fadiga, como é mostrado na figura 3.11, pode ser utilizado conservadoramente no estudo da propagação da trinca por fadiga na região linear (região II), demonstrando assim a pouca influência da microestrutura, do nível de tensão e da espessura no crescimento da trinca [1].

4.2 - Considerações sobre o Crescimento da Trinca por Fadiga

O crescimento de uma trinca por fadiga é influenciado por diversos fatores relativos à aplicabilidade da lei de Paris. A velocidade de propagação de trincas por fadiga vai ser afetada pelo meio ambiente corrosivo, dependendo de fatores como: a frequência de aplicação de carregamento, a tensão média, o modo de solicitação e a

temperatura [10, 31 e 32]. Recentemente, Makabe et al [33] estabeleceram que o fechamento da trinca, isto é, o contato entre as superfícies de trinca para cargas bem baixas, pode ser causado por plasticidade, pelo efeito da microestrutura, pelo limite de escoamento e pelo meio ambiente. Assim, este fechamento “prematureo” consiste na formação de um volume extra de material entre as fases da trinca, que é submetido a um campo de tensões compressivas no descarregamento do ciclo de fadiga. Este fato diminui a taxa de crescimento da trinca, através da redução do fator de intensificação de tensão inferior. Portanto, a consideração desses parâmetros tornaria mais realista a sua análise. No entanto, neste estudo serão considerados conceitos mais conservadores, isto é, a inexistência das influências anteriores, que devido ao prematuro fechamento da trinca vão fazer que o crescimento desta seja um pouco mais lento.

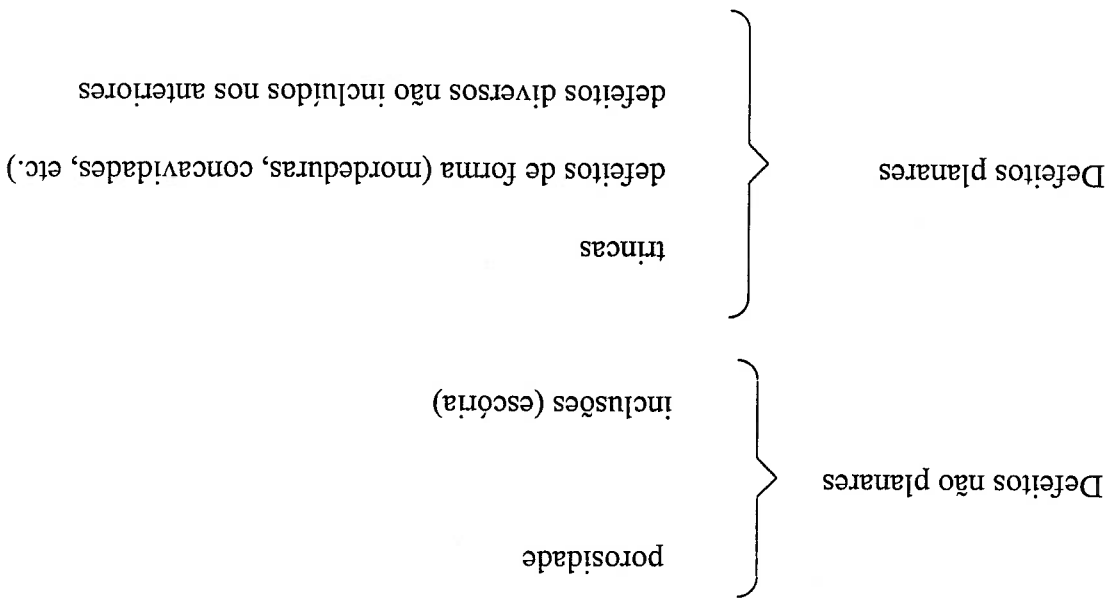
De acordo com Branco et al., [23], os fatores que têm influência no crescimento da trinca são:

- Geometria das juntas (juntas topo a topo, de canto e tubulares);
- Distribuição das tensões;
- Material e estado metalúrgico;
- Nível das tensões do ciclo;
- Tensão média do ciclo das tensões;
- Espectro da carga ou das tensões;
- Meio ambiente (fadiga com corrosão);
- Tensões residuais;
- Defeitos da soldagem.

Dos tópicos acima serão destacados a influência dos defeitos da soldagem e das tensões residuais, por serem os parâmetros mais preponderantes, tanto a nível de iniciação, quanto na propagação das trincas.

4.3 - Defeitos da Soldagem

Os defeitos da soldagem podem ser classificados em função da forma, da dimensão e da natureza e podem enquadrar-se nos seguintes grupos:



a) - Defeitos não planares

Os defeitos não planares são os que têm forma volumétrica com dimensões características no plano que contém o defeito, e com dimensão desprezível na direção perpendicular a esse plano.

As cavidades ou porosidades (figura 4.2) podem resultar da oclusão ou da liberação de gases formados durante a solidificação e contração do metal, ou ainda, na interrupção de um arco. Os poros podem classificar-se quanto à forma em esféricos, alongados, etc.

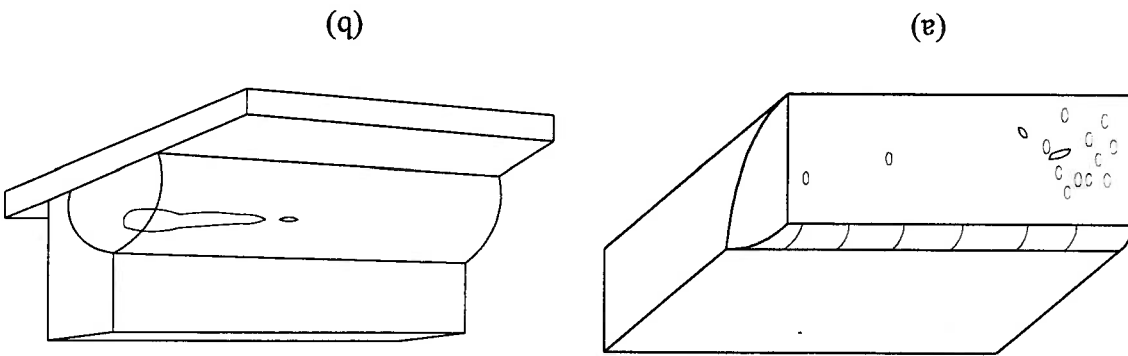


FIGURA 4.2 - a) Representação esquemática da porosidade. b) Inclusão num cordão de solda [23].

Os poros esféricos têm menor influência na resistência à fadiga que os outros que diminuem a seção resistente. Na prática, a causa mais frequente da porosidade é a perturbação no gás de proteção do arco causado por correntes de ar.

Pode-se observar na figura 4.3 a percentagem de redução de resistência à fadiga, em relação a uma soldadura sem poros, em função da severidade do defeito, expressa em percentagem.

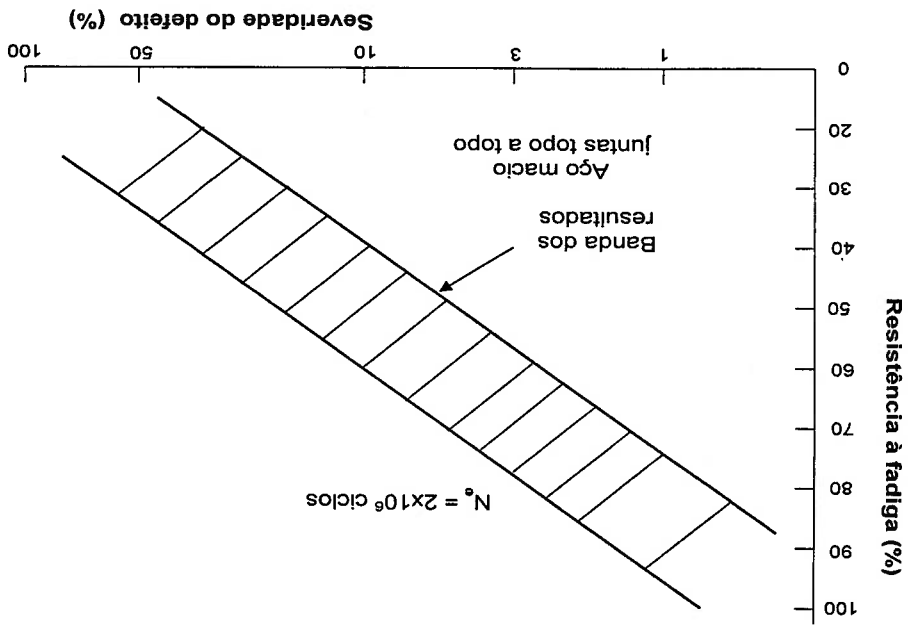


FIGURA 4.3 - Variação da resistência à fadiga de uma junta soldada em função da porosidade [23]

As inclusões consistem em corpos sólidos estranhos aprisionados na massa do metal fundido. Estas podem ser inclusões de escória dispersas, alinhadas ou isoladas, inclusões de óxido ou metais (tungstênio, cobre, etc).

As inclusões de escória são as mais frequentes e estão associadas ao revestimento do eletrodo. A causa mais frequente da inclusão da escória é a limpeza imperfeita entre consecutivas etapas da soldagem. Para reduzir as inclusões de escória é importante que as etapas intermediárias tenham boa qualidade superficial, evitando, assim, a presença de cavidades ou mordeduras, onde a escória pode ficar retida, sendo difícil retirá-la durante a limpeza.

Branco et al., [23] apresentaram uma revisão das influências que as inclusões podem ter sobre as propriedades físicas do aço, destacando a influência, na resistência à fadiga, a influência na fragilidade ao calor ("hot shortness"), a influência no acabamento superficial e a influência na ductilidade. A presença de uma inclusão no interior do metal submetido a uma sollicitação mecânica implica uma modificação do estado de tensões na sua vizinhança.

Nos códigos atuais, as inclusões metálicas não são aceitas, pois podem provocar localmente fragilização (inclusão de tungstênio) ou fissuração (inclusão de cobre) [23]. Na figura 4.4 verifica-se que a resistência à fadiga decresce com o aumento do comprimento da inclusão da escória. Porém, a redução de resistência à fadiga não é subita, é gradual, até valores relativamente elevados do comprimento das inclusões (≈ 10 mm).

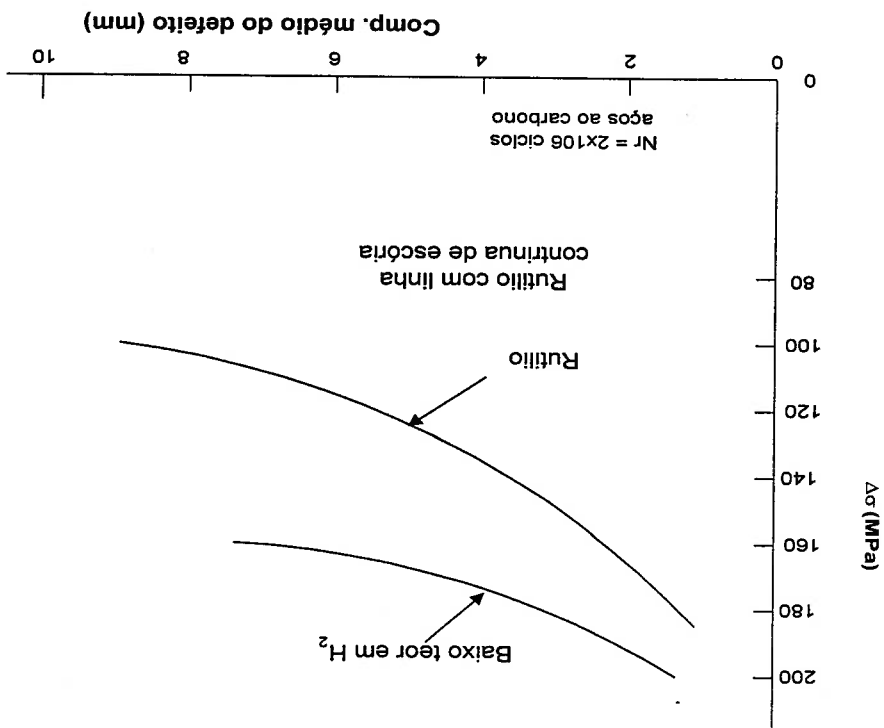


FIGURA 4.4 - Influência do comprimento da inclusão de escória na resistência à fadiga da junta soldada [23]

b) - Defeitos planares

Nos aços, os dois tipos de fissurações (tipo de trinca intergranular) com dimensões suficientes para uma detecção não destrutiva são: a fissuração durante a solidificação, que ocorre no metal base, enquanto esta quente, gerando deformação plástica (figura 4.5) e a fissuração induzida pelo hidrogênio, que verifica-se na zona termicamente afetada, após o resfriamento da junta. A utilização do pré-aquecimento nas chapas e um aumento na quantidade de calor fornecido são duas técnicas que reduzem o risco de fissuração.

As trincas, incluindo-se a falta de penetração, constituem um tipo de defeito mais grave, no que diz respeito a resistência à fadiga e que também não são aceitas nos códigos.

Um outro aspecto a ser destacado refere-se à influência da falta de fusão no aço que representa a falta de ligação em escala atômica, entre o metal depositado e o metal base, que não participou da fusão, ou entre duas camadas contínuas do metal depositado. Podem distinguir-se três tipos de falta de fusão: falta de fusão no flanco (figura 4.6a), falta de fusão na raiz (figura 4.6b) e falta de penetração (figura 4.7a e b), que vão atuar como uma trinca.

Nos aços, a principal causa da falta de fusão é a escória localizada na superfície, a qual impede que o metal atinja a temperatura de fusão. Portanto, para evitar a falta de fusão é importante ter a junta e o arco limpos. Este defeito pode também ser causado pela escolha incorreta da corrente de soldagem.

A falta de penetração ou penetração incompleta representa a falta de fusão nos bordos soldados na raiz da junta, deixando um interstício entre aqueles (figura 4.7). Nestas condições, o metal depositado não atinge a raiz da junta e sua espessura é inferior a espessura das placas ligadas. A penetração incompleta pode não ser sempre considerada como um defeito, pois em algumas juntas ocorre intencionalmente, como é o caso das juntas de penetração parcial de ligação do corpo principal às tubulações dos reservatórios sobre pressão. A falta de penetração só constitui um defeito se ocorrer numa junta destinada a ter penetração completa.

As faltas de fusão e de penetração também não são admitidas nos códigos, pois reduzem a seção resistente da junta e têm um comportamento análogo ao de uma trinca.

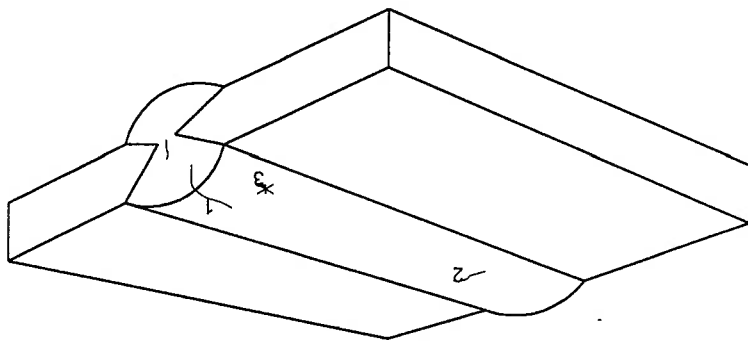


FIGURA 4.5 - Tipos de trinças provocadas na operação de soldagem: 1) longitudinal, 2) transversal e 3) irradiante [23].

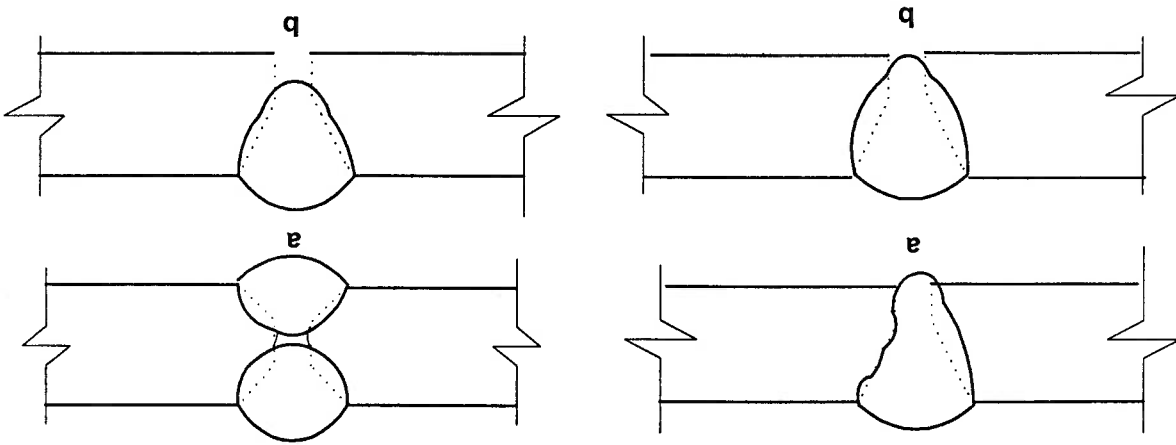


FIGURA 4.6 - Juntas com falta de fusão a) no flanco b) na raiz [23]
 FIGURA 4.7 - Juntas com falta de penetração a) entre passes b) na raiz[23]

Os defeitos de forma são entendidos como a falta de conformidade geométrica das superfícies externas do cordão, em relação ao perfil correto. Estes defeitos podem aparecer em qualquer solda, sendo suas origens múltiplas. Neste grupo de defeitos podem incluir-se: os sulcos, mordeduras, excesso do metal, convexidade excessiva, excesso da penetração, concordância imperfeita, desbordo, escorrimento, desalinhamiento axial, desalinhamiento ou deformação angular, chupado na raiz, recomeço imperfeito, etc.

Assim, os defeitos de forma também reduzem a resistência à fadiga das juntas soldadas como detalham Branco et al, Almar e Masubuchi [23, 34, 35].

Pode-se considerar que os defeitos mais prejudiciais na resistência à fadiga, numa estrutura soldada, são as trincas e a falta de penetração, sendo a trinca aquela abertura originada, principalmente, durante o processo da soldagem, não existindo limites de aceitabilidade para estes defeitos nas normas que regem a fabricação das estruturas soldadas[23].

4.4 - Técnicas Experimentais de Detecção e Medição das Trincas Devido à

Soldagem

A tendência corrente em programas de ensaios de fadiga em juntas soldadas é obter uma informação tão completa e exata quanto possível sobre o período de iniciação e propagação da trinca.

As técnicas experimentais utilizadas são essencialmente as mesmas aplicadas a outros tipos de componentes e estruturas com equipamentos e montagens apropriados à detecção e medição das trincas devido à fadiga. Muitos destes equipamentos são portáteis, o que permite fazer determinações em estaleiro ou na própria estrutura em serviço, representando uma técnica de grande importância na avaliação da integridade da estrutura.

As técnicas experimentais mais usadas para a detecção e medição das trincas devido à fadiga são: a observação microscópica da trinca e da superfície da fratura, a fotografia e (ou) filmagem da trinca, a extensometria elétrica, as redes de filamentos, a medição da complacência, ultra-som, emissão acústica, queda da potencial em corrente alternada ou contínua, etc.

4.4.1 - Técnicas Diretas

Em muitos casos, a observação da trinca a olho nu é impossível, pois há dificuldade de acesso ou o ambiente é corrosivo. Neste último caso, a acumulação dos produtos de corrosão torna bastante difícil, em certos sistemas, observar e medir a trinca com um mínimo rigor.

A observação microscópica é a técnica mais simples e econômica para a

medição da progressão da trinca por fadiga. Com esta técnica geralmente utiliza-se um microscópio estereoscópico ou uma luneta de baixa ampliação (10 a 40 X de aumento) montados em uma base deslizante, que se desloca devido à rotação de um parafuso micrométrico. O deslocamento da base é medido por um comparador mecânico ou por um transdutor de deslocamentos. Para tal, a luneta é deslocada associada à base e acompanha a progressão da trinca, de modo que o retículo da objetiva seja colocado na ponta da trinca (figura 4.8).

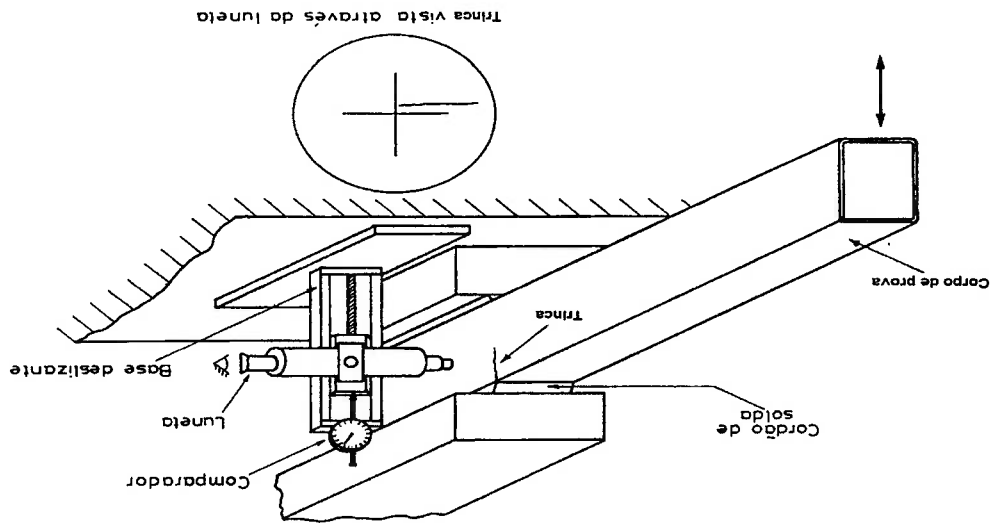


FIGURA 4.8 - Esquema de montagem para medir a propagação de uma trinca de fadiga [23]

Para se observar detalhadamente a ponta da trinca é necessário que a superfície do corpo de prova esteja devidamente limpa e polida e que haja boas condições de iluminação. O grau de polimento da superfície do material e do comprimento da trinca, não havendo normas gerais de aplicação. Assim, em muitos casos tem-se constatado que o polimento com lixa fina é suficiente para avaliar as trincas presentes no aço, enquanto que para outros materiais e outras condições é necessário fazer um polimento subsequente com pasta de alumina ou com pasta de diamante. As condições de iluminação da superfície do corpo de prova devem evitar reflexos e/ou sombras. Para isso a iluminação exterior deve ser boa e a trinca deve ser iluminada com uma fonte de luz estroboscópica de intensidade regulável.

A técnica de observação microscópica tem o inconveniente de não poder ser automatizada. No entanto, permite a detecção da iniciação da trinca, para o que se torna necessário a presença constante do operador durante o ensaio, que deve observar permanentemente a localização onde a trinca se inicia. Quando esta técnica é utilizada em estudos de iniciação de trincas, faz-se um polimento e limpeza minuciosos na região em que a trinca se iniciou, de modo a revelar o grão e a microestrutura do material. Torna-se assim possível relacionar a dimensão e as características da microtrinca com os parâmetros microestruturais do material.

Desde que a superfície do corpo de prova esteja devidamente preparada e as condições de iluminação sejam boas, a observação microscópica representa a técnica mais precisa para avaliar a progressão das trincas de fadiga com frente reta. Por isso, é utilizada como técnica de comparação e pode ser empregada para verificar leituras do comprimento da trinca quando outras técnicas forem utilizadas. Um inconveniente da observação microscópica é a de apenas poder medir o comprimento da trinca relativo à

superfície do corpo de prova e não no interior. Portanto, só pode ser utilizada com rigor suficiente se a trinca tiver uma frente bastante reta, ou apresente um comprimento constante ao longo da espessura (figura 4.9). Para trincas com frente curva, em que o comprimento varia ao longo da frente, como se vê na figura 4.9, é mais conveniente utilizar a técnica de queda de potencial, que será vista a seguir.

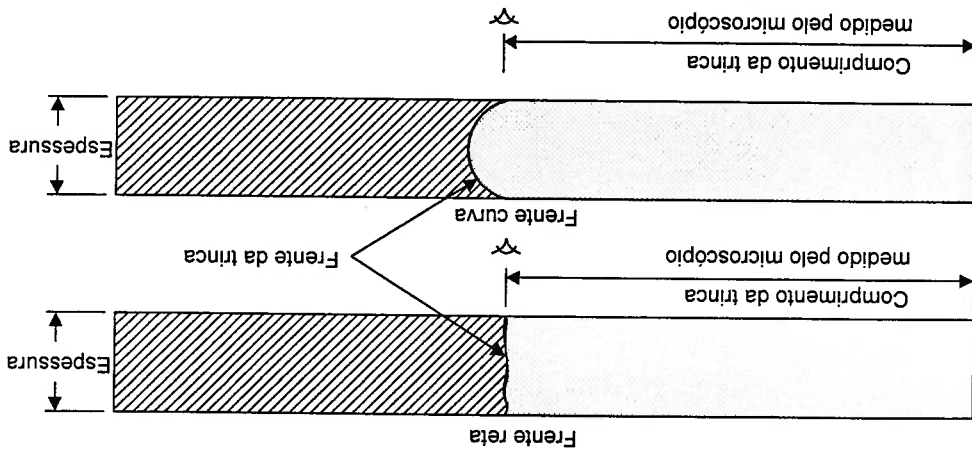


FIGURA 4.9 - Definição do comprimento para uma trinca com a frente reta e outra com a frente curva [23]

A observação microscópica da superfície da fratura pode ser utilizada para determinar a velocidade da propagação da trinca e prever qual seria o comprimento da trinca ao fim de um determinado número de ciclos. Esta técnica é muito utilizada no diagnóstico de ruptura por fadiga e baseia-se na determinação do espaçamento entre as estrias que ficam na superfície da fratura e que são provocadas pela propagação da trinca por fadiga.

A técnica de fotografia ou filmagem baseia-se na utilização de uma máquina fotográfica ou de filmadora acoplada ao microscópio que está observando a trinca. A trinca é medida nas fotografias ou no filme obtido, sendo a iniciação da trinca detectada somente se o sistema for automatizado. A automação do sistema permite, no caso da

fotografia, que a máquina tire fotografias com intervalo de tempo pré-determinados. De todas as técnicas experimentais aqui descritas, esta é a mais indicada para o estudo da iniciação da trinca.

4.4.2 - Técnicas Indiretas

As técnicas indiretas deverão ser utilizadas somente quando não for possível observar e medir a trinca de modo direto, como nos casos de fadiga com corrosão, regiões de difícil acesso ou quando é possível ou desejável fazer um registro automático das dimensões da trinca para posterior tratamento.

No método da extensometria elétrica determina-se a propagação da trinca a partir das leituras das deformações medidas com extensômetros elétricos, colocados em posições do corpo de prova, nas quais essas deformações sejam elevadas, de modo que sejam suficientemente sensíveis ao aumento do comprimento da trinca (figura 4.10).

A extensometria elétrica também pode ser usada para detecção da iniciação da trinca. Neste caso, os extensômetros devem ser colocados o mais perto possível da posição onde a trinca vai iniciar-se. Na prática, verifica-se geralmente que só quando a trinca atinge uma dimensão perto de 0,5mm é que a variação local da deformação é suficiente para ser detectada pelos extensômetros. Portanto, não se detecta microtrincas e o seu crescimento até uma dimensão visível ($\approx 0,5\text{mm}$). Em consequência, esta técnica pode dar um número de ciclos da iniciação de trinca bastante superior ao real.

A técnica da rede de filamentos baseia-se em uma rede constituída por uma série de filamentos de fio elétrico paralelos, dispostos a igual distância, normalmente compreendida entre 0,1 e 0,5mm (figura 4.11). O princípio do método consiste em colar a rede na superfície lateral do corpo de prova e na localização onde a trinca irá propagar-

se. Quando a trinca propaga-se pela rede, os filamentos são quebrados, indicando a posição da trinca. A ruptura dos filamentos provoca um aumento de voltagem (no sistema do aparelho de leitura) que é proporcional ao número de filamentos quebrados, ou seja, o comprimento da trinca, sendo lido neste aparelho.

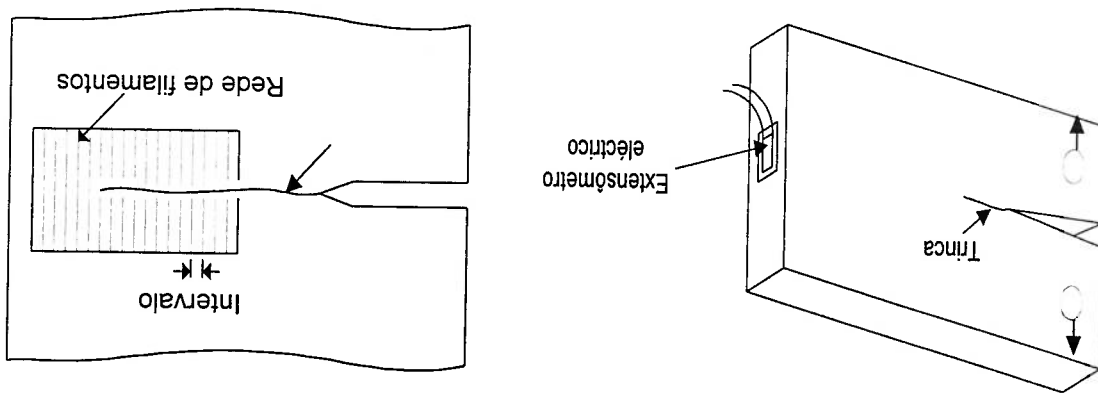


FIGURA 4.10-Utilização da extensometria elétrica para medição da trinca devido à fadiga [23].
 FIGURA 4.11- Representação da técnica da rede de filamento [23]

O método de complacência baseia-se na determinação experimental do deslocamento entre dois pontos do corpo de prova geralmente situados um acima e outro abaixo da linha da trinca. O método de complacência não é geralmente utilizado para detectar a iniciação da trinca, pois não é suficientemente sensível, mas tem grande aplicação nos estudos da propagação de trinca em fadiga com corrosão.

Ultra-som é uma das técnicas de inspeção não destrutiva com maior aplicação em construções soldadas, podendo ser utilizada tanto na detecção da iniciação de trincas, quanto na medição da propagação da trincas por fadiga. A finalidade convencional do ultra-som é modificada para transmitir ondas superficiais, colocadas em posições apropriadas e com ângulos de incidência adequados.

A **técnica de emissão acústica** baseia-se na análise dos sinais sonoros emitidos durante a propagação da trinca. Estes sons são captados por transdutores de alta

sensibilidade colocados junto à trinca. A intensidade do som varia com o aumento do comprimento da trinca e, desde que se disponha de uma curva de calibração, pode-se obter o comprimento da trinca. Mais detalhes podem ser encontradas na referências [36, 37, 38 e 39].

A técnica da queda de potencial em corrente contínua ou alternada representa

atualmente a técnica de maior aplicabilidade e versatilidade. O método baseia-se no princípio de que o fluxo magnético, criado num corpo condutor metálico pela passagem de uma corrente elétrica, é alterado pela introdução de um efeito plano, que provoca uma descontinuidade no valor desse fluxo magnético. Neste caso, após a iniciação da trinca ocorre uma queda do potencial entre dois pontos situados um em cada lado do plano que contém a trinca e que vai aumentando à medida que a trinca propaga-se. A figura 4.12 mostra a aplicação do método em uma junta soldada indicando a localização das sondas ou detectores que são utilizados para medir a queda do potencial. Mais detalhes podem ser encontrados na referência [21, 40].

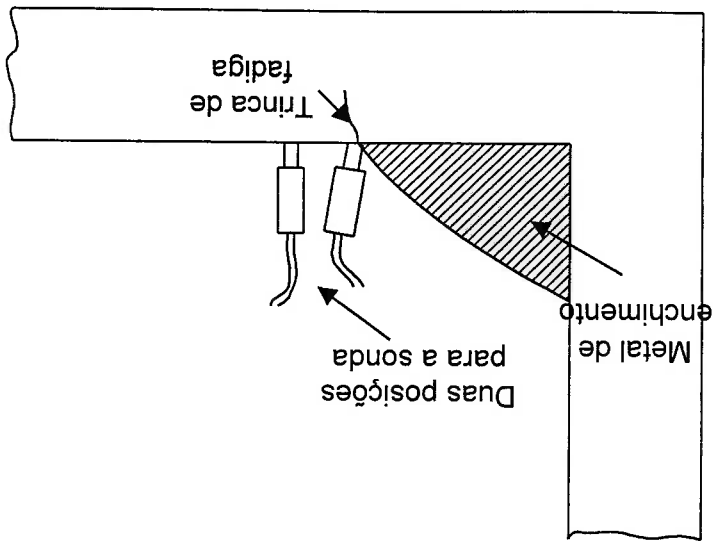


FIGURA 4.12 - Aplicação do sistema de queda de potencial numa junta soldada [23]

A queda de potencial é observada em um aparelho de leitura que pode ser calibrado para fazer leituras diretas do comprimento da trinca. O único inconveniente do sistema de queda de potencial é a pouca sensibilidade para a detecção da iniciação das trincas, pois detecta apenas trincas que tenham atingido um comprimento superior a 0,1-0,2 mm. Por conseguinte, as microtrincas não podem ser detectadas facilmente com este processo, o que poderá conduzir a erros elevados de previsão do número de ciclos de iniciação. No entanto, as características restantes do sistema de queda de potencial apresentam diversas vantagens, tais como a versatilidade, portabilidade, acessibilidade e automatização.

O ensaio radiográfico envolve três conceitos básicos [39]. A princípio deve haver um feixe de raios-x, que é um feixe de energia com uma dada intensidade e que deve penetrar em um corpo. Em seguida, o feixe de raios-x que penetrou no corpo passa a sofrer uma atenuação em sua intensidade, em função das características físicas do corpo. Finalmente, os raios que atravessam este último são detectados em um filme sensível, colocado no lado oposto do corpo, em relação ao ponto da geração da radiação. Em função da imagem obtida no filme sensível é possível avaliar a presença dos defeitos, devido à variação diferenciada na atenuação da intensidade do feixe de raios-x, quando este atravessa o corpo.

As principais limitações do ensaio radiográfico são:

- a) necessidade de acesso a ambos os lados do cordão de solda;
- b) a espessura máxima do cordão de solda que pode ser inspecionado é função da capacidade do aparelho de raio-x disponível para a inspeção. Ocorre a necessidade de se gerar raios com maior voltagem para obter-se maiores penetrações;

c) o material a ser inspecionado deve apresentar características de atenuação que proporcionem contrastes adequados entre os diversos defeitos registrados no filme e os registros do material não defeituoso. Mais detalhes deste método podem ser encontradas na referência [36, 41].

O método de partículas magnéticas. É um dos mais antigos testes não destrutivos. Este teste ganhou importância durante a segunda guerra mundial e é usado para localizar defeitos na superfície ou próximos a esta região em materiais ferromagnéticos (ferro e ligas de aço, com exceção de aços inoxidáveis austeníticos).

Seu princípio de operação baseia-se em magnetizar a parte que será testada enquanto que partículas magnéticas são aplicadas em sua superfície. Descontinuidades magnéticas, como trincas, dão origem a linhas de campo magnético independentes, ou seja originam sub-campos (**leakage field**), cujas linhas emergem desta trinca. Estes campos atraem e prendem as partículas ferromagnéticas que estão sobre a superfície, e o resultado pode ser analisado visualmente, indicando a localização e a extensão da descontinuidade.

As partículas podem ser aplicadas tanto na forma úmida ou seca (pó). Na forma úmida, as partículas estão suspensas em um meio líquido, como água ou óleo, que permite alcançar facilmente toda a superfície, mesmo para formas complexas. As partículas estão disponíveis em várias cores e são selecionadas para dar um melhor contraste com a superfície. Mais detalhes podem ser encontrados nas referências [21,39].

Especificamente na fabricação do casco resistente do submarino, para identificação de defeitos em cordões de solda executados durante as diversas fases de

fabricação do mesmo, empregam-se o ensaio radiográficos, o ultra-som e a técnica por partículas magnéticas [39].

4.5- Influência das Tensões Residuais

As tensões residuais podem ser definidas como tensões que existem num dado componente ou corpo na ausência de qualquer solicitação exterior, sendo o resultado das deformações de origem térmica ou mecânica, acompanhadas da fluência plástica do metal. As tensões residuais podem ter causas diversas, tais como a operação de laminação, operações de conformação e corte, operação de soldagem, tratamentos térmicos, etc.

4.5.1 - Distribuição das Tensões Residuais em Juntas Soldadas

As tensões residuais criadas em juntas soldadas são devidas às deformações inelásticas não uniformes geradas pela ação do ciclo térmico de soldagem. De fato, uma operação de soldagem por fusão utiliza uma fonte de calor altamente localizada (normalmente um arco elétrico) que, produzindo temperaturas muito elevadas, dá lugar à ocorrência de gradientes térmicos importantes na zona da junta soldada. As dilatações e contrações térmicas do metal depositado e do metal base adjacente dão lugar à formação de campos de tensões complexos.

O fluxo de calor numa junta soldada pode ser idealizado por uma família de curvas isotérmicas como se vê na figura 4.13.

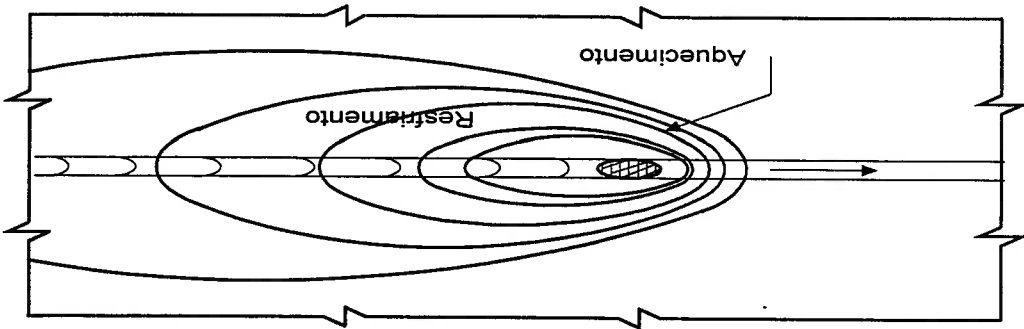


FIGURA 4.13 Evolução do regime térmico numa soldagem [23]

Sabe-se que para obter-se em uma peça deformações e tensões residuais é necessário que se verifiquem as seguintes condições:

- material da peça deve ser deformável termicamente;

- campo das temperaturas criado não seja uniforme;

- material deve atingir o domínio plástico por efeito das tensões de origem

térmica.

As tensões residuais em uma junta soldada surgem pelo efeito da contração

localizada associada ao arrefecimento do metal depositado, podendo ser restrita pelo

material base adjacente ou ainda pela rigidez própria do componente onde se situa a

junta. Esse efeito é ilustrado na figura 4.14, onde uma área limitada de uma peça é

aquecida localmente mantendo-se a parte restante da peça à temperatura ambiente. Por

efeito da temperatura a parte aquecida dilata-se. A dilatação é no entanto impedida pelo

material adjacente que se encontra a temperatura mais baixa, gerando-se tensões de

compressão, cuja grandeza aumenta com a elevação de temperatura até atingir a tensão

de escoamento em compressão do material à temperatura T_B . Se a temperatura continuar

a elevar-se, ocorre deformação plástica na zona aquecida do material. Assim, no

arrefecimento a deformação é de novo elástica até atingir-se a tensão de escoamento do

material em tração, no ponto D.

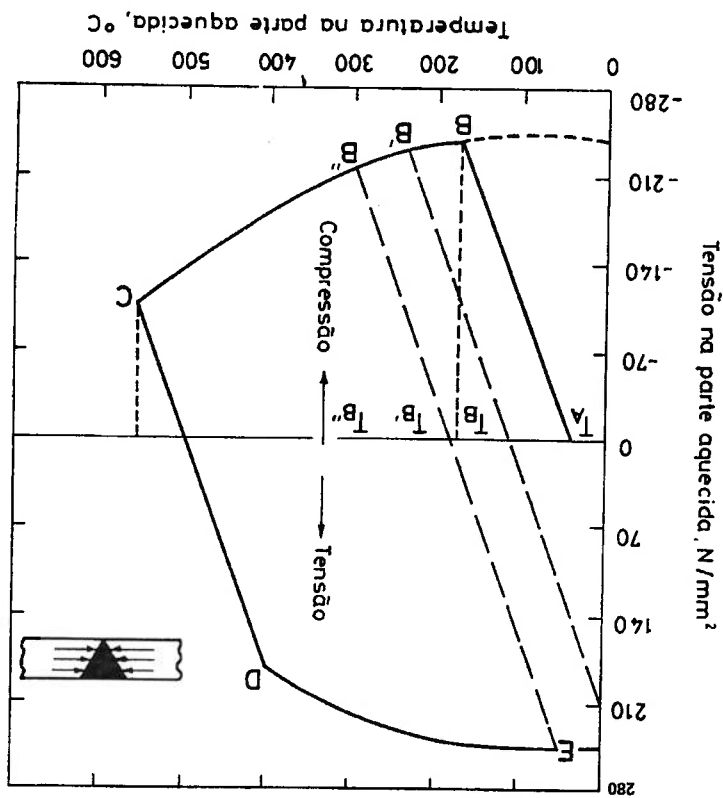


FIGURA 4.14 - Formação de tensões residuais devido a um ciclo térmico [23]

A distribuição e a evolução das tensões residuais, durante a operação de soldagem de topo de duas chapas, podem ser visualizadas através do esquema apresentado na figura 4.15. As tensões residuais longitudinais são de tração e de grandeza elevada na zona central da junta e normalmente iguais à tensão de escoamento do material nessa zona, sendo equilibradas por tensões de compressão na parte restante da seção (figura 4.16).

Já em relação à variação das tensões residuais ao longo da espessura, Masubuchi[35] apresentou tal distribuição na região da solda para uma união soldada de topo composta por chapas de 25 mm (1 polegada) de espessura, formados de aço de

FIGURA 4.16 - Distribuições típicas das tensões residuais em juntas soldadas a)longitudinais b)transversais c) direção da espessura [35]

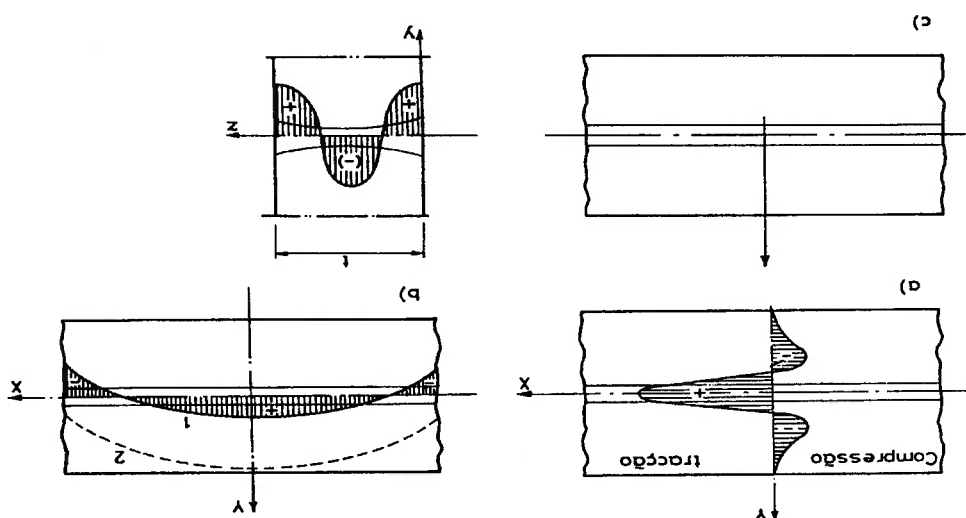
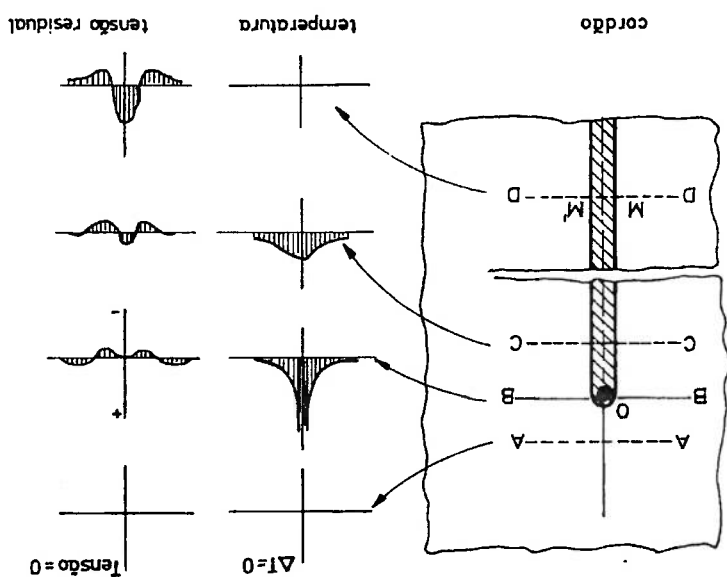


FIGURA 4.15 - Variação das tensões de origem térmica durante a soldagem [23]



baixo carbono. Na figura 4.17, os resultados obtidos indicam sua variação ao longo da espessura.

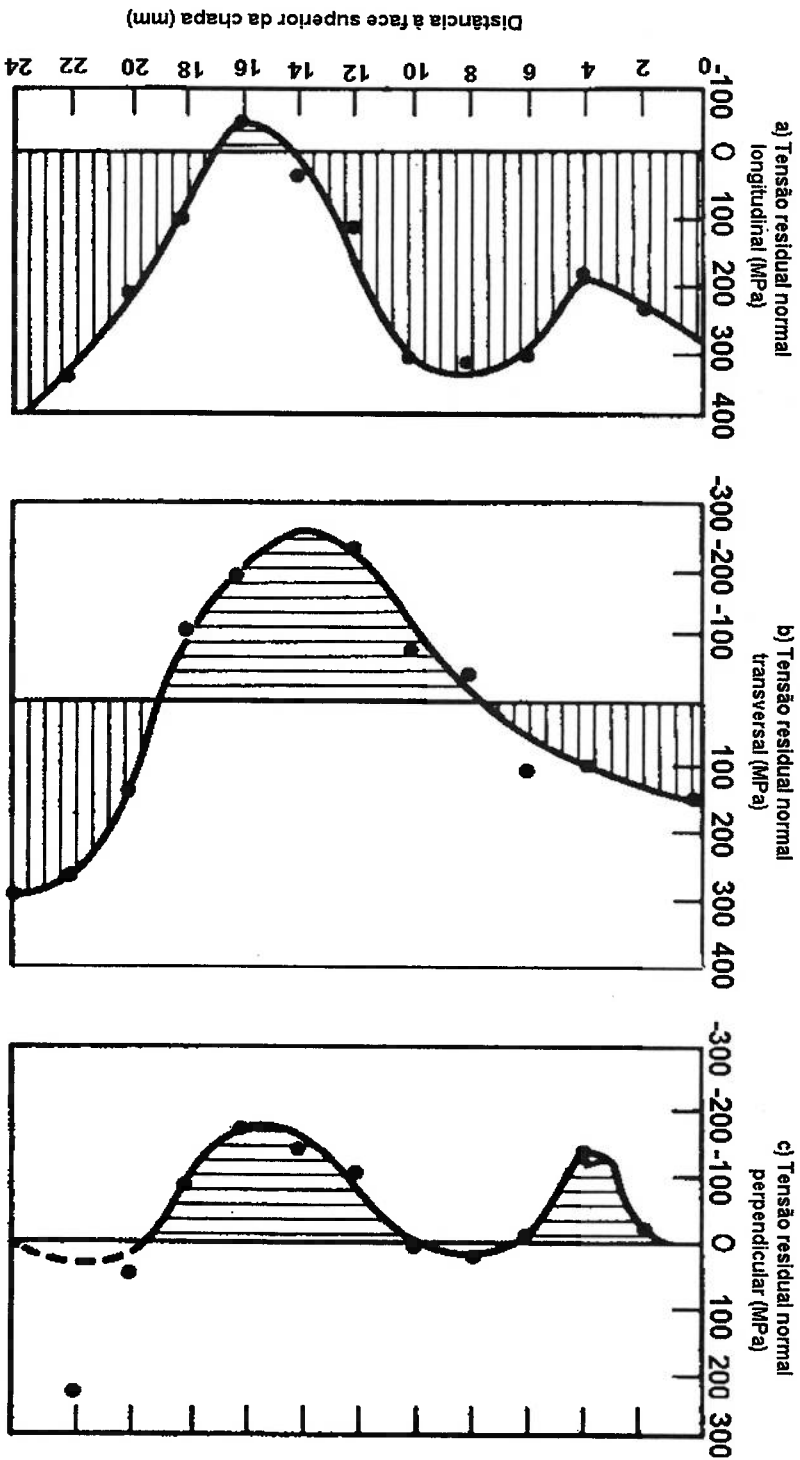


FIGURA 4.17 - Tensões residuais em uma chapa de aço de 25 mm de espessura [35]

Através das figuras 4.17a e 4.17b verifica-se que as tensões residuais longitudinais e transversais são de tração nas regiões próximas à superfície da chapa e da compressão no interior da mesma. Na figura 4.17c é mostrado que as tensões residuais perpendiculares ao corpo de prova são de compressão no interior da chapa e nulas na superfície da mesma. No que diz respeito à distribuição das tensões residuais introduzidas pela soldagem em estruturas cilíndricas, Masubuchi [35], afirmou que estas são influenciadas pelos seguintes fatores:

- diâmetro e espessura da parede do cilindro;

- projeto da junta (junta tipo V, X, etc.);

- procedimento de soldagem e sua sequência (solda pelo lado externo, solda em

ambos os lados, etc.);

- material base e variáveis da soldagem.

Masubuchi [35] apresentou trabalho onde é fornecida a distribuição das tensões residuais nas direções circunferenciais e longitudinais, numa solda de topo circumferencial em uma estrutura composta por dois cilindros de aço de baixo carbono com 762mm (30in) de comprimento, 762mm (30in) de diâmetro e 11mm (9/16in) de espessura de parede, estando os resultados mostrados na figura 4.18. Deve-se verificar a diferença do comportamento entre as tensões residuais longitudinais na superfície externa e interna, indicando claramente, que estas tensões variam ao longo da parede do cilindro. Além disso, verificou-se a grande variação dessas tensões em função da distância ao cordão da solda.

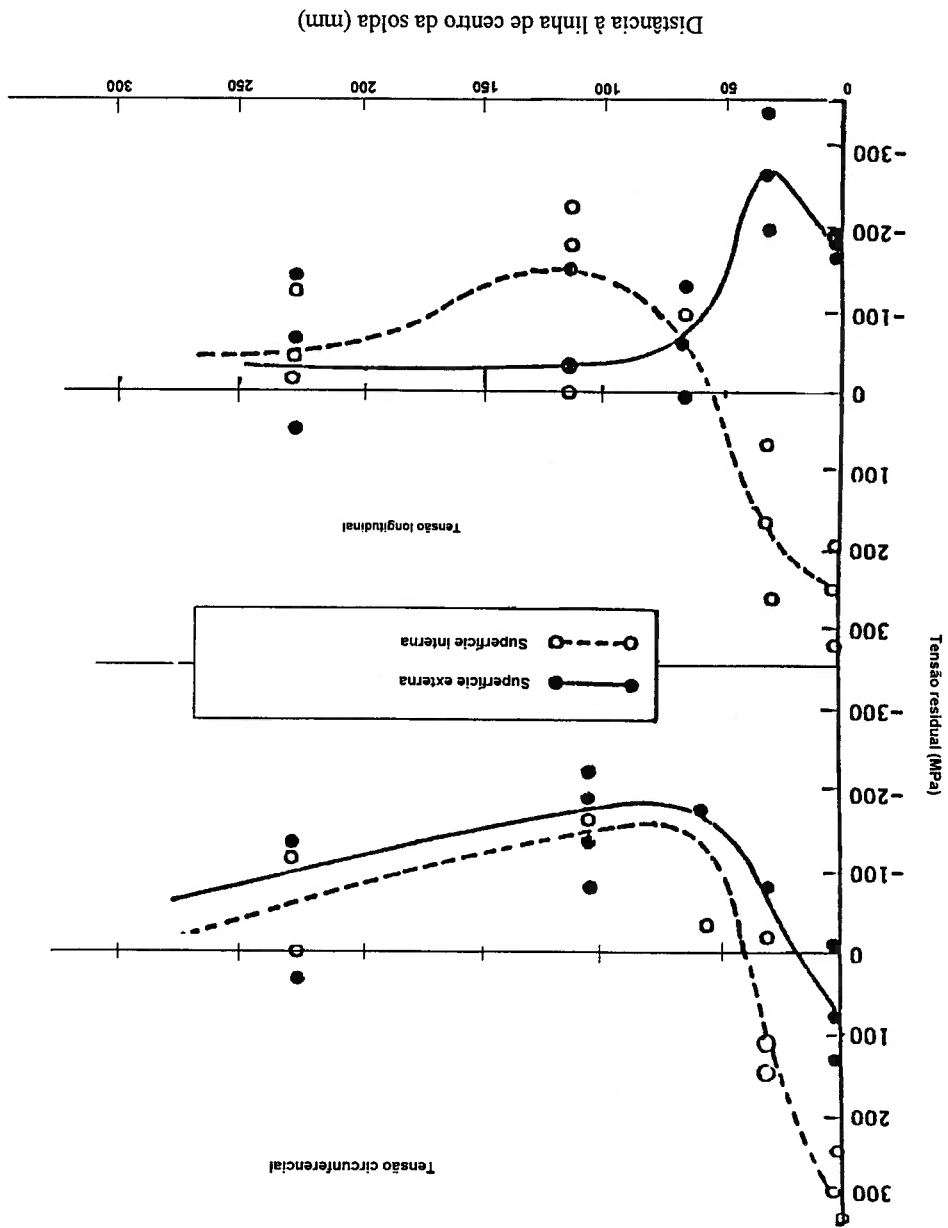


FIGURA 4.18 - Tensões residuais circunferenciais e longitudinais em uma estrutura cilíndrica com 1 mm de espessura [35]

Com respeito aos perfis estruturais soldados, a distribuição das tensões residuais longitudinais encontradas em perfis construídos de tipo T, H e caixa são apresentados nas figuras 4.19a, b e c. Para o perfil T, verifica-se que as tensões residuais longitudinais no flange do perfil são de tração na região próxima à solda e são de compressão nas

regiões próximas às extremidades do flange. Na alma do perfil T ocorrem tensões residuais longitudinais de tração, sendo de grande magnitude na região próxima à solda e de menor magnitude na extremidade livre da alma. Na região central da alma atuam tensões longitudinais de compressão, podendo também ocorrer tensões de compressão na extremidade livre dessa alma, conforme mostrado por Nagaraja et al., [42].

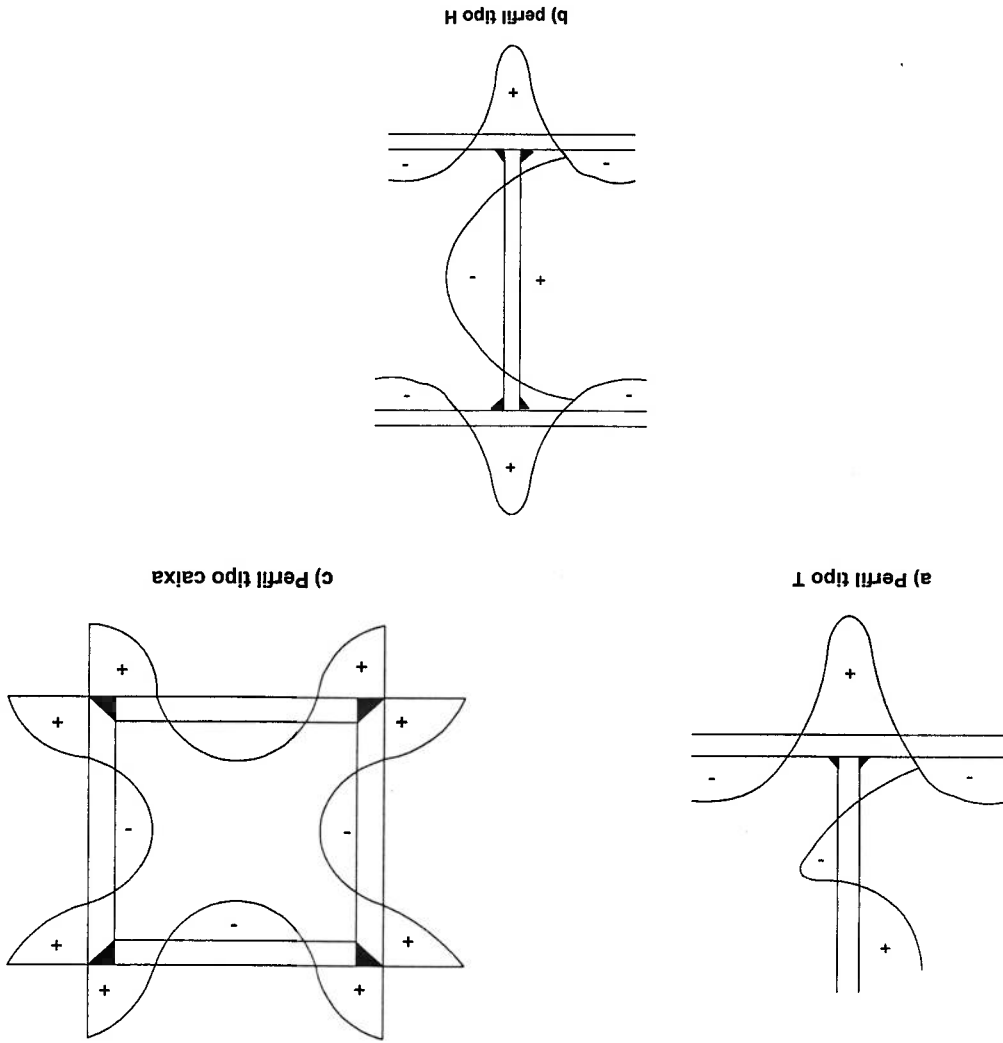


FIGURA 4.19 - Tensões residuais longitudinais em perfis [35]

Nagaraja et al., [42] investigou a distribuição das tensões residuais longitudinais em perfis do tipo T, H e caixa soldadas. A análise foi executada experimentalmente, utilizando-se o método de relaxamento das tensões, sendo que os perfis estudados eram

Os perfis foram fabricados com chapas de aço ASTM A7. As principais conclusões do estudo foram:

- se as condições da soldagem forem uniformes ao longo do comprimento da chapa, as tensões residuais longitudinais são uniformes ao longo do comprimento da mesma.

- chapas com espessuras superiores a 12,7 mm (1/2in) apresentam algumas diferenças entre as tensões residuais longitudinais atuando nas suas superfícies, indicando que há uma limitação da espessura, para a qual pode-se considerar essa distribuição como bi-dimensional.

- a distribuição das tensões residuais longitudinais em um perfil soldado pode ser obtida a partir da composição da distribuição nas chapas soldadas individualmente, considerando-se estas como componentes do perfil construído.

Assim, pode-se esquematizar na figura 4.20 a distribuição das tensões residuais em uma região típica do casco resistente

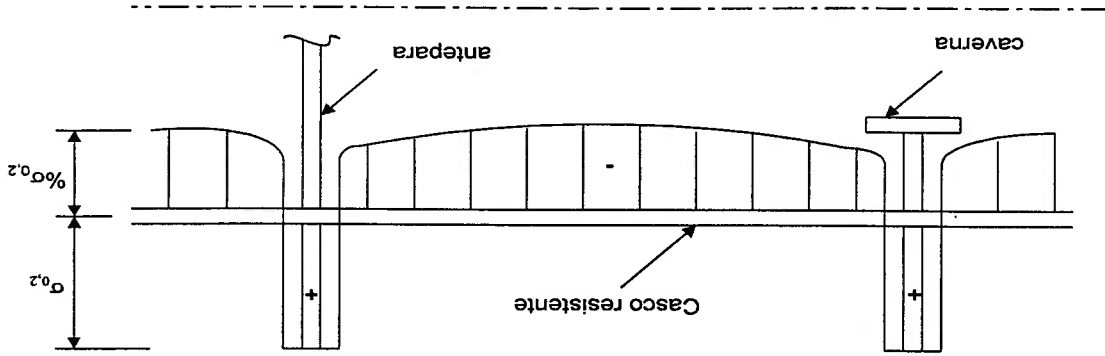


FIGURA 4.20 - Tensões residuais devido à soldagem, ao longo do casco resistente do submarino

CAPÍTULO V

DESENVOLVIMENTO DO MÉTODO DE CÁLCULO DA VIDA À FADIGA

5.1 - Considerações Gerais

A partir dos conceitos estabelecidos, é de relevância destacar que a avaliação do crescimento e da propagação da trinca dependem do tipo de sollicitação. Se esta é de alto ciclo, usam-se as curvas (S-N), se de baixo ciclo, utilizam-se as curvas (E_xN). Estas curvas são obtidas através dos ensaios em corpos de prova de pequenas dimensões, onde os parâmetros utilizados foram previamente citados. No caso da estrutura de um submarino, o número de imersões e submersões ao longo de sua vida está na faixa do que pode-se considerar fadiga em baixo ciclo, sob tensões elevadas.

A mecânica da fratura considera a existência de uma trinca, quando a dimensão mínima varia de 0,1 a 0,5 mm [1, 14, 20] (normalmente detectável em estruturas soldadas). No caso de estruturas de submarinos, será considerado que, durante a fabricação, somente trincas com profundidade maior ou igual a 0,5 mm são detectadas e reparadas. O valor de 0,5 mm será adotado neste estudo, como o tamanho inicial típico de uma trinca a se propagar por fadiga. O seu crescimento será avaliado através da curva de Paris (da/dN_xΔK_I), apresentada no capítulo III, que é mais adequada para este caso, ao invés das curvas (S-N) ou (E_xN)

Neste sentido, para estruturas soldadas de dimensões consideráveis neste estudo com metros de cordão de solda, torna-se difícil evitar a formação de trincas, dando-se início a um processo de fratura.

As considerações necessárias para a elaboração do modelo do cálculo da vida em fadiga, serão sempre caracterizadas pela análise das especificidades que ocorrem com estruturas típicas de submarinos. Estudos realizados pelo Centro de Estruturas Navais e Oceânicas da Universidade de São Paulo - CENO-USP, na resolução deste problema, utilizando elementos finitos para o cálculo dos fatores de intensificação de tensões, requerem uma equipe com bastante experiência e qualificada na área [43].

Ao contrário, neste trabalho, o método desenvolvido é de fácil aplicabilidade e possível adequação a outros componentes estruturais. Neste sentido, utilizou-se o método dos elementos finitos só para calcular as tensões na região do casco resistente onde estará localizada a trinca, sob a pressão de água externa. Já no cálculo dos fatores de intensificação de tensões propriamente dito, utilizam-se equações analíticas existentes para o modelo, a serem apresentadas durante o desenvolvimento deste estudo, sempre levando-se em consideração peculiaridades do material analisado.

5.2 - Definição da Região Crítica para o Problema

A partir das regiões mais susceptíveis a apresentar a falha por fadiga descritas no item 2.6, não se sabe, a priori, qual aquela que virá a ser a mais crítica. Nesse caso, através de modelos de elementos finitos dessas regiões, pode-se levantar o campo de tensões em cada um deles e, através de uma avaliação que leve em conta também as espessuras do

casco, procurar definir qual delas poderá ser considerada como aquela em que o fenómeno de fratura por fadiga venha ocorrer primeiro. Portanto, a vida à fadiga da estrutura do submarino será dada pela vida à fadiga dessa região. Na etapa seguinte, a região definida como a mais crítica, deve ser minuciosamente analisada, chegando-se ao nível da descrição dos cordões de solda, levando-se a distribuição de tensões na região com o nível de precisão que venha a ser necessário.

Segundo Heller [4], as regiões do submarino mais susceptíveis ao processo de fadiga seriam aquelas submetidas às tensões de compressão de elevada magnitude, pois a existência de tensões residuais de tração da ordem de tensão de escoamento, vão fazer com que estas tensões se superponham, fazendo com que a resultante seja de tração e de magnitude variável como a profundidade.

Uma vez definida a região mais crítica, quanto ao aspecto da fadiga, e circumferencialmente tendo-se a presença de um cordão de solda, a posição de cruzamento desse cordão com outro cordão de solda longitudinal tende a ser a mais crítica. A comprovação experimental destas observações é apresentada nas figuras 2.16 e 2.17. Nessas figuras, verifica-se que nas posições de cruzamento dos cordões de solda circumferenciais e longitudinais, as trincas apresentam um crescimento mais acentuado. A perfuração do casco do submarino, através do crescimento da trinca por fadiga, provavelmente ocorre nessas posições.

5.3 - Modelo da Trinca Adaptado

Assume-se o modelo da trinca mostrado na figura 5.1, onde o avanço da profundidade da trinca na espessura é considerada constante ao longo de toda a circunferência. Nessa figura, $w=2b$ corresponde à espessura do casco resistente, λ corresponde a um comprimento de arco considerado muito grande em relação a w e a à profundidade de trinca. O modelo da trinca utilizado se refere a um estado plano de deformações, onde a relação entre as tensões circunferenciais (σ_θ) e as longitudinais (σ_L) é dado por:

$$\sigma_\theta = \nu \sigma_L \tag{5.1}$$

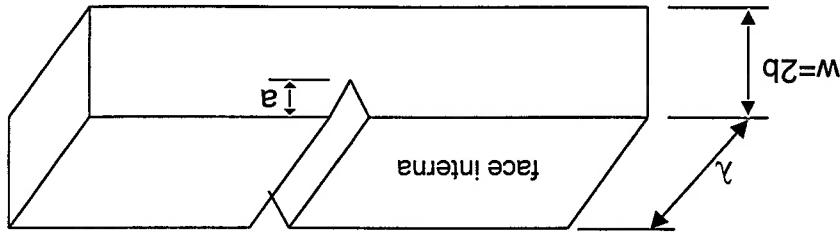


FIGURA 5.1 - Modelo de trinca para aplicação analítica [20]

Através da aplicação dos diferentes tipos de esforços agentes nesse modelo de trinca serão calculados, analiticamente, os fatores de intensificação de tensões.

5.4 - Cálculo do Fator de Intensificação de Tensões

O carregamento aplicado à estrutura do submarino é considerado como sendo a composição de dois tipos de sollicitação:

- a) O carregamento devido a pressão hidrostática

A pressão da água externa, que é variável com a profundidade, originando o fenómeno de fadiga. Para este carregamento, as tensões agentes na estrutura tomada como exemplo para apresentação desse modelo de cálculo, são obtidas utilizando-se o método de elementos finitos.

Sabe-se que a estrutura real é axisimétrica e é modelada neste estado. Tomando-se como exemplo a região de um anel de transição, vê-se que ele é extremamente rígido, como se mostra na figura 2.19. Esta região deve apresentar um pequeno deslocamento radial sob a ação da pressão hidrostática. Buehla [5] apresentou estudos desenvolvidos por Von Sanden e Gunther, onde relacionou as tensões longitudinais com as circunferenciais, para o casco axisimétrico, obtendo-se:

$$\sigma_{\theta} = -\frac{Ew\Delta R}{R} + 0,3\sigma_L \quad (5.2)$$

Onde:

σ_{θ} - tensão circunferencial.

σ_L - tensão longitudinal.

R - raio até a metade da espessura.

ΔR - deslocamento radial.

E - módulo de elasticidade.

w - espessura.

Visto que ΔR é pequeno, o que pode ser constatado nos resultados do modelo de elementos finitos (capítulo 6), o termo $-\frac{E_w \Delta R}{R}$ é também pequeno em relação a $0,3\sigma_L$. Assim, a equação 5.1 vai-se aproximar da equação 5.2, dentro de uma precisão que, em termos de engenharia, é compatível com o grau de refinamento do modelo de cálculo que esta sendo utilizado. Desta forma, as expressões para o fator de intensificação de tensões que serão apresentadas a seguir, válidas para um estado plano de deformação poderão ainda ser utilizadas neste caso do submarino, nessas regiões com anéis de transição.

A distribuição de tensões σ_L na espessura do chapameento não é constante. Esta pode ser dividida em duas componentes, normal (membrana) e de flexão, para sua adequação ao modelo analítico do cálculo do fator de intensificação de tensões. Na figura 5.2, apresenta-se esquematicamente a sequência de cálculo das tensões no chapameento, para uma região de intersecção cone-cone tomada como exemplo. Tem-se uma tensão de compressão na face interna superior à face externa. Deste modo, essa distribuição é decomposta em uma tensão normal de compressão uma distribuição normal de flexão, que comprime a face interna. Ainda, o fato da tensão de compressão ser maior pela face interna faz com que, com a superposição com as tensões residuais de tração, a maior variação de tensões ocorra nessa face interna, fazendo com que a trinca se inicie e se propague de dentro para fora da espessura do casco, como alias já tinha sido verificado nos ensaios mostrados nos itens 2.5.1 e 2.5.2.

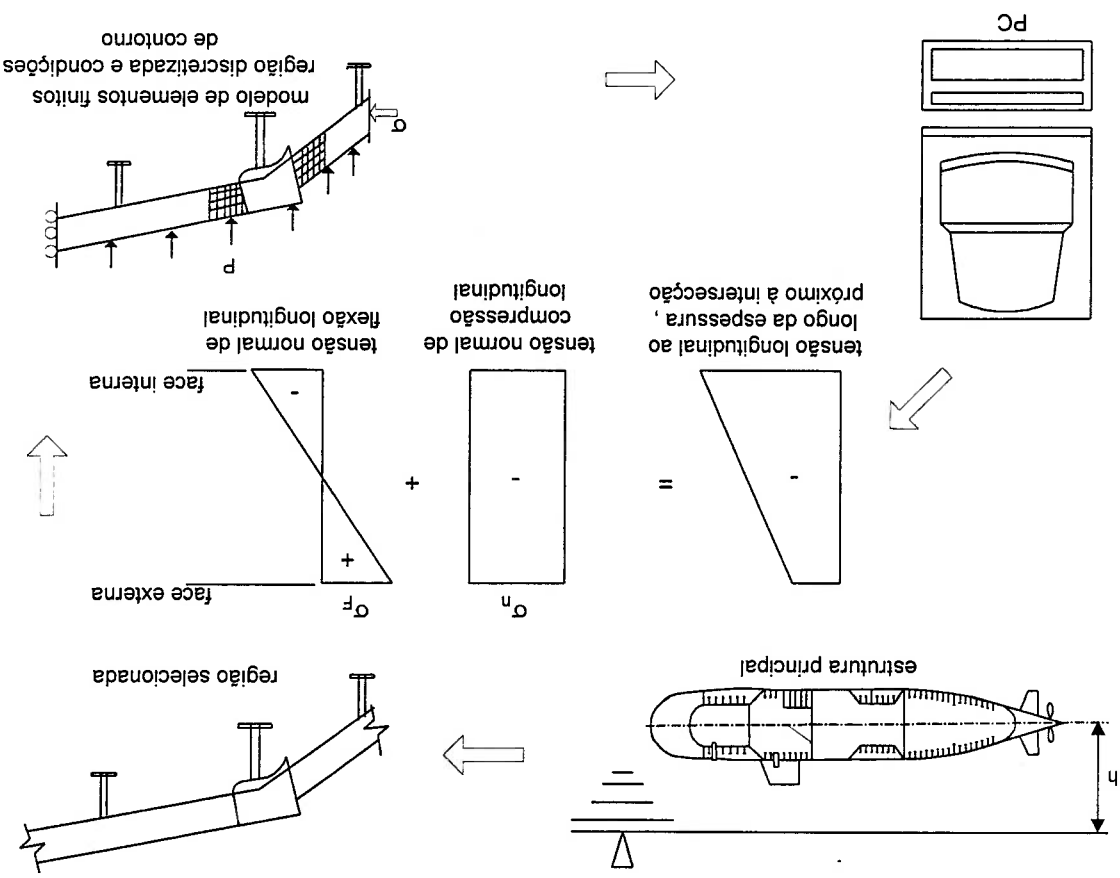


FIGURA 5.2 - Diagrama para o cálculo de tensões devido a pressão hidrostática

Em função do exposto, apresenta-se a seguir a formulação para o cálculo dos fatores de intensificação de tensões, devidos à pressão externa obtidos para cada componente de tensão e, como já explicado, válidas para estado plano de deformação.

Para a componente de tensão normal, o fator de intensificação de tensões é dado por [20]:

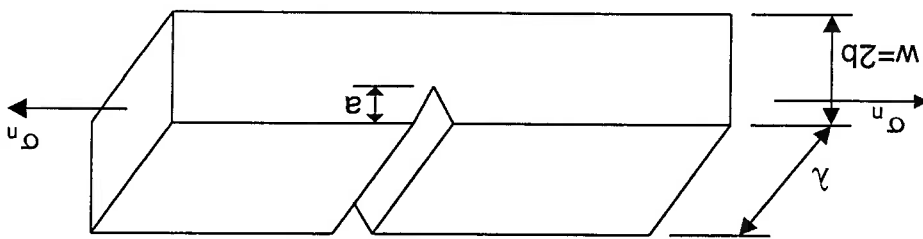


FIGURA 5.3 - Modelo para a tensão normal [20]

$$K_n = 1,12\sigma_n \sqrt{\pi a} k(a/b) \quad (5.3)$$

Onde:

k - fator de correção para o fator de intensificação de tensões;

a - profundidade da trinca;

2b - espessura da chapa;

1,12 - constante obtido em função do material e forma da abertura da trinca;

σ_n - tensão normal ($\sigma_n > 0$ como mostrado na figura 5.2. Portanto, K_n será

negativo, mas a superposição com o efeito da tensão residual (tração) fará com que a trinca

se propague).

Para a componente de tensão de flexão tem-se [20]:

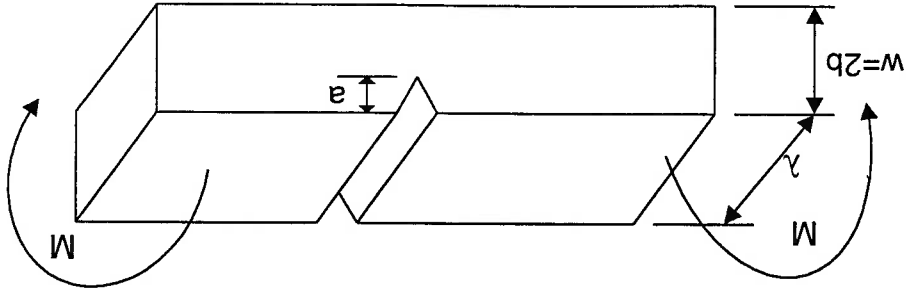


FIGURA 5.4 - Modelo para momento fletor [20]

$$K_f = \frac{6 \cdot M}{(w-a)^{3/2}} \cdot g \left(\frac{a}{w} \right) \quad (5.4)$$

onde:

M - momento fletor agente, por unidade de comprimento λ , dado por:

$$M = \frac{\sigma_f \cdot w^2}{6}$$

σ_f - tensão de flexão;

$w=2b$ - espessura da chapa;

a - profundidade da trinca;

g - fator de correção de K em função de a e w;

$\sigma_f > 0$, pois a flexão, figura 5.2, é no sentido de "fechar" a trinca. Portanto, K_f será

negativo, mas, como no caso anterior, a superposição com o efeito da tensão residual

(tração) fará com que a trinca se propague.

b) Devido às Tensões Residuais

Na existência de um carregamento na superfície da trinca, na ausência de qualquer

solicitação exterior, o fator de intensificação de tensões é dado por [11]:

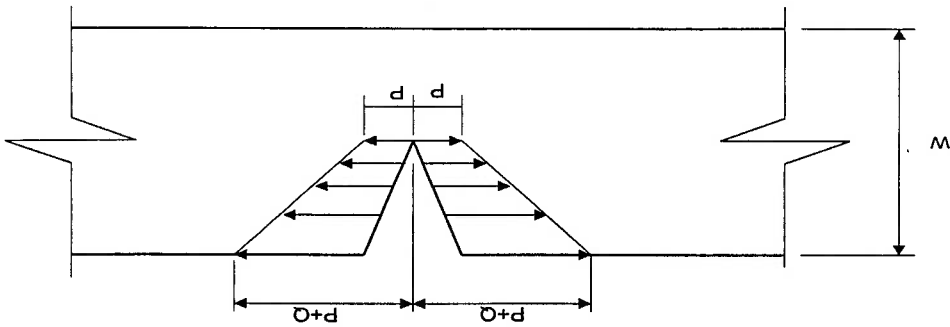


FIGURA 5.5 - Tensões residuais na ponta da trinca [11]

$$K_f = (1,1215P + 0,439Q)\sqrt{ma}$$

(5.5)

Onde:

a - profundidade da trinca;

P - tensão existente na ponta da trinca;

P + Q - tensão na superfície da abertura da trinca;

Embora o modelo apresentado na figura 5.5, onde as tensões encontram-se aplicadas na superfície da trinca, não indiquem a distribuição de tensões residuais ao longo da espessura do casco, como ocorre neste estudo, estas últimas, baseadas no princípio de superposição, como indicados por Broek [3] e Gonçalves [40], podem ser consideradas como o campo de tensões aplicado na superfície da trinca. Portanto, passando a ser utilizados para determinar o fator de intensificação de tensões.

A existência de cordões de solda longitudinais, devido ao processo de união das chapas calandradas, e a existência de cordões de solda circunferenciais no processo de união entre subsecções, geraram um campo complexo de tensões residuais, sendo a distribuição dessas tensões mais crítica no cruzamento dos cordões de solda.

Para fins deste trabalho será utilizado a mesma distribuição de tensões residuais definida em [51].

Assim, a tensão residual longitudinal total será considerada como a composição da tensão residual do cordão de solda longitudinal, com magnitude igual à tensão de escoamento do aço HY-80 e constante ao longo da espessura da chapa, com a tensão residual longitudinal do cordão de solda circunferencial, com magnitude igual a 75% da tensão de escoamento na parte interna da chapa e com variação linear ao longo da espessura

da chapa, como mostrado na figura 5.6. A resultante desta superposição é limitada a esses valores, considerando-se que se trata de um material elastoplástico sem encruamento.

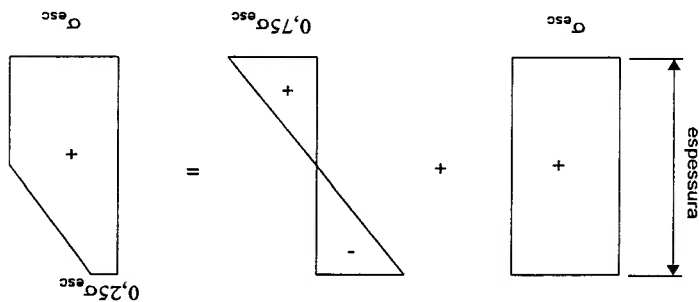


FIGURA 5.6 - Distribuição de tensões residuais longitudinais ao longo da espessura.

Como se vê, a distribuição final das tensões residuais é diferente do modelo da figura 5.5. No entanto, para fins de cálculo de K_f , será feita uma aproximação, a ser explicada no item 6.3.3, quando da aplicação deste procedimento.

Portanto, o fator de intensificação de tensões total (K_{It}), para uma certa profundidade de operação do submarino, onde atua a tensão normal σ_n , a tensão de flexão σ_f e tensão residual, será dado pela soma dos três fatores calculados independentemente:

$$K_{It} = K_n + K_f + K_r \quad (5.6)$$

5.5 - Critério de Falha

Considerando-se a existência de uma trinca e sabendo-se que esta propaga-se pelo mecanismo de fadiga, será considerado falha da estrutura quando ocorrer qualquer um dos eventos abaixo:

a) A trinca, sempre através do mecanismo de fadiga, perfurará a chapa da estrutura, ou seja, a profundidade “a” da trinca se igualará à dimensão da espessura da chapa.

b) A trinca, através do mecanismo de fadiga, atingirá uma profundidade “a” que fará com que o fator de intensificação de tensões K_{II} , equação 5.6, se iguale ou ultrapasse o parâmetro característico da tenacidade à fratura K_{IC} , que é o fator de intensificação de tensões crítico. Isto faz com que a trinca propague-se de forma instável até perfurar a espessura da chapa.

c) A trinca propagar-se-á através do mecanismo de fadiga até que atinja uma certa profundidade que faz com que a faixa cíclica ΔK_{II} (variação do fator de intensificação de tensões total) atinja valores iguais ou superiores a ΔK_{II} , que representa o limite experimental da variação do fator de intensificação de tensões, a partir do qual a trinca propagar-se-á por fadiga extremamente acelerada.

5.6 - Procedimento de Cálculo da Vida à Fadiga

O modelo do cálculo de vida à fadiga baseado no que já foi estabelecido anteriormente, seguirá a seguinte sequência:

a) A cada profundidade de operação (h_n) tem-se um valor para as tensões σ_n e σ_F a serem usados, respectivamente, nas equações 5.3 e 5.4. Portanto, calcula-se o fator de intensificação das tensões (K_I) em função da profundidade da trinca (a) para diversas profundidades de operação (h_n). Esses valores serão obtidos pela

somatória dos fatores de intensificação das tensões independentemente calculados para os efeitos dos carregamentos externos, assim como para o efeito da tensão residual, em uma dimensão da trinca considerada, conforme equação 5.6, considerando-se, ainda, a correção devido ao efeito da plasticidade dada no item 3.4. Esses valores serão apresentados em forma de tabelas e curvas.

b) Obtenção por subtração numérica, entre pares, das curvas obtidas no item a, do conjunto das curvas da faixa do fator de intensificação das tensões (ΔK_I) contra a profundidade da trinca na espessura (a). Algebricamente observa-se que:

$$(\Delta K_I)_k = (K_{I_i}) - (K_{I_j}) \tag{5.7}$$

Onde “i” e “j” são indicadores das cotas pré-estabelecidas pelo analista, em função das prováveis missões do submarino, e “k” o índice que identifica a faixa da variação das tensões referentes às cotas dos índices “i” e “j”. Inicia-se a trinca pela face interna do casco, como é verificado por Dunham [7] e Kilpatrick [8].

c) Considerando-se que o mecanismo da fadiga do aço do submarino, em presença de uma trinca tem um comportamento do tipo: $\frac{dP}{da} = C(\Delta K_I)^m$, onde “C” e “m” são parâmetros obtidos experimentalmente e conhecendo-se a equação do ΔK em função de “a”, obtida no item b. Obtem-se:

$$dP = C^{-1}(\Delta K_I(a))^{-m} da \tag{5.8}$$

d) Adotando-se a sequência estabelecida pelo perfil de operação do submarino e as equações obtidas das curvas $\Delta K(a)$, utilizando-se o programa Mathcad encontra-

se a integral abaixo mostrada, para cada profundidade da trinca, em função da faixa de operação do submarino.

Obtem-se:

$$N_k = \frac{C}{I} \int_{a_{final}^k}^{a_{inicial}^k} (\Delta K(a))^k (a)^{-m} da \quad (5.9)$$

Onde:

- $(a_{inicial}^k)$ é o valor inicial da trinca no instante em que o submarino entra na faixa de profundidade “k”;

- (a_{final}^k) é o valor final da profundidade da trinca no instante em que o submarino

deixa a faixa da profundidade k;

- N_k é o número de ciclos e seqüências, que o submarino executa na faixa da

profundidade “k”, variando entre as cotas “i” e “j”:

e) “k=1”, $(a_{inicial}^1)$, é estabelecido pelos padrões de controle de qualidade e (a_{final}^1) é calculado numericamente, através da integral 5.9, conhecendo-se N_1 .

f) para “k=2”, $(a_{inicial}^2)$, é igual (a_{final}^1) e (a_{final}^2) é calculado numericamente através da integral 5.9, conhecendo-se N_2 .

g) E assim sucessivamente, até k=p, quando (a_{final}^p) ultrapassar o valor de “a” estabelecido pelos critérios da falha apresentado anteriormente. Neste caso, calcula-se N_p para o valor de “a_{final}”, também através da integral 5.9.

h) A vida à fadiga do submarino, em termos de número de ciclos, é então dada por: $N_v = N_1 + N_2 + N_3 + \dots + N_p$.

i) A vida à fadiga do submarino, em termos do tempo submerso, é então dada por:

$T = N_1 T_1 + N_2 T_2 + N_3 T_3 + \dots + N_p T_p$; onde T é o período típico do ciclo de carregamento "k".

j) A vida à fadiga do submarino, em termos de tempo de operação, número de missões, etc. pode também ser obtida, desde que se estabeleçam relações entre esses parâmetros e o número de ciclos de mergulho.

CAPÍTULO VI

APLICAÇÃO DO MÉTODO DE CÁLCULO

6.1 - Introdução

Neste capítulo será realizado uma aplicação do procedimento de cálculo da vida à fadiga desenvolvido, para a estrutura de arranjo típico de um submarino. Os resultados serão, ainda, comparados com aqueles obtidos por um método mais elaborado, em que os fatores de intensificação de tensões K_t foram calculados utilizando-se o método dos elementos finitos, baseado no trabalho de Gonçalves [40], descrito nas referências [43,50,51].

6.2 - Superposição de Tensões

Sabe-se que geralmente a trinca localiza-se perto do cordão de solda e que as tensões máximas ocorrem ao redor desta, resultantes da superposição das tensões devido a pressão hidrostática externa e às tensões residuais. Portanto, a partir destas, calcula-se o fator de intensificação de tensões.

6.2.1 - Tensões Devidas à Pressão Hidrostática

O cálculo de tensões devido à pressão hidrostática externa foi realizado utilizando-se modelos de elementos finitos, para as regiões mais sujeitas à falha por fadiga, como explanado no item 2.6. Entre todas, aquela correspondente à intersecção cone-cone foi selecionada, por apresentar o maior nível de tensões e menor espessura. A

Figura 6.1 apresenta esquematicamente essa região, com o anel de transição e as cavernas.

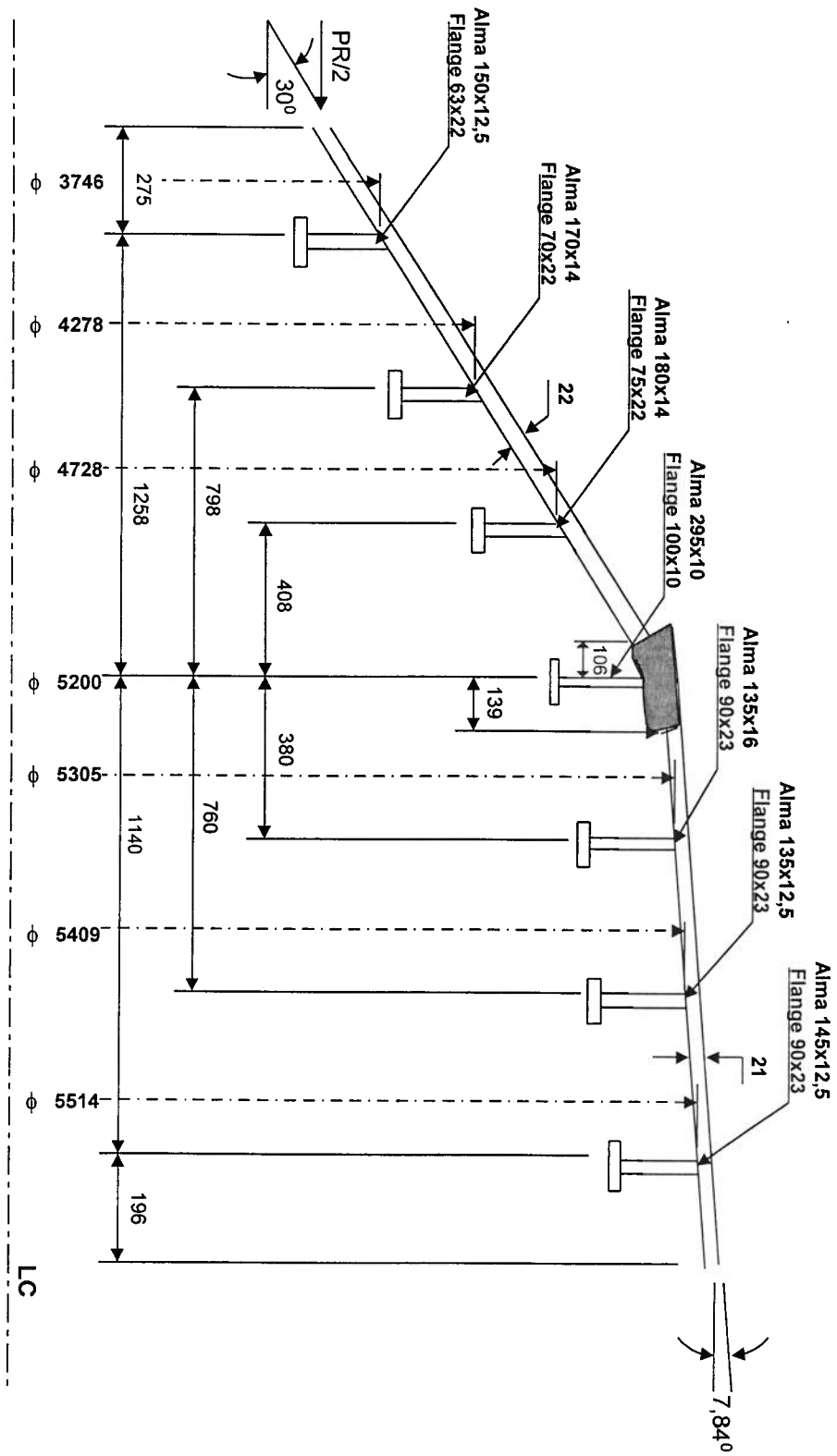


FIGURA 6.1 - Esquema da união cone-cone

A malha tem maior nível de refinamento nas áreas de maior concentração de tensões, ou seja, próximo dos anéis de transição. Cabe ressaltar que a inclusão do cordão de solda na modelagem, tem considerável influência nos resultados [47].

Nas figuras 6.2 e 6.3 é mostrada a malha de elementos finitos. A figura 6.4 descreve graficamente as condições de contorno da estrutura. O esforço de contorno longitudinal, por unidade de comprimento, aplicado na circunferência à esquerda, é dado por:

$$\sigma_N = PR/2$$

Onde:

P = pressão hidrostática (MPa);

R = raio até a metade da espessura no chapamento (mm) onde σ é aplicado.

Sob uma pressão externa no casco é mostrado, na figura 6.5, a estrutura deformada e a posição da máxima tensão longitudinal. Esse cálculo foi realizado considerando-se a pressão hidrostática de 2,5 MPa (250 metros de profundidade máxima do submarino) aplicada sobre a face externa do chapamento.

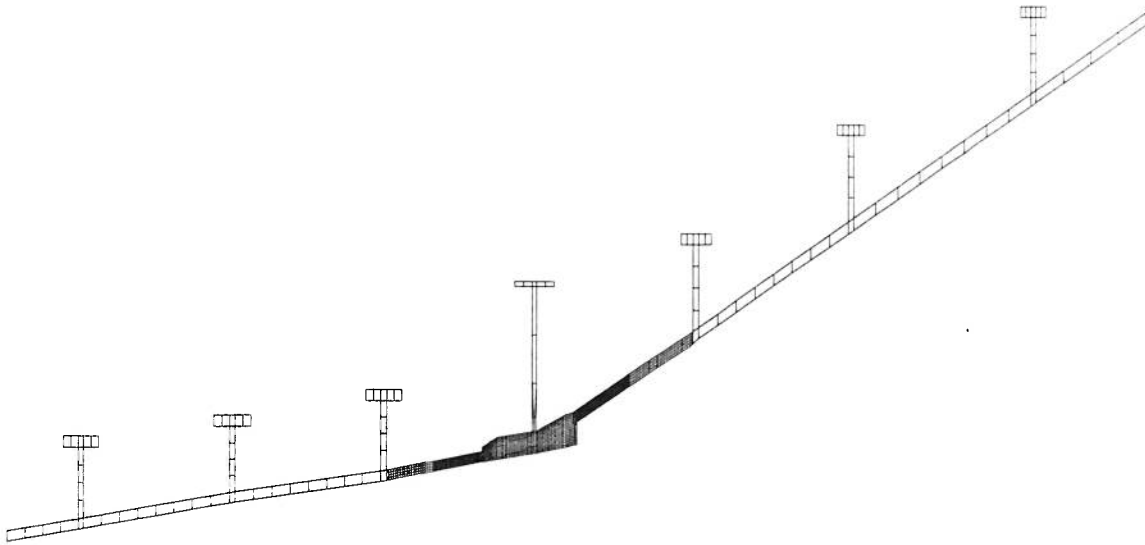


FIGURA 6.2 - Discretização global da malha na região considerada

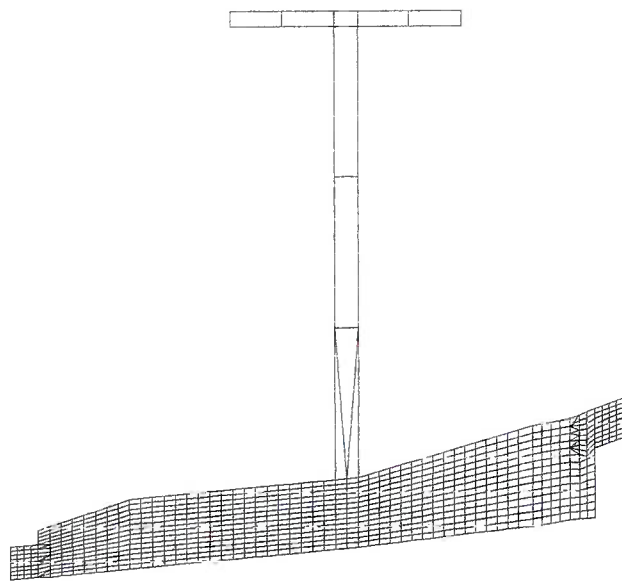


FIGURA 6.3 - Detalhamento da discretização do anel de transição

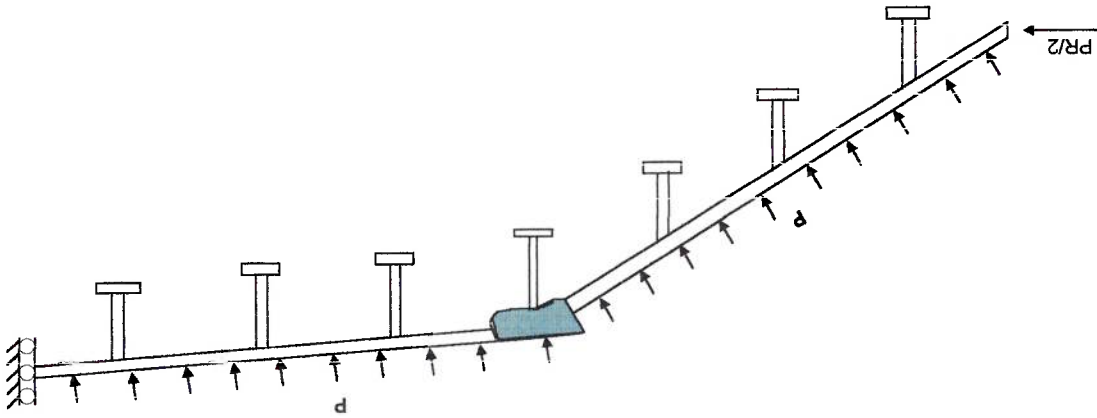


FIGURA 6.4 - Condições de contorno do modelo

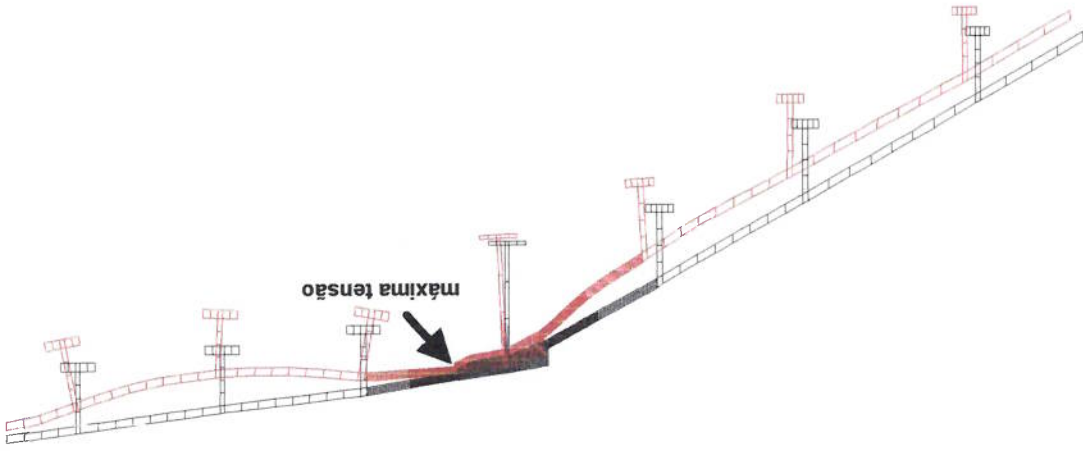


FIGURA 6.5 - União cone-cone (configuração deformada)

Processado o modelo pelo programa Algor obtiveram-se os seguintes resultados:

250 m de profundidade de operação, considerada como profundidade máxima.

$\sigma_{\text{Lim}(\text{max})} = -301,7 \text{ MPa}$ tensão normal longitudinal na parte interna do chapameento a

250 m de profundidade de operação, considerada como profundidade de operação.

$\sigma_{\text{Lex}(\text{max})} = -18,82 \text{ MPa}$ tensão normal longitudinal na parte externa do chapameento a

250 m de profundidade de operação.

Dos resultados obtidos pode-se concluir que:

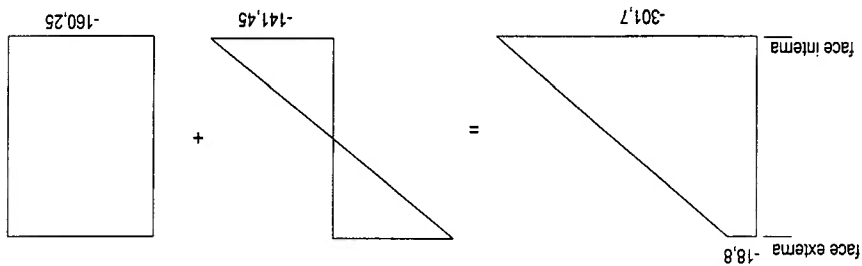
- a) o nível da tensão longitudinal é mais elevado nas posições próximas à intersecção e, portanto, das juntas soldadas. Essas tensões longitudinais variam com a profundidade de operação do submarino e ao longo da espessura do chapameento.
- b) os níveis de deslocamentos radiais e de distorções angulares existentes nas áreas críticas do anel de transição não apresentam valores significativos.

Visto que as tensões longitudinais são maiores que as circunferenciais, valendo, aproximadamente, a relação $\sigma_{\theta} \approx 0,3\sigma_r$, pode-se constatar que esta região da estrutura comporta-se como um estado plano de deformação. Assim, utilizar-se-á os modelos das figuras 5.3 e 5.4 para o cálculo de K_t , que é expresso em função de tensões longitudinais, daí serem estas as tensões a serem apresentadas.

A tensão total, devido à pressão externa, é dividida em uma componente de flexão e outra de membrana (figura 6.6) adaptando-se ao modelo analítico do cálculo do fator de intensificação de tensões dado nas equações 5.3 e 5.4.

Por hipótese, será considerado que a trinca é pequena e que não haverá variação de tensão na vizinhança desta, ante o efeito de carregamentos externo.

FIGURA 6.6 - Tensões no chapamento devido à pressão hidrostática



Baseando-se na distribuição das tensões de membrana e flexão (figura 6.6) em

função da profundidade (h), obtêm-se as seguintes equações:

$$\sigma_{lexi} = \sigma_{lexi(hmax)} \frac{h_{max}}{h} \tag{6.1}$$

$$\sigma_{limi} = \sigma_{limi(hmax)} \frac{h_{max}}{h} \tag{6.2}$$

$$\sigma_{F(h)} = \frac{\sigma_{limi} - \sigma_{lexi}}{2} \times \frac{h_{max}}{h} \tag{6.3}$$

$$\sigma_{n(h)} = \sigma_{limi} - \sigma_{F(h)} \tag{6.4}$$

Onde:

$\sigma_{lexi(hmax)}$ - tensão normal longitudinal na parte externa do chapamento à

máxima profundidade.

$\sigma_{limi(hmax)}$ - tensão normal longitudinal na parte interna do chapamento à

máxima profundidade.

σ_{limi} - tensão normal longitudinal na parte interna do chapamento a

uma profundidade de operação h.

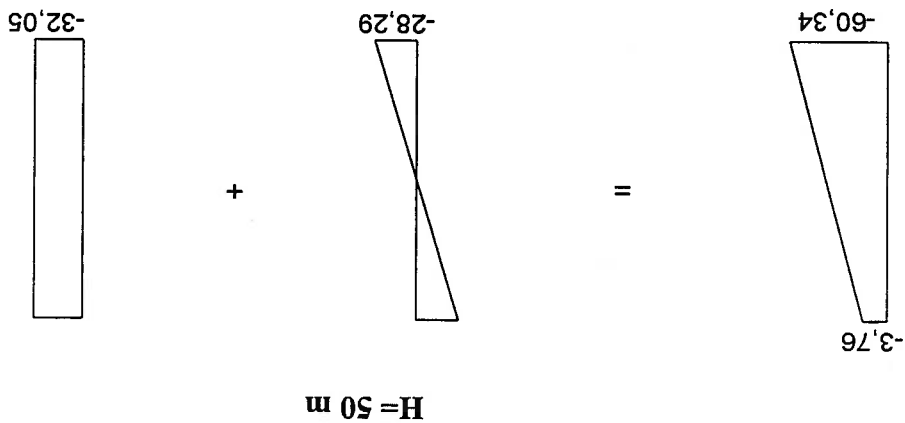
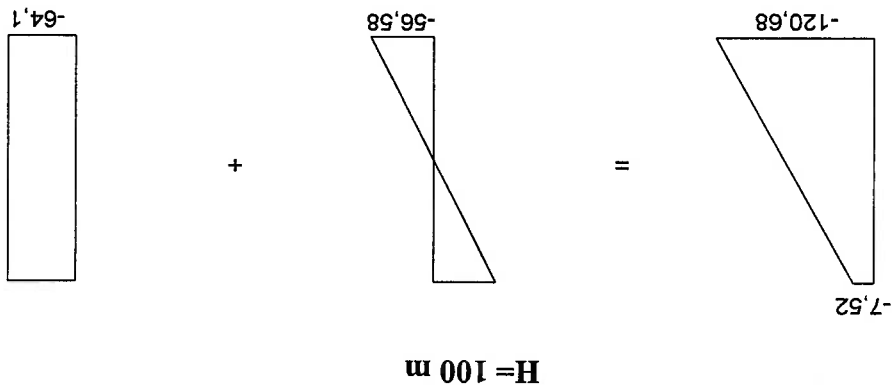
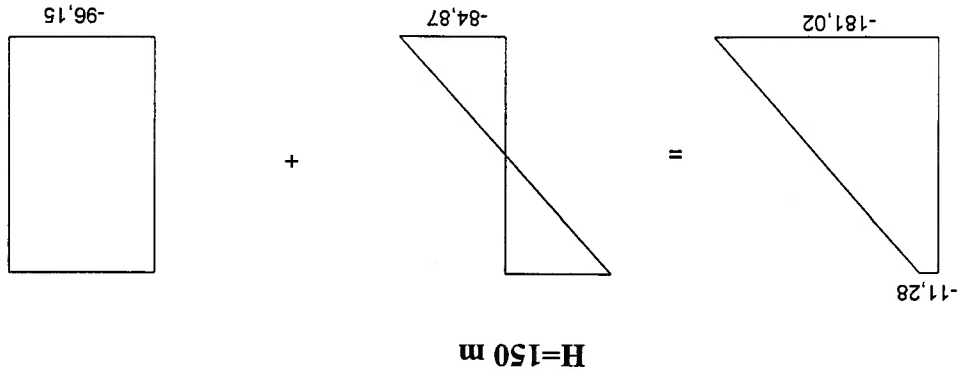
σ_{lexi} - tensão normal longitudinal na parte externa do chapamento a uma

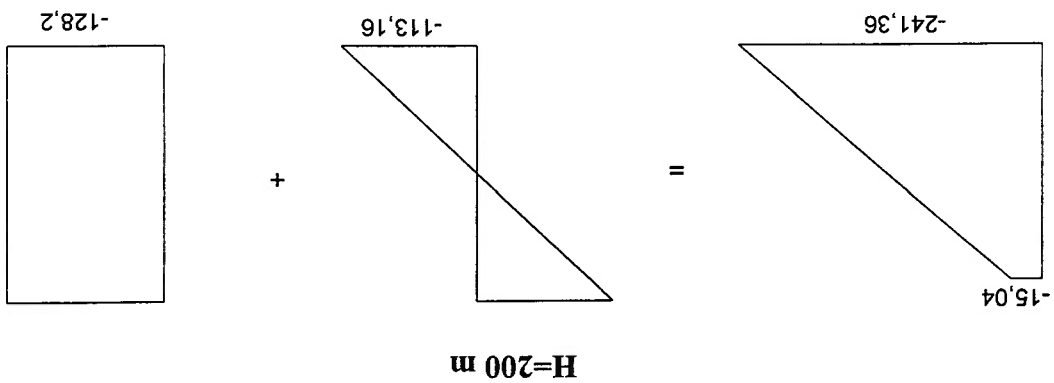
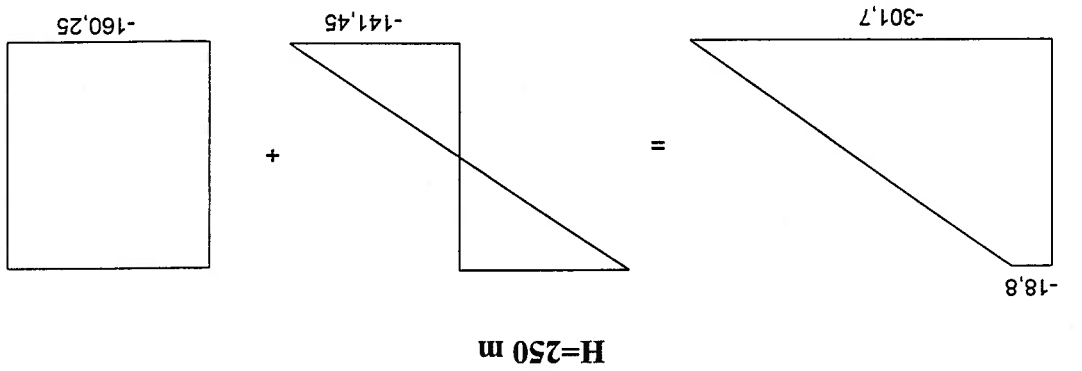
profundidade de operação h.

$\sigma_{F(h)}$ - tensão de flexão a uma determinada profundidade de operação h .

$\sigma_{n(h)}$ - tensão de membrana a uma determinada profundidade de operação h .

A partir da figura 6.6 e das equações anteriores, são apresentados, esquematicamente, as tensões em MPa, em função de diferentes profundidades.





Portanto, a cada profundidade existe uma distribuição de tensão ao longo da espessura e, portanto, um fator de intensificação de tensões.

6.2.2 - Tensão Residual

Este carregamento, como mencionado no item 4.5, é obtido utilizando-se o método de relaxamento (experimental), cuja distribuição, a ser utilizada neste trabalho, já foi mostrada na figura 5.6. Para $\sigma_{esc} = 551MPa$, obtêm-se os valores apresentados na

figura 6.7.

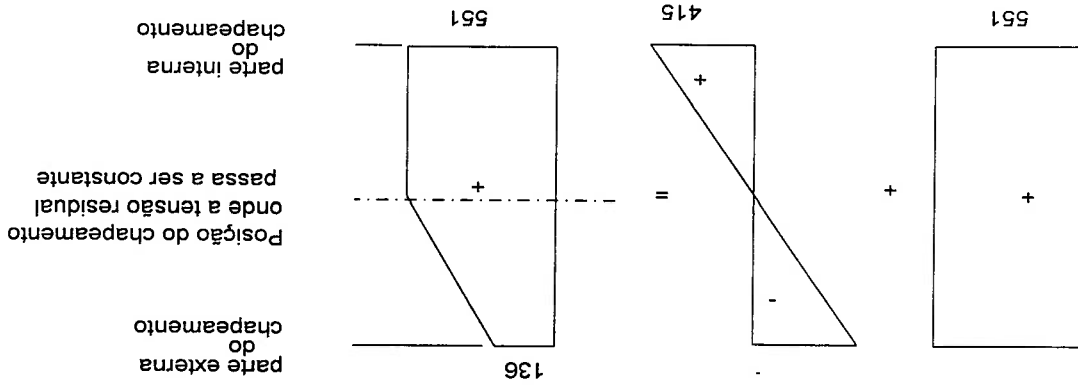


FIGURA 6.7 - Distribuição de tensão residual no chapamento

Na figura 6.8 apresenta-se o esquema da região estuda, a localização suposta para trinca inicial e a superposição das tensões agentes.

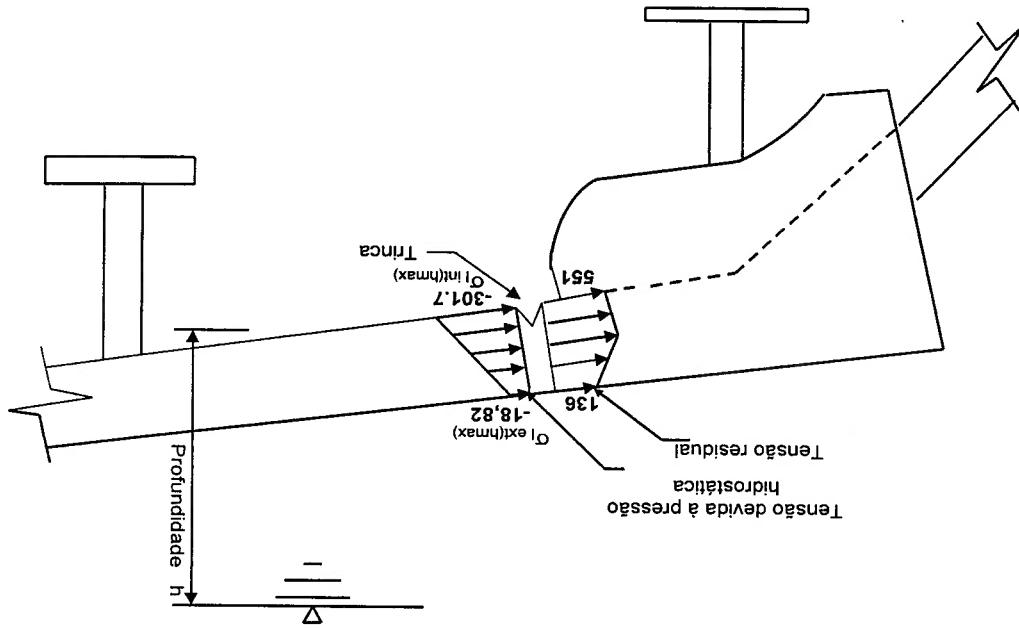


FIGURA 6.8 - Esquema de distribuição de tensões e localização da trinca no chapamento

A partir das tensões na região crítica, pode-se partir para o cálculo do fator de intensificação de tensões, a cada profundidade em função do comprimento da trinca, pelas equações 5.3, 5.4, 5.5 e 5.6.

6.3 - Cálculo do Fator de Intensificação de Tensões

A partir da figura 3.16, obtém-se K_{IC} , para aços martensíticos, que é o fator de

intensificação crítico a partir do qual origina-se a fratura frágil.

$$K_{IC} = 80 \text{ ksi } \sqrt{\text{inch}} \quad \text{ou} \quad 88 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}} \quad (T = -175^\circ \text{C})$$

$$\Delta K_T = 100 \text{ ksi } \sqrt{\text{inch}}$$

Uma vez calculado os fatores de intensificação de tensões (K_{II}), baseados em um

dos critérios de falha descritos no item 5.5, define-se a a profundidade máxima da

trinca permitida, até onde pode crescer sem risco de fratura frágil.

6.3.1 - Considerando só Tensão Normal

Considerando-se o modelo da trinca apresentado na figura 5.3, obtém-se K_n

(equação 5.3):

$$K_n = \frac{1,12\sigma_n \sqrt{\pi a k(2a/w)} \sqrt{1000}}{\sqrt{1000}}$$

(5.3a)

Onde:

$\sqrt{1000}$ = correção de unidades;

K_n = fator de intensificação de tensão (MPa $\sqrt{\text{m}}$);

σ_{max} = carregamento máximo longitudinal (N/mm²);

σ_n = tensão normal (N/mm²);

a = profundidade da trinca (mm);

k = fator de correção para o fator de intensificação das tensões;

1,12 - constante que depende principalmente do tipo do material e da forma da

solicitação;

w - espessura (21 mm).

TABELA 6.1 - Coeficiente para o fator de intensificação de tensões de membrana [20]

a/b	0,1	0,2	0,30	0,40	0,50	0,60	0,70	0,80	0,90	1,00
k(a/b)	1,03	1,07	1,15	1,22	1,35	1,50	1,69	1,91	2,20	2,50

Da tabela 6.1, desenvolveu-se uma regressão linear, obtendo-se a equação

abaixo:

$$k(x) = 0,981x^3 + 0,211x^2 + 0,3673x + 0,987$$

(6.6)

Onde:

$$x=(a/b), \quad 2b = w = 21, \quad b=10,5$$

6.3.2 - Considerando só Tensões de Flexão

Considerando-se o modelo de trinca apresentados na figura 5.4, obtêm-se K_f

pela equação 5.4:

$$K_f = \frac{6M}{a} \left(\frac{w}{a} \right)^g \frac{(21-a)^{3/2} \sqrt{1000}}{8}$$

(5.4.a)

onde:

M= momento (N.mm);

w = 2b = espessura da chapa (mm);

a= profundidade da trinca (mm);

g= fator de correção de K_f em função de a e w;

K_f = fator de intensificação das tensões ($\text{MPa}\sqrt{m}$).

a/w	g(a/w)
0,05	0,36
0,1	0,49
0,2	0,6
0,3	0,66
0,4	0,69
0,5	0,72
0,6	0,73

TABELA 6.2 - Coeficiente para o fator de intensificação de tensões de flexão [20].

Da tabela 6.2, desenvolveu-se uma regressão linear, obtendo-se a equação

abaixo:

$$g(x) = 0,15 \ln x + 0,8264 \tag{6.7}$$

(6.7)

onde: $x = a / w$;

para $w = 21$, tem-se:

$$g(a) = 0,15 \ln(a / 21) + 0,8264 \tag{6.7a}$$

(6.7a)

6.3.3 - Considerando só Tensões Residuais

A partir dos valores apresentados na figura 6.7, onde 551 N/mm² na parte interna do chapamento e 136 N/mm² na parte externa e, baseando-se na figura 5.5, pode-se fazer a sua adequação ao efeito das tensões residuais, considerando-se as tensões na superfície da trinca, baseados no princípio de superposição como já explanado no item 5.4. Assim, na figura 6.8a mostra-se o efeito real das tensões entorno da trinca.

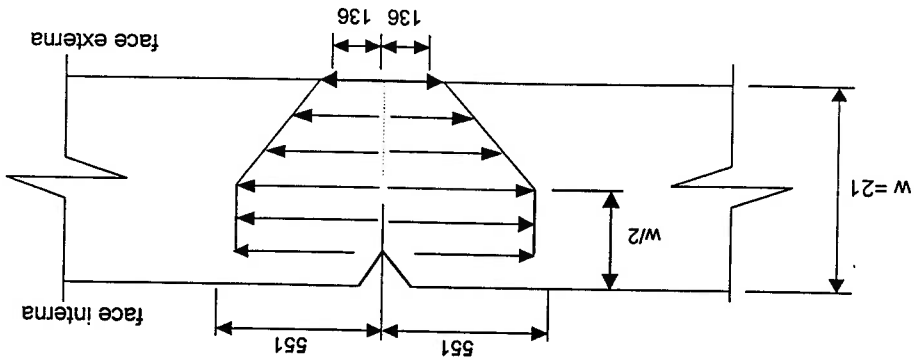


FIGURA 6.8a - Distribuição da tensão residual no chapamento.

Portanto, associando-se a figura 6.8a à figura 5.5, tem-se que até $a \leq w/2 = 10,5$

mm vem:

$$P + \bar{Q} = 551 \text{ MPa}$$

$$P = 551 \text{ e } \bar{Q} = 0$$

(6.8)

A distribuição de tensões para $a > w/2$ é dada por ABCDE. Já, a expressão de K_I só vale para uma distribuição do tipo ABD'E. Portanto, para ainda poder-se usar a expressão de K_I , substitui-se, por hipótese, a distribuição original ABCDE por uma nova distribuição ABD'E em que a área dos dois poliedros seja igual (figura 6.8b).

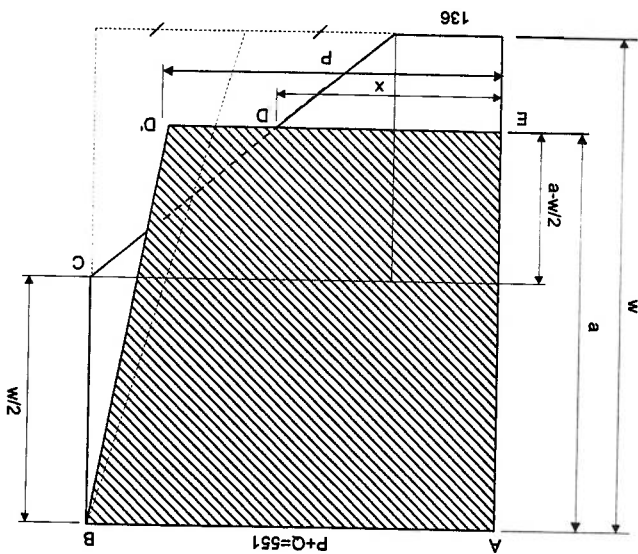


Figura 6.8b - Distribuição de tensões residuais modificado

Desta forma, pode-se deduzir os parâmetros "equivalentes" P e Q em função da profundidade da trinca (a) e da espessura de chapamento (w) para essa nova distribuição.

Da geometria original, limitada por uma profundidade da trinca a , encontram-se as seguintes relações:

$$\frac{551 - 136}{x - 136} = \frac{w/2}{w - a} \rightarrow x = 830 \frac{w}{w - a} + 136$$

A área do poliedro ABCDE é dada por:

$$A_o = \frac{\left\{ (830) \left(\frac{w}{w - a} \right) + 136 \right\} (a - w/2)}{2} + 551 \frac{w}{2}$$

$$A_o = (343,5 + 415) \left(\frac{w}{w - a} \right) (a - w/2) + 275,5w$$

A área achurada do poliedro ABCD'E é dada por:

$$A_* = \frac{551 + P}{2}$$

Igualandose estas duas áreas ($A_o = A_*$), obtêm-se:

$$P = 551 \left(\frac{a}{w} - 1 \right) + \left[343,5 + 415 \left(1 - \frac{w}{a} \right) \right] \left[2 - \frac{a}{w} \right] \quad (6.9)$$

$$P + \bar{Q} = 551$$

$$\bar{Q} = 551 - P \quad (6.9a)$$

Assim, para profundidade de trinca (a) maior de w/2 utilizar-se-ão as equações

6.9 e 6.9a.

Utilizando-se a equação 5.5, para o cálculo do fator de intensificação de tensões

para este tipo de solicitação K_I , vem:

$$K_I = \frac{\sqrt{1000}}{(1,1215P + 0,43\bar{Q})\sqrt{\pi a}} \quad (5.5a)$$

Onde:

K_I = Fator de intensificação de tensões ($MPa\sqrt{m}$);

P = Tensão residual na ponta da trinca (MPa);

P+Q = Tensão residual na superfície da abertura da trinca (MPa);

a = profundidade da trinca (mm);
 w = espessura do chapamento (mm).

6.3.4 Considerando a Tensão Total

Baseando-se no cálculo dos fatores de intensificação de tensões previamente determinados, de modo independente, apresenta-se a seguir o cálculo dos fatores de intensificação de tensões total.

$$K_{total} = K_f + K_n + K_t \quad (6.10)$$

K_f e K_n são negativos (devido às tensões de compressão), enquanto K_t é positivo (devido às tensões residuais de tração). Portanto, o máximo valor de K_{total} (K_{lc}) se dá na superfície, para uma profundidade de 0 metros.

Neste sentido, uma vez determinado o fator de intensificação de tensões K_t pode-se fazer:

$$K_{total}(h = 0m) = K_f = K_t = K_{lc} \quad (6.10a)$$

Da equação 6.10a, obtém-se o valor da profundidade da trinca em que K_{lc} é atingido e, portanto, dá-se a falha por fadiga.

Assim:

$$K_t = \frac{(1,1215P + 0,43Q)\sqrt{\pi a}}{\sqrt{1000}} = K_{lc}$$

$$\frac{(1,1215P + 0,43Q)\sqrt{\pi a}}{\sqrt{1000}} - 88 = 0$$

onde:

$$Q = 0$$

$$P = 551$$

$a_{crit} = 6,45mm$ (profundidade máxima da trinca até onde esta pode crescer sem

ocorrer fratura frágil), ainda sem considerar a influência da plasticidade.

Foi realizado, portanto, o cálculo do fator de intensificação de tensões total

$K_{total}^{(K_{II})}$ somando-se os fatores de intensificação das tensões K_{II} , K_I e K_I para uma

medida da trinca (a), a uma profundidade determinada, obtendo-se os resultados

mostrados na tabela 6.3 e expressos graficamente na figura 6.9.

TABELA 6.3 - Fator de intensificação de tensões para várias profundidades de operação (h) versus profundidade de trinca (a), sem correção devido à plasticidade

PASSO	TRINCA a (mm)	PROFUNDIDADE DE OPERAÇÃO				
		H= 0 m	H= 50 m	H=100 m	H= 150 m	H= 200 m
0	0	0	0	0	0	0
1	0,10000	10,953	10,222	9,491	8,761	8,030
2	0,20000	15,490	14,062	12,633	11,205	9,777
3	0,50000	24,491	21,932	19,372	16,813	14,253
4	0,85625	32,050	28,641	25,232	21,824	18,415
5	1,15625	37,244	33,265	29,287	25,308	21,330
6	1,51250	42,596	38,025	33,454	28,882	24,311
7	1,81250	46,630	41,600	36,570	31,540	26,509
8	2,16875	51,007	45,460	39,913	34,366	28,819
9	2,46875	54,421	48,452	42,482	36,513	30,544
10	2,82500	58,215	51,751	45,287	38,824	32,360
11	3,12500	61,228	54,348	47,468	40,588	33,708
12	3,48125	64,624	57,244	49,865	42,485	35,106
13	3,78125	67,351	59,543	51,734	43,926	36,117
14	4,13750	70,452	62,121	53,789	45,458	37,126
15	4,43750	72,962	64,175	55,388	46,601	37,814
16	4,79375	75,834	66,485	57,136	47,787	38,438
17	5,09375	78,171	68,328	58,485	48,642	38,799
18	5,45000	80,858	70,400	59,942	49,484	39,027
19	5,75000	83,054	72,052	61,049	50,047	39,045
20	6,10625	85,588	73,904	62,221	50,537	38,854
21	6,40625	87,665	75,376	63,086	50,796	38,506
22	6,76250	90,070	77,018	63,967	50,915	37,864

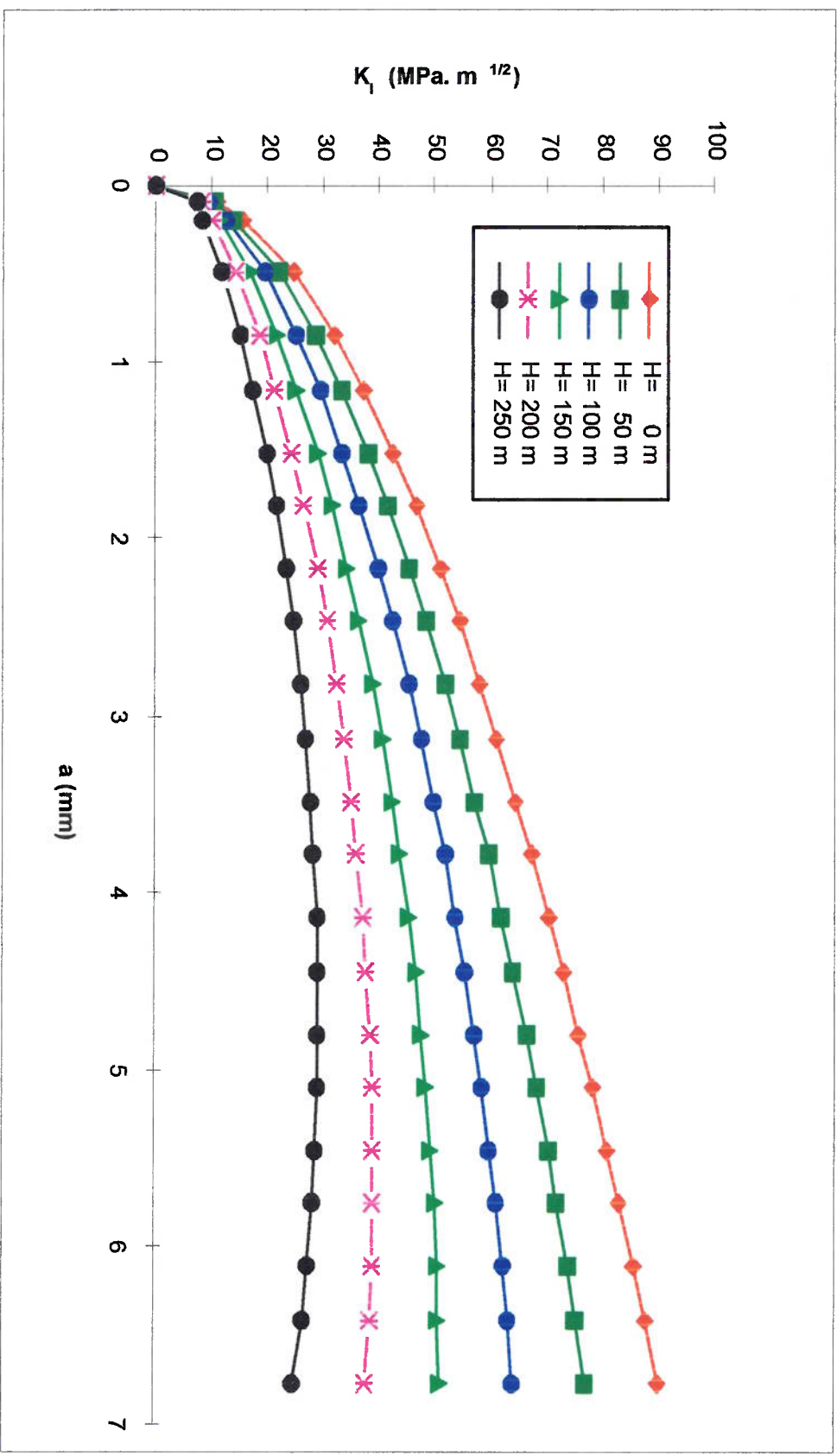


FIGURA 6.9 - Fator de intensificação de tensões versus profundidade de trinca (sem correção devido à plastificação)

Considerando-se a ocorrência de pequenas deformações plásticas durante o processo de fratura na ponta da trinca em forma frágil ou dúctil, faz-se a correção para a obtenção do fator de intensificação das tensões final, de acordo com o item 3.4.

Então, sabendo-se que:

$$\Delta a = r_p^* = \frac{1}{K_I} \left(\frac{\sigma_{esc}}{2} \right)^2 \quad (6.12)$$

(6.12)

$$\Delta a = \frac{1}{K_I} \frac{6\pi}{\sigma_{esc}} \left(\frac{\sigma_{esc}}{2} \right)^2 \times 1000 \text{ (mm)} \quad (6.12a)$$

(6.12a)

Onde:

K_I : fator de intensificação das tensões totais sem correção plástica (MPa).

σ_{esc} : tensão de escoamento do aço HY-80 MPa.

Δa : aumento da profundidade da trinca para a correção por plastificação (mm).

A partir da equação 5.3a o novo fator de intensificação de tensões para

carregamento longitudinal normal é dado por:

$$K_n = \frac{\sqrt{1000}}{1,12\sigma_n \sqrt{\pi(a + \Delta a)} k [2(a + \Delta a) / w]} \quad (5.3b)$$

(5.3b)

A partir da equação 5.4a obtêm-se o novo fator de intensificação das tensões

para carregamento fletor, onde:

$$K_f = \frac{6M}{1(21 - (a + \Delta a))^{3/2} \sqrt{1000}} \left(\frac{a + \Delta a}{w} \right)^2 \quad (5.4b)$$

(5.4b)

A partir da equação 5.5a o novo fator de intensificação das tensões para efeito da

tensão residual é determinado por:

$$K_I = \frac{(1,1215P + 0,43Q)\sqrt{\pi(a + \Delta a)}}{\sqrt{1000}}$$

5.5b)

Portanto, obtêm-se novos valores do fator de intensificação de tensões, com

correção devido a plasticidade, como mostrado na tabela 6.4 e figura 6.10.

Utilizando-se o mesmo procedimento dado na equação 6.10a, mas considerando-

se agora a plasticificação na ponta da trinca, verificou-se que o valor máximo da trinca

sem ocorrer de fratura frágil é de 5,45 mm..

TABELA 6.4 - Fator de intensificação de tensões (K_I) para várias profundidades de operação (h) versus profundidades de trinca (a), com correção devido à plasticidade ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

Passo	Trinca a(mm)	PROFUNDIDADE DE OPERAÇÃO				
		H=0 m	H=50 m	H=100 m	H=150 m	H=200 m
0	0	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
1	0,10000	12,046	11,042	10,087	9,179	8,317
2	0,20000	17,036	15,189	13,428	11,747	10,140
3	0,50000	26,936	23,699	20,602	17,632	14,776
4	0,85625	35,249	30,950	26,835	22,885	19,081
5	1,15625	40,962	35,941	31,137	26,526	22,086
6	1,51250	46,849	41,069	35,543	30,244	25,144
7	1,81250	51,285	44,911	38,824	32,993	27,385
8	2,16875	56,099	49,046	42,325	35,896	29,720
9	2,46875	59,854	52,240	44,998	38,083	31,446
10	2,82500	64,027	55,748	47,894	40,411	33,241
11	3,12500	67,341	58,494	50,125	42,166	34,553
12	3,48125	71,075	61,539	52,549	44,024	35,885
13	3,78125	74,075	63,938	54,415	45,408	36,824
14	4,13750	77,486	66,608	56,434	46,845	37,727
15	4,43750	80,246	68,715	57,976	47,885	38,310
16	4,79375	83,404	71,058	59,623	48,921	38,793
17	5,09375	85,975	72,904	60,859	49,628	39,023
18	5,45000	88,930	74,950	62,150	50,271	39,085
19	5,75000	91,345	76,553	63,089	50,647	38,958
20	6,10625	94,132	78,315	64,029	50,895	38,591
21	6,40625	96,417	79,682	64,672	50,936	38,098

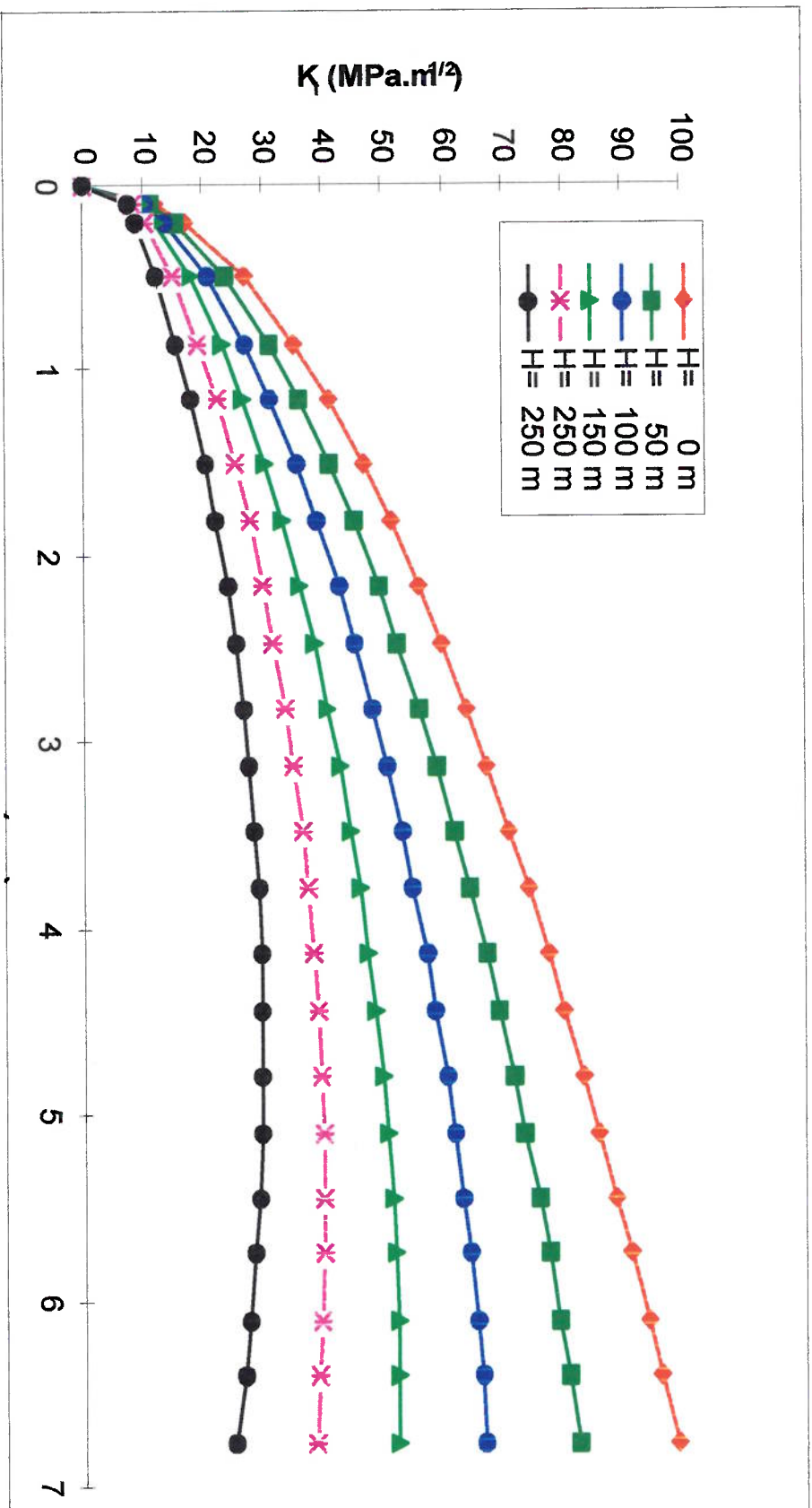


FIGURA 6.10 - Fator de intensificação de tensões VS profundidade da trinca (com correção devido a plastificação)

Com os resultados obtidos na tabela 6.4 e apresentados no gráfico 6.10, determinou-se a variação do fator de intensificação das tensões (ΔK_I) em função das possíveis faixas de trabalho do submarino (Equação 5.7). Estes resultados são mostrados na tabela 6.5 e figura 6.11.

Como se nota, os valores de ΔK_I (tabela 6.5) são menores que os valores de K_I (tabela 6.4). Portanto, verifica-se que o valor de $K_{IC} = 88$ MPa será primeiro a ser atingido que ΔK_I (variação crítica do fator de intensificação de tensões $\Delta K_I = 110 \text{ MPa}\sqrt{m}$). E, portanto, realmente o valor de K_{IC} que neste caso caracterizará a fratura por fadiga, com trinca de 5.45 mm.

TABELA 6.5 - Variação dos fatores de intensificação de tensão (ΔK) para várias faixas de profundidades de operação [$\Delta H (H_{max} - H_{min})$] versus profundidades de trinca. ($MPa m^{1/2}$)

PASSO	TRINCA	FAIXAS DE PROFUNDIDADES DE OPERAÇÃO							
		$\Delta H(250-0)$	$\Delta H(250-50)$	$\Delta H(250-100)$	$\Delta H(250-150)$	$\Delta H(250-200)$	$\Delta H(200-0)$	$\Delta H(200-50)$	
1	0	0	0	0	0	0	0	0	
2	0,00001	4,560	3,556	2,601	1,693	0,831	0	2,725	
3	0,20000	8,449	6,602	4,841	3,160	1,554	6,896	5,048	
4	0,50000	14,920	11,682	8,585	5,616	2,759	12,160	8,923	
5	0,85625	19,846	15,547	11,432	7,481	3,678	16,168	11,869	
6	1,15625	23,169	18,149	13,344	8,733	4,293	18,876	13,856	
7	1,51250	26,635	20,855	15,329	10,030	4,930	21,705	15,925	
8	1,81250	29,319	22,944	16,857	11,026	5,419	23,900	17,526	
9	2,16875	32,343	25,290	18,569	12,140	5,963	26,379	19,327	
10	2,46875	34,810	27,197	19,955	13,039	6,403	28,407	20,794	
11	2,82500	37,697	29,418	21,565	14,081	6,911	30,785	22,506	
12	3,12500	40,121	31,274	22,905	14,946	7,333	32,788	23,941	
13	3,48125	43,021	33,484	24,495	15,970	7,831	35,190	25,654	
14	3,78125	45,501	35,364	25,842	16,835	8,250	37,250	27,114	
15	4,13750	48,512	37,634	27,461	17,872	8,754	39,759	28,881	
16	4,43750	51,119	39,588	28,849	18,758	9,183	41,936	30,405	
17	4,79375	54,315	41,969	30,534	19,832	9,704	44,611	32,265	
18	5,09375	57,104	44,033	31,988	20,757	10,152	46,951	33,881	
19	5,45000	60,545	46,565	33,765	21,886	10,700	49,845	35,865	
20	5,75000	63,564	48,771	35,308	22,866	11,177	52,387	37,595	
21	6,10625	67,305	51,488	37,201	24,068	11,764	55,541	39,724	
22	6,40625	70,598	53,864	38,853	25,118	12,279	58,319	41,585	

Continuação na página seguinte

TABELA 6.5 - Continuação

Passo	TRINCA		FAIXAS DE PROFUNDIDADES DE OPERAÇÃO							
	a (mm)	AH(200-100)	AH(200-150)	AH(150-0)	AH(150-50)	AH(150-100)	AH(100-0)	AH(100-50)	AH(50-0)	
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
2	0,00001	1,770	0,861	2,867	1,863	0,908	1,959	0,955	1,004	
3	0,20000	3,288	1,606	5,289	3,442	1,681	3,608	1,761	1,847	
4	0,50000	5,826	2,856	9,304	6,066	2,969	6,334	3,097	3,238	
5	0,85625	7,754	3,804	12,365	8,066	3,950	8,415	4,116	4,299	
6	1,15625	9,051	4,440	14,436	9,416	4,611	9,825	4,805	5,020	
7	1,51250	10,399	5,100	16,605	10,825	5,299	11,306	5,526	5,780	
8	1,81250	11,439	5,608	18,292	11,918	5,831	12,461	6,087	6,374	
9	2,16875	12,605	6,176	20,203	13,151	6,429	13,774	6,721	7,053	
10	2,46875	13,552	6,636	21,771	14,157	6,916	14,855	7,242	7,614	
11	2,82500	14,653	7,170	23,616	15,337	7,484	16,132	7,853	8,279	
12	3,12500	15,572	7,614	25,174	16,328	7,959	17,216	8,369	8,847	
13	3,48125	16,664	8,139	27,051	17,514	8,525	18,526	8,989	9,537	
14	3,78125	17,591	8,584	28,666	18,530	9,007	19,659	9,523	10,137	
15	4,13750	18,708	9,118	30,641	19,763	9,589	21,051	10,173	10,878	
16	4,43750	19,666	9,575	32,361	20,830	10,091	22,270	10,739	11,531	
17	4,79375	20,830	10,128	34,483	22,137	10,702	23,781	11,435	12,346	
18	5,09375	21,836	10,605	36,346	23,276	11,231	25,115	12,045	13,070	
19	5,45000	23,065	11,186	38,659	24,679	11,879	26,780	12,800	13,980	
20	5,75000	24,131	11,689	40,698	25,906	12,442	28,256	13,463	14,793	
21	6,10625	25,438	12,304	43,237	27,420	13,133	30,104	14,287	15,817	
22	6,40625	26,574	12,839	45,481	28,746	13,735	31,745	15,011	16,735	

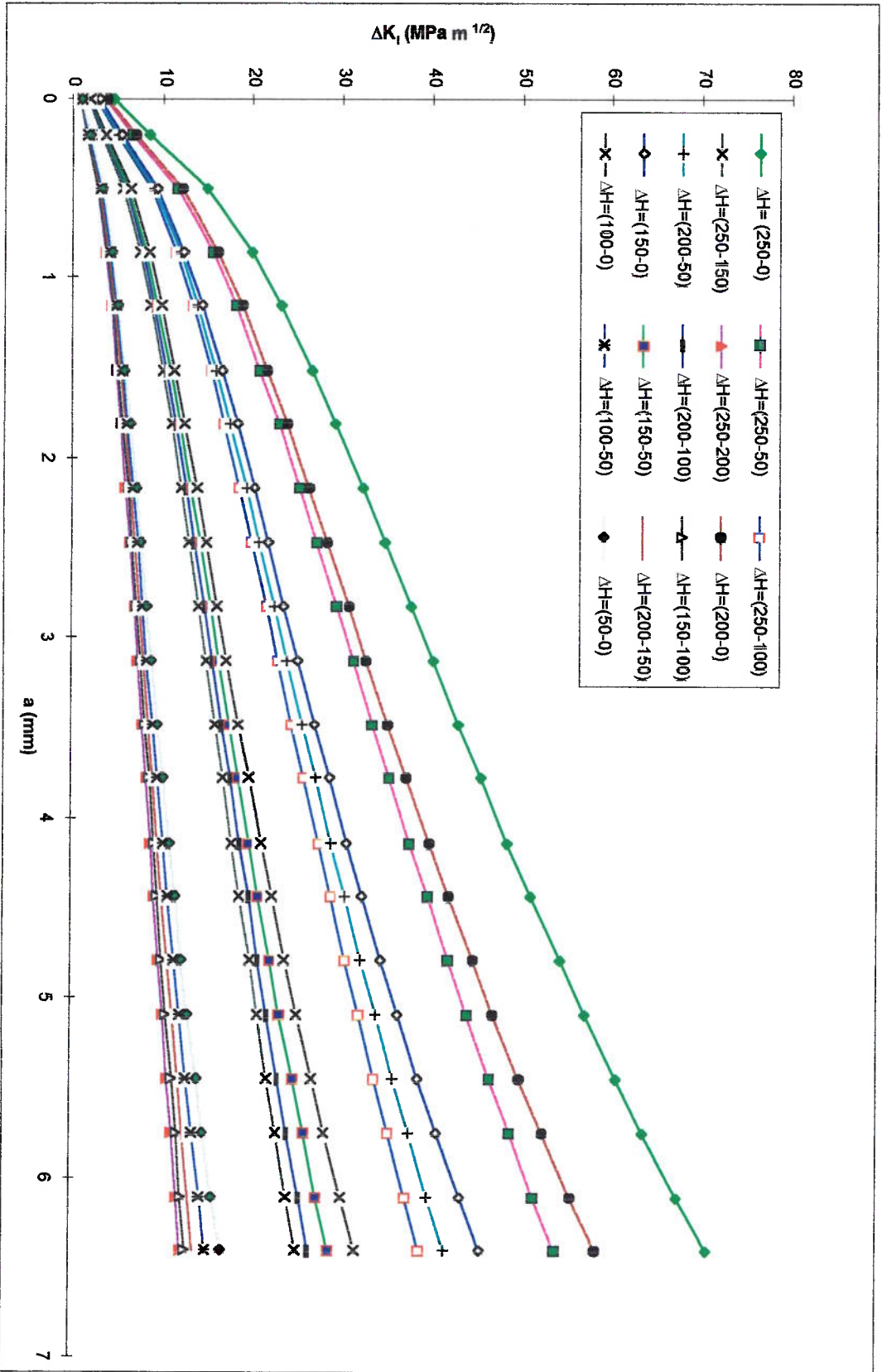


FIGURA 6.11 - Faixas do fator de intensificação de tensões (ΔK_I) versus profundidade de trinca (a)

A partir da tabela 6.5, utilizaram-se os valores das colunas da profundidade da trinca (a) e o fator de intensificação total ΔK_{II} e desenvolveu-se uma regressão linear, onde obtiveram-se as seguintes equações :

$$\Delta K_{II} = -0,86a^4 + 1,398a^3 - 7,609a^2 + 24,572a + 3,023$$

a) - Para profundidades da operação de 250 metros até 0 metros (H=250-0)

$$\Delta K_{II} = -0,068a^4 + 1,094a^3 - 5,977a^2 + 19,278a + 2,355$$

b) - Para profundidades da operação de 250 metros até 50 metros (H=250-50)

$$\Delta K_{II} = -0,050a^4 + 0,802a^3 - 4,401a^2 + 14,191a + 1,722$$

c) - Para profundidades da operação de 250 metros até 100 metros (H=250-100)

$$\Delta K_{II} = -0,032a^4 + 0,522a^3 - 2,881a^2 + 9,296a + 1,121$$

d) - Para profundidades da operação de 250 metros até 150 metros (H=250-150)

$$\Delta K_{II} = -0,016a^4 + 0,255a^3 - 1,413a^2 + 4,568a + 0,551$$

e) - Para profundidades da operação de 250 metros até 200 metros (H=250-200)

$$\Delta K_{II} = -0,070a^4 + 1,143a^3 - 6,195a^2 + 20,003a + 2,472$$

f) - Para profundidades da operação de 200 metros até 0 metros (H=200-0)

$$\Delta K_{II} = -0,052a^4 + 0,838a^3 - 4,563a^2 + 14,709a + 1,804$$

g) - Para profundidades da operação de 200 metros até 50 metros (H=200-50)

$$\Delta K_{II} = -0,034a^4 + 0,546a^3 - 2,987a^2 + 9,622a + 1,171$$

h) - Para profundidades da operação de 200 metros até 100 metros (H=200-100)

$$\Delta K_{II} = -0,016a^4 + 0,267a^3 - 1,467a^2 + 4,727a + 0,570$$

i) - Para profundidades da operação de 200 metros até 150 metros (H=200-150)

Onde: ΔK_I está em $\text{ksi}\sqrt{\text{inch}}$

$$\frac{da}{dN} = 0,66 \times 10^{-8} (\Delta K_I)^{2,25}$$

Para aços martensíticos (aço HY-80) [20]:

uma trinca atingir o valor igual a 5,45 mm.

Após ter-se obtido a variação do fator de intensificação de tensões para cada profundidade da operação (ΔK_{II}) em função da profundidade da trinca (a), determina-se o número de ciclos ou a vida em fadiga da estrutura, conforme a sequência mencionada no capítulo V, sabendo-se que a falha da estrutura acontecerá quando a profundidade de

6.4 - Cálculo da Vida à Fadiga

- $\Delta K_{II} = -0,018a^4 + 0,304a^3 - 1,632a^2 + 5,293a + 0,667$
o) - Para profundidades da operação de 50 metros até 0 metros (H=50-0)
- $\Delta K_{II} = -0,018a^4 + 0,292a^3 - 1,576a^2 + 5,086a + 0,632$
n) - Para profundidades da operação de 100 metros até 50 metros (H=100-50)
- $\Delta K_{II} = -0,036a^4 + 0,596a^3 - 3,208a^2 + 10,380a + 1,300$
m) - Para profundidades da operação de 100 metros até 0 metros (H=100-0)
- $\Delta K_{II} = -0,017a^4 + 0,2791a^3 - 1,519a^2 + 4,895a + 0,601$
l) - Para profundidades da operação de 0 metros até 150 metros (H=150-100)
- $\Delta K_{II} = -0,035a^4 + 0,571a^3 - 3,095a^2 + 9,982a + 1,234$
k) - Para profundidades da operação de 150 metros até 50 metros (H=150-50)
- $\Delta K_{II} = -0,053a^4 + 0,875a^3 - 4,728a^2 + 15,276a + 1,901$
j) - Para profundidades da operação de 150 metros até 0 metros (H=150-0)

$$1 \text{ ksi} \sqrt{\text{inch}} = 1,0998 \text{ MN} / \text{m}^{3/2}$$

$$m = 2,25$$

$$C = 0,66 \times 10^{-8}$$

Portanto, deduz-se que:

$$N = \frac{10^7}{1,3534} \int_a^{0,2} (\Delta K(a))^{-2,25} da$$

$$\Delta K_I - \text{MPa} \sqrt{m}, \quad a - \text{mm}, \quad \text{da/dN} - \text{ciclos/mm}$$

Então, obtêm-se, o número de ciclos para cada faixa de variação na profundidade de operação em função da profundidade da trinca. A tabela 6.6 e figura 6.12 apresentam estes resultados.

TABELA 6.6 - Vida a fadiga em ciclos para várias faixas de variação de profundidade de operação [$\Delta H(H_{max}-H_{min})$] versus profundidade de trinca (a)

Passo	Trinca a (mm)	FAIXAS DE PROFUNDIDADES DE OPERAÇÃO (m)									
		H= 250-0	H= 250-50	H= 250-100	H= 250-150	H= 250-200	H= 200-0	H= 200-50	H= 200-100		
0	0,00000	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
1	0,20000	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
2	0,35000	7748	13450	26930	70090	390400	12270	24650	64430	0	
3	0,50000	11810	20490	41020	106700	588400	18700	37560	98140	0	
4	0,85625	16760	29060	58150	151200	824600	26540	53290	139200	0	
5	1,15625	19040	33020	66060	171700	932500	30170	60560	158100	0	
6	1,51250	20890	36230	72470	188400	1020000	33100	66440	173500	0	
7	1,81250	22070	38270	76560	199000	1075000	34960	70190	183300	0	
8	2,16875	23200	40230	80480	209200	1129000	36750	73780	192700	0	
9	2,46875	23990	41610	83260	216400	1167000	38000	76310	199300	0	
10	2,82500	24800	43030	86090	223800	1207000	39280	78900	206100	0	
11	3,12500	25390	44060	88180	229100	1236000	40210	80790	211100	0	
12	3,48125	26000	45140	90350	234700	1267000	41170	82750	216200	0	
13	3,78125	26450	45930	91960	238900	1289000	41870	84200	220000	0	
14	4,13750	26920	46770	93650	243200	1313000	42610	85720	223900	0	
15	4,43750	27270	47390	94820	246400	1331000	43150	86840	226900	0	
16	4,79375	27630	48030	96110	249700	1349000	43710	87890	229900	0	
17	5,09375	27900	48520	97060	252200	1363000	44120	88730	232200	0	
18	5,45000	28190	49030	98070	254700	1377000	44560	89610	234600	0	
19	5,75000	28400	49430	98820	256600	1388000	44890	90270	236300	0	
20	6,10625	28630	49850	99620	258600	1399000	45240	90960	238200	0	
21	6,40625	28810	49980	100300	260200	1408000	45520	91500	239600	0	

Continuação na página seguinte

TABELA 6.6 - Continuação

Passo	Trinca a (mm)	FAIXAS DE PROFUNDIDADES DE OPERAÇÃO (m)							
		H= 200-150	H= 150-0	H= 150-50	H= 150-100	H= 100-0	H= 100-50	H= 50-0	
0	0,00000	0	0	0	0	0	0	0	
1	0,20000	0	0	0	0	0	0	0	
2	0,35000	321100	22380	58600	292800	53110	266100	240500	
3	0,50000	488800	34130	89350	446200	81040	405900	367100	
4	0,85625	692600	48470	126800	633100	115100	576300	521500	
5	1,15625	786700	55900	144200	719500	130900	655100	592900	
6	1,51250	862900	60450	158200	789400	143600	718800	650600	
7	1,81250	911400	63850	167100	833900	151700	759300	687100	
8	2,16875	957900	67110	175600	876500	159400	798000	721800	
9	2,46875	990700	69390	181600	906500	164800	825200	746200	
10	2,82500	1024000	71710	187700	937100	170300	852900	770700	
11	3,12500	1048000	73390	192200	959300	174200	872900	788400	
12	3,48125	1074000	75130	196700	982300	178300	893700	806400	
13	3,78125	1092000	76400	200100	999100	181200	908800	819500	
14	4,13750	1111000	77710	203600	1017000	184200	924400	832800	
15	4,43750	1125000	78680	206100	1029000	186400	935900	842400	
16	4,79375	1140000	79670	208700	1042000	188700	947600	852200	
17	5,09375	1150000	80270	210600	1052000	190300	956300	859200	
18	5,45000	1161000	81000	212600	1062000	192000	965200	866300	
19	5,75000	1169000	81530	214100	1069000	193200	971800	871400	
20	6,10625	1177000	82080	215600	1077000	194500	978700	876700	
21	6,40625	1184000	82500	216800	1083000	195500	984000	880600	

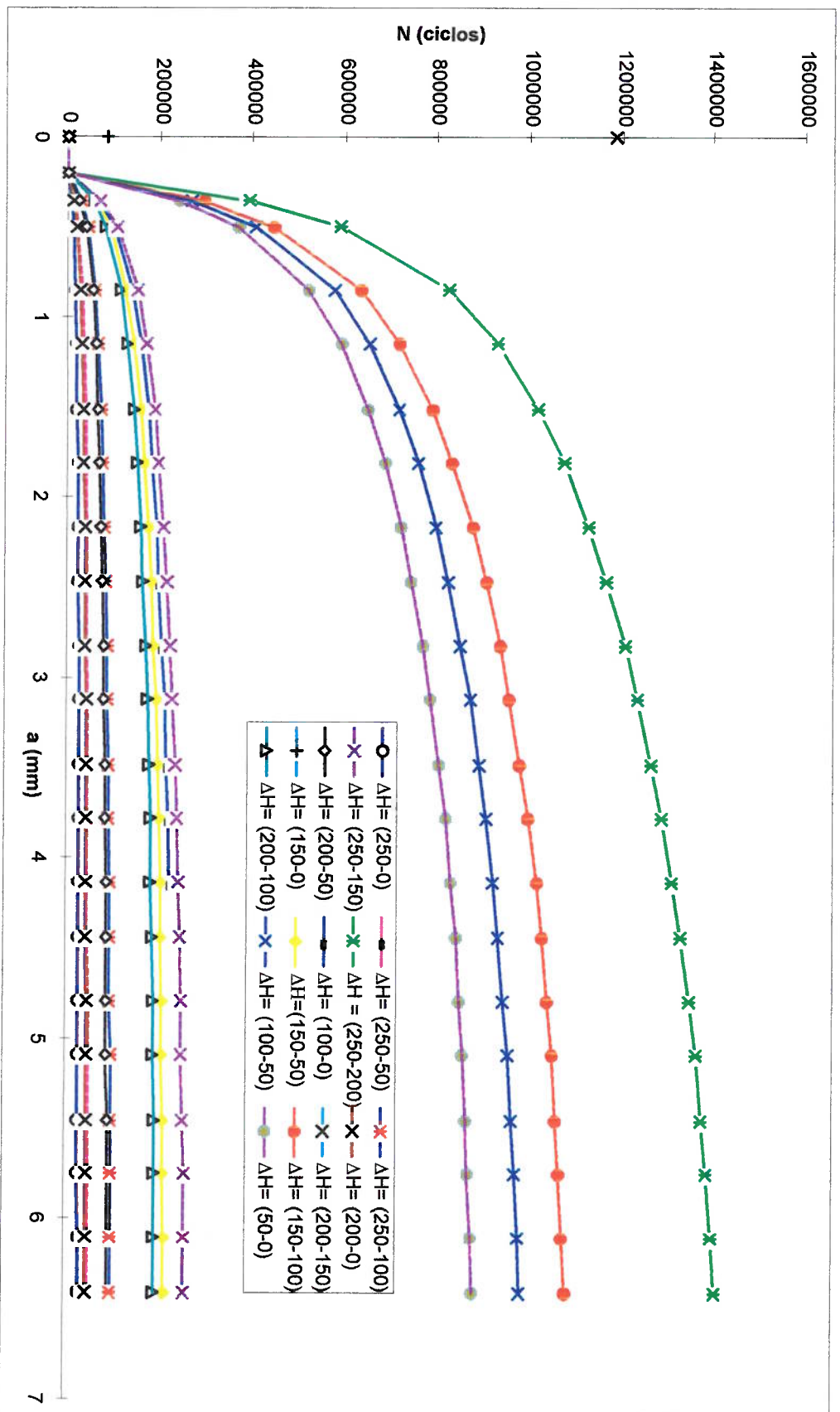


FIGURA 6.12 - Vida à fadiga em ciclos (N) VS profundidade da trinca (a)

Portanto, obtidas as curvas do número de ciclos versus a profundidade da trinca (N vs a) (tabela 6.6) e desenvolvendo-se uma regressão linear, obtêm-se as correspondentes equações $a = f(N)$, onde a profundidade da trinca varia em função do número de ciclos e da faixa de imersão.

Estas equações podem fazer parte de um programa computacional, onde determinada uma trinca inicial e sabendo-se o número de mergulhos em certas faixas de profundidade de operação, permita calcular o crescimento da trinca, ou dado um aumento da trinca possa-se calcular o número de ciclos necessários para que isso ocorra.

6.4.1 - Algoritmo para o Cálculo da Vida à Fadiga

Na figura 6.13 apresenta-se, esquematicamente, o processo de cálculo do número de ciclos para ocorrência de fadiga, já explanado no item 5.6.

Esta figura apresenta o comportamento do número de ciclos em função do crescimento da trinca para cada faixa de operação.

Observa-se neste algoritmo, o comportamento do crescimento da trinca em função do número de ciclos, para diversas faixas de profundidade de mergulho. Assim, dada uma faixa de profundidade de K_{op1} ($\Delta H = 250-0$) e uma trinca inicial a_1 , e se nesta faixa se mergulha um número de ciclos N_1 , obter-se-á uma profundidade da trinca final a_2 , que será a trinca inicial para a operação seguinte. Se o submarino mergulhar em uma outra faixa de profundidade K_{op2} ($\Delta H = 250-50$) obter-se-á a nova profundidade da trinca. Este procedimento repete-se, sucessivamente, a outras faixas de profundidade, até atingir-se a profundidade máxima da trinca.

K_{op} : indica, seqüência de operação.

: faixa anterior;

$(a_{inicial})_2$: trinca inicial para a faixa 50-250 m, que corresponde a trinca final da

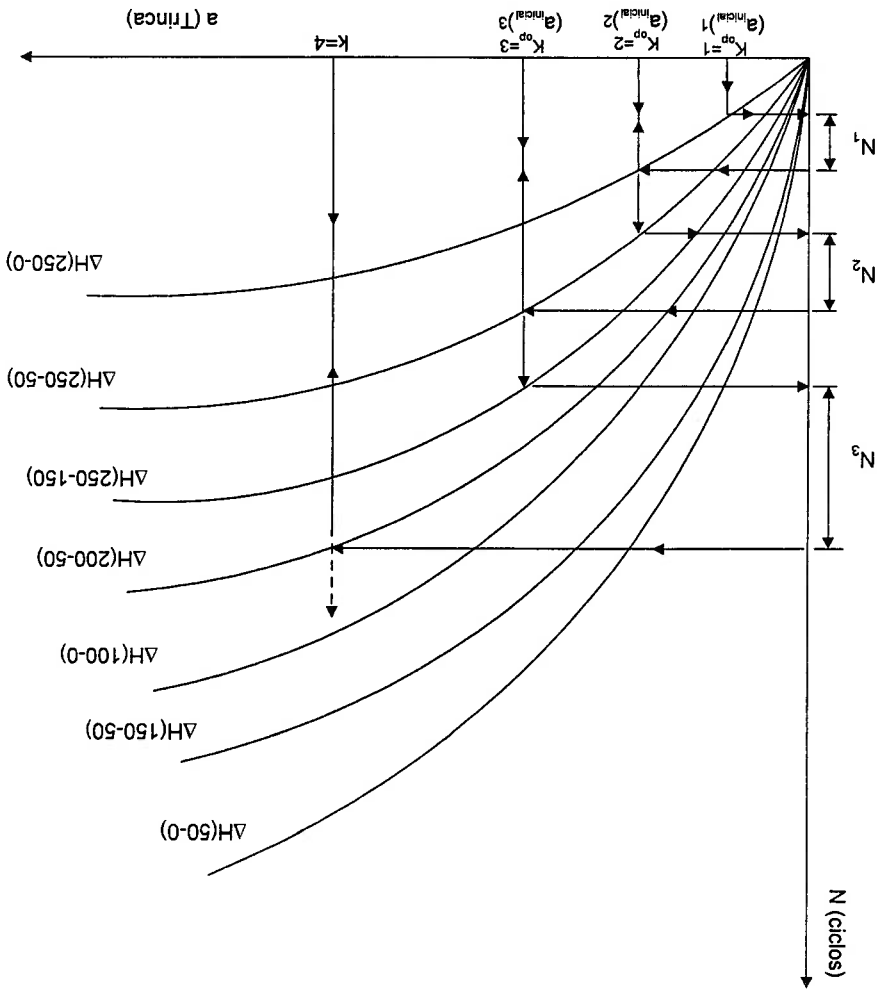
$(a_{inicial})_1$: trinca inicial para a faixa 0-250 m;

:
:
:

N_2 : número de ciclos na faixa 50 a 250 m;

N_1 : número de ciclos na faixa 0 a 250 m;

FIGURA 6.13 - Algoritmo para obtenção da vida à fadiga



6.4.2 - Programa para Cálculo da Vida à Fadiga

O programa "Cálculo-da-vida-total" (Anexo 1) desenvolvido para realizar o cálculo da vida à fadiga neste estudo é prático, rápido e não requer mão-de-obra especializada para seu monitoramento. O desenvolvimento deste programa baseou-se no algoritmo apresentado na figura 6.13. De acordo com a tabela 6.6, as curvas obtidas, que relacionam a profundidade da trinca com o número de ciclos, para cada faixa de operação (ΔH), foram divididas em 5 subgrupos, visando obter-se uma melhor correlação na regressão linear. Nas equações (Anexo 1), "n" representa o número de ciclos e "a" a profundidade da trinca. Portanto, a partir de uma trinca inicial, sob uma determinada faixa de operação, o programa calcula o número de mergulhos equivalentes a esta profundidade. Se nesta mesma faixa, o número de ciclos ($N_i=N_1$) aumenta, o programa calcula automaticamente a nova profundidade da trinca. Se variarmos a faixa de operação, com o valor da trinca final no processo anterior, o programa calculará o número de ciclos equivalentes a esta profundidade da trinca, e se aumentarmos o número de ciclos, obter-se-á uma nova profundidade da trinca. Assim sucessivamente, até atingir-se a profundidade máxima da trinca permitida.

Assim, pode-se definir um perfil típico de operação, por exemplo, em uma semana de intensa atividade para o submarino. Para esse perfil típico pode-se calcular após quanto tempo atinge-se a fatura por fadiga.

O perfil típico escolhido é mostrado na tabela 6.6a.

Faixas de profundidade de operação (ΔH - m)	nº de ciclos/semana	nº de ciclos/ano (*)
250-0	3	144
250-50	4	192
200-50	2	96
150-0	3	144
150-50	3	144
100-0	7	336
50-0	1	48

TABELA 6.6a - Perfil típico de operação do submarino

(*) Considerando-se 1 ano com 48 semanas ativas.

A partir daí, segue-se o esquematizado a seguir, cujos resultados estão na tabela

6.7.

$$K_{op}=1$$

$$(a_{inicial})_1 = 0,5 \text{ mm (definido no item 5.1)}$$

A uma faixa de profundidade ΔH(250-0) ($K_{op}=1$), obtém-se, para $a_{inicial}$,

$N_i=11810$. Após $N_i=144$ ciclos, isto é $N_i=11954$ ciclos, uma trinca de 0,50628 mm.

- Para outra faixa de profundidade, $K_{op}=2$

$$\Delta H(250-50),$$

$$(a_{inicial})_2 = 0,50628 \text{ mm}$$

Obtém-se o número de ciclos equivalentes a este comprimento da trinca. A partir

deste resultado, associando-se um aumento de $N_2=192$ ciclos, calcula-se a nova trinca.

Para calcular K_{op3} , K_{op4} , K_{op5} , K_{op6} e K_{op7} , mantêm-se o mesmo procedimento

demonstrado acima. Ao final do primeiro ano de operação, a profundidade da trinca é de

0,51834 mm. Este mesmo procedimento é aplicado até se atingir o tamanho crítico da

trinca, utilizando-se sempre o valor final da trinca obtido do ano anterior como o dado

inicial para o cálculo da profundidade da trinca no ano seguinte. Através desta técnica

verificou-se que a profundidade máxima da trinca (5,45 mm) é atingida no início de 40 anos (tabela 6.7). Os resultados são mostrados na figura 6.14 em forma de gráfico. Portanto, de acordo com o perfil de operação utilizado neste estudo, conclui-se que a vida à fadiga da estrutura do submarino tomado como exemplo, e sob as condições descritas neste trabalho, é de 40 anos de operação.

TABELA 6.7 - Profundidade da trinca (a-mm) em função da vida à fadiga em anos para perfil de operação de submarino.

Vida (anos)	Trinca Inicial (mm)	FAIXAS DE PROFUNDIDADE DE OPERAÇÃO ^N DE CICLOS POR FAIXA							
		$\Delta H(250-0)$ 144 Ciclos	$\Delta H(250-50)$ 192 Ciclos	$\Delta H(200-50)$ 96 Ciclos	$\Delta H(150-0)$ 144 Ciclos	$\Delta H(150-50)$ 144 Ciclos	$\Delta H(100-0)$ 336 Ciclos	$\Delta H(50-0)$ 48 Ciclos	
0	0,50000	0,51113	0,51306	0,51306	0,51526	0,51609	0,51824	0,51834	
1	0,51834	0,52481	0,53212	0,53413	0,53641	0,53727	0,54055	0,54066	
2	0,54066	0,54733	0,55496	0,55705	0,56005	0,56183	0,56526	0,56537	
3	0,56537	0,57563	0,58365	0,58585	0,58948	0,59088	0,59449	0,5946	
4	0,5946	0,60539	0,61382	0,61614	0,61995	0,62143	0,62522	0,622534	
5	0,62253	0,63669	0,64556	0,648	0,65201	0,65356	0,652755	0,65768	
6	0,65768	0,66961	0,67894	0,6815	0,68572	0,68735	0,69155	0,69168	
7	0,69168	0,70423	0,71404	0,71674	0,72117	0,72288	0,7273	0,72744	
8	0,72744	0,74064	0,75096	0,75379	0,75846	0,76026	0,7649	0,76505	
9	0,76505	0,77893	0,78978	0,79276	0,79767	0,79956	0,80445	0,8046	
10	0,8046	0,8192	0,83061	0,83375	0,83891	0,8409	0,84604	0,8462	
11	0,8462	0,86156	0,87356	0,87686	0,88228	0,88438	0,88978	0,88995	
12	0,88995	0,9061	0,91872	0,92219	0,9279	0,9301	0,93579	0,93597	
13	0,93597	0,95295	0,96622	0,96987	0,97587	0,97819	0,98417	0,98436	
14	0,98436	1,00222	1,01618	1,02002	1,02633	1,02879	1,03505	1,03525	
15	1,03525	1,05403	1,06872	1,07275	1,07939	1,08195	1,08856	1,08877	
16	1,08877	1,10853	1,12397	1,12822	1,1352	1,13789	1,14485	1,14507	
17	1,14507	1,16584	1,18208	1,18655	1,19389	1,19672	1,20404	1,20427	
18	1,20427	1,22612	1,2432	1,24789	1,25562	1,2586	1,26629	1,26654	
19	1,26654	1,28952	1,30748	1,31242	1,32054	1,32367	1,33176	1,33202	
20	1,33202	1,35619	1,37508	1,38027	1,38881	1,39211	1,40062	1,40088	
21	1,40088	1,4263	1,44617	1,45163	1,46062	1,46408	1,47303	1,47331	
22	1,47331	1,50005	1,52094	1,52669	1,53928	1,54294	1,55236	1,55266	
23	1,55266	1,59107	1,62005	1,62806	1,64149	1,64663	1,66006	1,66048	
24	1,66048	1,70017	1,73114	1,7397	1,75406	1,75955	1,77389	1,77435	
25	1,77435	1,81676	1,84986	1,859	1,77434	1,88021	1,89554	1,89603	
26	1,89603	1,94135	1,97671	1,98648	2,00287	2,00914	2,02552	2,02604	
27	2,02604	2,07447	2,11226	2,1227	2,14022	2,14692	2,16442	2,16498	
28	2,16498	2,21673	2,25711	2,26827	2,28698	2,29414	2,31285	2,31344	
29	2,31344	2,36874	2,41189	2,42381	2,44381	2,45146	2,47145	2,47208	
30	2,47208	2,53118	2,57728	2,59002	2,61139	2,61957	2,64093	2,64161	
31	2,64161	2,70475	2,75402	2,76763	2,79047	2,7992	2,82203	2,82275	
32	2,82275	2,89022	2,94287	2,95742	2,98182	2,99115	3,01554	3,01632	
33	3,01632	3,08842	3,14468	3,16022	3,19051	3,20207	3,23313	3,23414	
34	3,23414	3,31144	3,37901	3,39784	3,43039	3,44282	3,47622	3,4773	
35	3,4773	3,56042	3,63307	3,65331	3,68832	3,70167	3,73759	3,73875	
36	3,73875	3,84042	3,9188	3,94063	3,97839	3,99279	4,03152	4,03278	
37	4,03278	4,14246	4,22699	4,25054	4,29127	4,30682	4,36222	4,36357	
38	4,36357	4,50637	4,61763	4,65111	4,71277	4,7348	4,79571	4,7977	
39	4,7977	4,95836	5,08079	5,11762	5,18547	5,2097	5,27672	5,27898	
40	5,27898	5,45568	5,59039	5,63092	5,70557	5,73224	5,80598	5,80846	
41	5,80846	6,00289	6,15111	6,19571	6,27765	6,30719	6,38832	6,39105	
42	6,39105	6,60498	6,76807	6,81714	6,90752	6,9398	7,02907	7,03208	

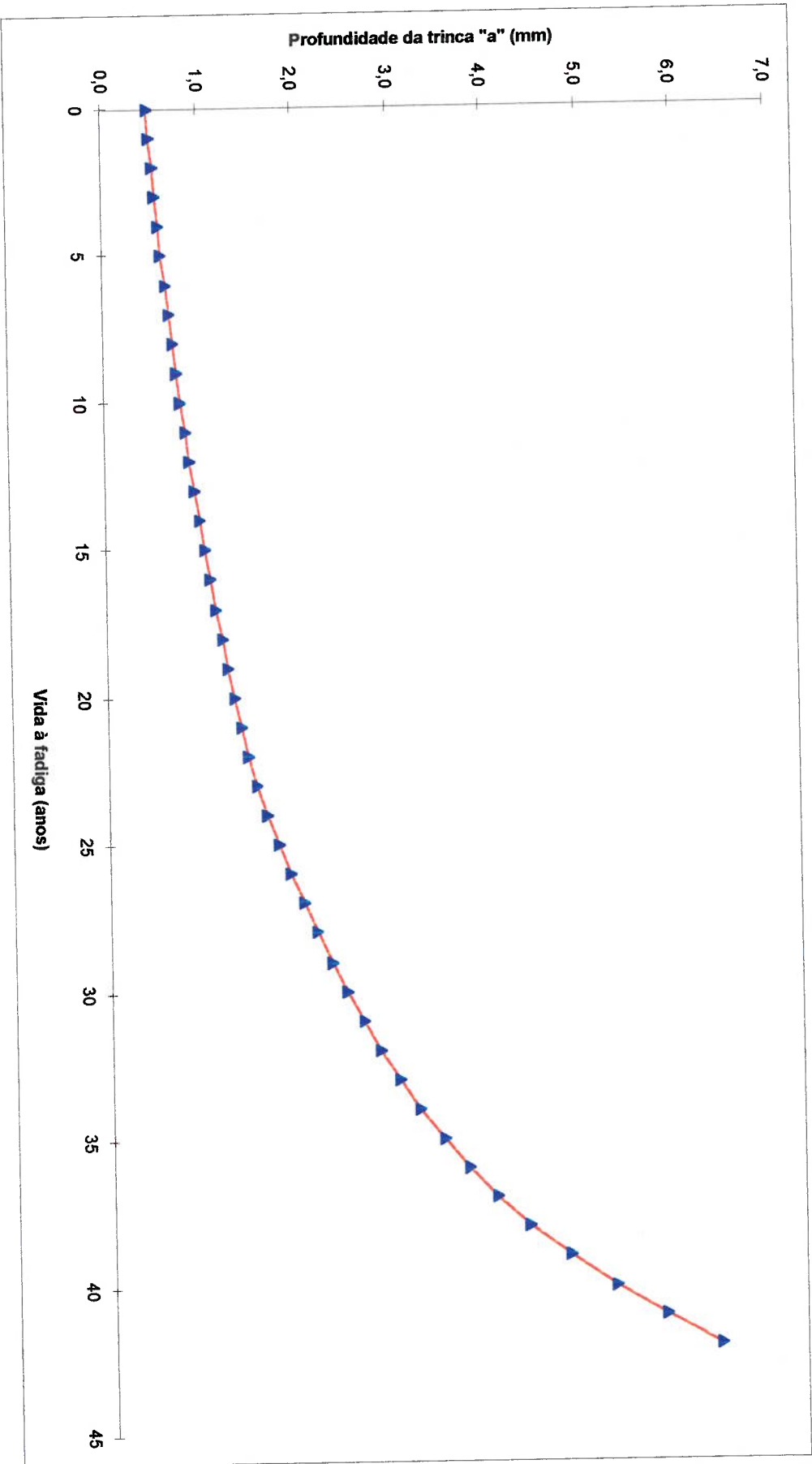


FIGURA 6.14 - Profundidade da trinca (a) em função da vida à fadiga em anos para o perfil de missão adotado para o submarino

6.4.3 - Comparação dos Resultados

Neste item, passa-se a comparar os resultados com aqueles obtidos nas referências [43, 50, 51], onde foi utilizado o mesmo submarino e mesmo perfil de operação.

O cálculo do fator de intensificação de tensões totais (K_{It}) nessas referências é feito utilizando-se o modelo dos elementos finitos, baseado num elemento quadrangular, onde considera-se a singularidade na distribuição das tensões ao redor da ponta da trinca. Nesse estudo é apresentado um elemento de trinca híbrido, que possibilita considerar as tensões residuais existentes em estruturas soldadas. Baseando-se na teoria da elasticidade para um campo em estado plano de deformações, e utilizando-se fórmulas com variáveis complexas, é expressa a distribuição das tensões e deslocamentos. Somente após a elaboração e manipulação de complexas equações matemáticas, obtêm-se as distintas matrizes de deslocamento, rigidez e massa para sua correta adequação ao cálculo do fator de intensificação de tensões K_I [43].

Neste modelo simplificado, adotado neste trabalho, considera-se que a trinca cresce em forma reta ao longo da espessura e obtêm-se a trinca máxima (5,45 mm) até onde pode crescer sem ocorrência da fadiga. No método das referências [43, 50, 51] obtêm-se uma trinca máxima de 5,7 mm. Neste aspecto, os resultados são muito próximos, estando-se com o modelo simplificado deste trabalho a favor da segurança.

Na tabela 6.4 e na referência [51] apresentam-se os respectivos fatores de intensificação de tensões, já feita a correção devido à plasticidade na ponta da trinca. Verificou-se que há muita aproximação entre os dois modelos até o passo 21, onde a profundidade máxima da trinca limita-se a 5,45 mm.

A tabela 6.5 e figura 6.1, representam os fatores mais importantes no estudo da propagação da trinca. E nestes parâmetros onde pode observar-se a maior aproximação entre os dois métodos de cálculo da vida à fadiga (graficamente mostrado na figura 6.15). Por exemplo, tomando-se a primeira faixa ΔH (250-0), a variação do fator de intensificação de tensões, para crescer de 0 até 6,40625 mm, é de 70,598 $\text{MPa}\sqrt{m}$. No método de elementos finitos, para as mesmas condições, o valor é de 70,06 $\text{MPa}\sqrt{m}$. Uma diferença entre um e outro método, de 0,538 $\text{MPa}\sqrt{m}$, ou seja, 0,7%. Neste sentido, da primeira faixa (250-0) até a última faixa (50-0), as diferenças entre os dois métodos variam de 0,85 a 0,056 $\text{MPa}\sqrt{m}$. Isto é, os dois métodos apresentaram uma diferença variando de 0,7% até 1,9%, ou seja, uma diferença pouco significativa entre os dois estudos, visto que este fator é o mais importante no cálculo da vida à fadiga.

Já na figura 6.16, demonstra-se mais uma vez a aproximação entre os resultados obtidos utilizando os dois métodos. Por exemplo, o número de ciclos necessários, neste estudo, para a trinca crescer de 0,5 mm até 6,40625 mm, na faixa de 250-0 m, é de 17.000 ciclos. No método das referências [43, 50, 51] obteve-se o valor de 17.447 ciclos e com uma diferença entre eles de 477 ciclos (2,56%). Portanto, demonstrando mais uma vez a aproximação entre os dois estudos e sugerindo que o método utilizado neste estudo é mais conservador, quando comparado ao outro.

No que diz respeito à vida a fadiga, neste estudo, atingir-se-á a profundidade máxima da trinca permitida no início de 40 anos de operação enquanto que no método das referências [43, 50, 51] a trinca máxima é obtida após o início de 42 anos.

FIGURA 6.15 - Diferença entre fator de intensificação de tensões para crescer a trinca de 0-6,4 mm

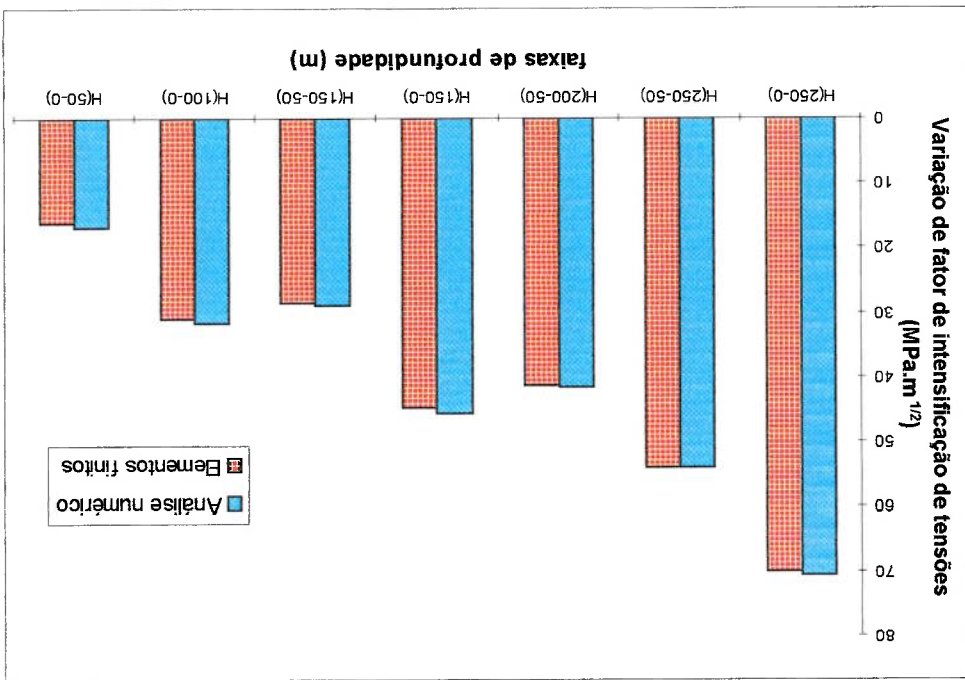
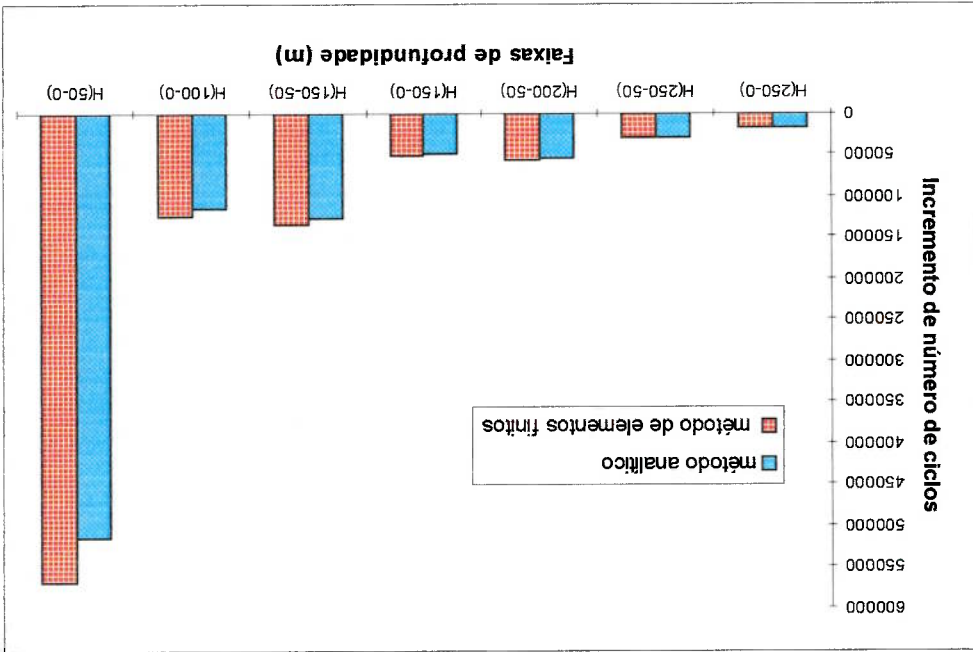


FIGURA 6.16 - Diferença de incrementos de número de ciclos para a trinca crescer de 0,5 até 6,4 mm



6.4.4 - Diretrizes para Inspeção

A partir dos resultados obtidos no programa "Cálculo da vida total" (tabela 6.7 e figura 6.14) apresentado no anexo 1, um fator de segurança será aplicado para se determinar o tamanho tolerável (a_f), de modo que a taxa de crescimento da trinca (da/dt) seja relativamente pequena e o tempo requerido para o crescimento da trinca de a_f até a_{crit} seja razoavelmente grande.

A mecânica de fratura esta intimamente relacionada às técnicas de avaliação dos ensaios não destrutivos - NDE. Uma estrutura é inspecionada no início de sua vida, para se determinar a profundidade inicial das trincas presentes. Se nenhum defeito for detectado, a profundidade inicial da trinca é considerado como sendo o maior tamanho a_0 de trinca que poderia ser desprezado pelo critérios estabelecidos no NDE. Neste estudo, considerou-se 0,5 mm a profundidade inicial da trinca. Portanto, baseando-se neste valor acompanha-se a evolução da profundidade da trinca ao longo da vida operativa do submarino. É possível determinar o momento mais adequado, a partir do qual, é necessário realizar o reparo, visando evitar o desenvolvimento da fratura frágil no casco resistente.

Neste estudo, a região localizada na união cone-cone (figura 6.1) demonstrou ser o ponto mais susceptível, ou seja a zona mais crítica onde se gerou a curva da vida à fadiga. As uniões cilindro-cone, cone-calota, devem ter também seus cordões de soldas inspecionados medindo-se as profundidades das trincas que existirem, pois representam regiões críticas sob o ponto de vista do estudo da fadiga (figura 2.19).

Pode-se determinar a partir de que profundidade da trinca o reparo deve ser realizado, evitando-se que a profundidade desta aproxime-se de 5,45 mm, pois sob esta

dimensão, o processo ficaria instável e ocorreria a fratura por fadiga. A partir da tabela 6.7 e figura 6.14 verifica-se:

- A taxa de crescimento da trinca aumenta rapidamente com o tempo. Para uma trinca inicial de 0,5 mm, sabe-se que essa trinca aumenta a razão de 0,0183 mm por ano, até atingir uma faixa de 0,5 mm por ano entre o 39º e 40º ano, quando a falha por fadiga já se caracteriza. É necessário interromper o processo bem antes que isto ocorra, visto que a taxa de crescimento da trinca aumenta em 27 vezes durante esse período.

- Evidentemente, existem incertezas e aproximações envolvidas tanto com o procedimento que foi executado para cálculo da vida à fadiga, como com o próprio processo de medição das profundidades da trinca. Essas incertezas devem ser proporcionais à profundidade da trinca. Portanto, não se deve permitir que seu valor aproxime-se do limite superior (5,45 mm), sob risco de, efetivamente, já estar ocorrendo a fratura por fadiga.

- Por outro lado, não devem ser reparados cordões de solda com trincas de pequena profundidade, pois o próprio reparo pode gerar problemas que antes não existiam, devido ao processo de decomposição do cordão de solda. Portanto, sugere-se o reparo (soldagem) para uma profundidade de trinca para 20 - 21 anos, definir-se-ia que o reparo deve ser efetuado quando a profundidade de trinca atingir 1,4 mm.

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

7.1 Conclusões

Algumas conclusões de caráter geral podem ser enfatizadas:

- i) A partir da determinação das tensões, através do programa Algor, verificou-se que a região de transição na união cone-cone está submetida a tensões de elevada magnitude, nas quais se tem a maior probabilidade da trinca iniciar-se e propagar-se devido ao fenômeno de fadiga, sendo esta região a mais importante para este estudo.
- ii) A utilização de equações analíticas, aplicadas de modo isolado a cada tipo de tensão atuante, permitiu simplificar os cálculos do fator de intensificação de tensões total no modelo da trinca previamente adotado.

- iii) A correlação linear obtida entre os valores de ΔK e o comprimento da trinca permitiu calcular, de modo prático, o número de ciclos de fadiga em função de crescimento da trinca, utilizando-se a relação $d/dN \propto \Delta K^m$.

- iv) A determinação da vida à fadiga, através do modelo simples adotado neste estudo, e que se baseou na decomposição das tensões e sua respectiva utilização nas equações analíticas, permitiu desenvolver um programa simples, rápido e prático, capaz de determinar o tamanho da trinca e fazer seu monitoramento. O cálculo da profundidade da trinca, neste programa, exige somente o conhecimento ou adoção de um perfil de operação típico com suas correspondentes faixas de profundidade.

Portanto, dispensa a utilização de pessoal especializado no conhecimento da fadiga ou mecânica de fratura.

v) Comparando este método com aquele das referências [43, 50, 51] pode-se dizer que este é mais simples, prático e com resultados muito próximos àqueles apresentados por estes autores.

7.2 - Recomendações para Trabalhos Futuros

Como trabalhos futuros, pode-se recomendar:

i) Aplicar o modelo de cálculo proposto e o modelo das referências [43, 50, 51] a outras estruturas típicas de submarinos, procurando-se generalizar a qualidade dos resultados obtidos.

ii) Desenvolver ensaios experimentais que simulem estruturas reais com corpos de prova para a avaliação da distribuição das tensões residuais.

iii) Para o cálculo de fator de intensificação de tensões poder-se-ia considerar outros parâmetros como: triaxialidade de tensões, fechamento da trinca, alívio de tensões (shake down), etc., visto que estes fatores influenciarão no crescimento da trinca.

iv) Desenvolver a análise, no regime plástico, pois estas características são atualmente um dos principais objetivos das pesquisas na área de projeto e manutenção de estruturas.

v) Desenvolver um programa computacional capaz de automatizar todo o processo de cálculo da vida à fadiga, tornando mais prática a avaliação, a detecção e o monitoramento do processo de fadiga.

- [1] GODOFFROID, L. B. et al. Curso: Fadiga de materiais metálicos. Associação Brasileira de metalurgia e materiais, ABM. São Paulo, 1996.
- [2] PARIS, M. P. C.; ERDOGAN, F. Basic Eng. Trans. ASME 85, 1963 p.528
- [3] BROEK, D. Elementary engineering Fracture Mechanics. 4.ed Netherlands, Martinus Nijhoff. 1986.
- [4] HELLER, S. R. A personal philosophy of structural design of submarine pressure hulls. Naval Engineers Journal, v.74, n.2, p. 223-233 May, 1962.
- [5] BUELTA, M. A. M. Projeto, análise e ensaio de estruturas de submarinos. São Paulo, EPUSP, 1984. v.1 Tese (Doutorado)-Departamento de Engenharia Naval, Universidade de São Paulo.
- [6] BUELTA, M. A. M. et al. Regiões de submarinos mais sujeitas à fadiga da estrutura. São Paulo, CEN/USP, 1995. (RT Nº 1.1/414)
- [7] DUNHAM, F. W. Fatigue testing of large-scale models of submarine structural details. Marine Technology, v.2 n.3, p299-307, July 1965.
- [8] KILPATRICK, I. M. The fatigue characteristics of submarine structures subjected to external pressure cycling. INTERNATIONAL CONFERENCE HELD AT THE ADMIRALTY RESEARCH ESTABLISHMENT. Dunfermline 1986. Proceedings. Dunfermline s.ed.
- [9] BUELTA, M. A. M. O projeto do casco cilíndrico resistente de submarinos. São Paulo, EPUSP, 1987. v.1 Tese (livre Docência), Departamento de Engenharia Naval, Universidade de São Paulo.
- [10] HERTZBERG, R. W. Deformation and fracture mechanics of engineering materials. 4ed. New York 1996
- [11] MURAKAMI, Y. Stress intensity factor Handbook; Oxford, Pergamon, 1987. V.1, p.110.
- [12] FUCHS, H. O.; STEPHENS R. I. Metal fatigue in engineering. Iowa, University of Iowa. John Wiley & Sons, 1980.
- [13] GROSS, M. R. Low-cycle fatigue of materials for submarine construction. Naval Engineers Journal, v.75, n.75, p. 783-797 Oct, 1963.
- [14] MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. K. Principios de metalurgia mecânica 1 ed. São Paulo, Edgard Blücher, 1982.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [15] MACHADO, G. Avaliação da resistência à fadiga de baixo ciclo das juntas soldadas de aço HY-80 - parte 2. Estudo técnico n. 0419/1982 - São Paulo, Outubro 1982
- [16] IRWIN, G. R.; PARIS, P. C. Fundamentals aspects of crack growth and fracture. New York, H. Liebowitz, 1971. v.3, p.1-46.
- [17] DUGDALE, D. S. Yielding of steel sheets containing slits. Journal Mech. Phys. Solids, vol 8, Pergamon press, Londres 1960.
- [18] WELLS, A. A. Unstable crack propagation in metals-cleavage and fast fracture. In: CRANFIELD CRACK PROPAGATION SYMPOSIUM, 1, Sept. 1961.
- [19] RICE, J.R., A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, Journal of applied mechanism Trans. ASME, NY, EUA, junho, 1968.
- [20] BARSON, J. M.; ROLFE S. T. Fracture e fatigue control in structures, 2.ed. Englewood, N. Jersey 1987.
- [21] RICE, R. C. et al. Fatigue design handbook, 2.ed. Warrendale, Society of Automotive Engineers, sd.
- [22] RITCHE, R. O.; SURRICH, S. On the role of microstructure and environment in near threshold fatigue. IN: ACTAS CONFERENCE ON FATIGUE, Birmingham. Universidade de Birmingham, 1984.
- [23] BRANCO, C. M. et al. Fadiga de estruturas soldadas. Lisboa, Fundação Calouste Gulbenkian, 1986.
- [24] OSGOOD, C. C. Fatigue design. Londres, Pergamon, 1982.
- [25] BATHIAS, J. C.; BAILON, P. La fatigue des matériaux et des structures. Maloine, p 201-236. 1980.
- [26] KIM, K.; HARTT, W. H. Response of short cracks in high-strength steels to fatigue loadings: behavior in air and freely corroding in seawater. Journal of Offshore Mechanics and Artic Engineering, v.117, n.3, pt.1, Ago. 1995.
- [27] KIM, K.; HARTT, W. H. Response of short cracks in high-strength steels to fatigue loadings: behavior in air and freely corroding in seawater. Journal of Offshore Mechanics and Artic Engineering, vol 117, n.3, pt.2 ago. 1995.
- [28] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIAL. Standard test method for plane strain fracture toughness of metallic materials. ASTM-E399-83. Annual book of ASTM standards, EUA, 1985 v.3.01.

- [29] BRITISH STANDARDS INSTITUTION. BS 5447. Methods of test for plane strain fracture toughness (K_{Ic}) of metallic materials, 1976.
- [30] MILITARY SPECIFICATION. Steel plate, alloy, structural, high yield strength (HY-80-HY-100) MIL-S-1621K(SH) Washington, 1987.
- [31] SOUDANI, S. M.; PELLOUX, P. M. Anisotropy of fatigue crack propagation in aluminum alloy butt welded joints. Welding Journal Research v.54, n.5, p. 1445-1535, May, 1995.
- [32] HAHN, C. T.; SIMON, R. Engineer fracture mechanics, s.l; s.ed v.5, 1973.
- [33] MAKABE, CH. et al. A consideration of evaluation of fatigue crack propagation rate from effective stress intensity factor range. Journal of Testing and Evaluation, v. 23, n.3, maio, 1995.
- [34] ALMAR, A. Offshore steel structure fatigue, handbook. Trondheim, s.ed, 1985.
- [35] MASUBUCHI, K. Analyses of welded structures. New York, Pergamon, Press, 1980.
- [36] Nondestructive inspection and quality control: metals handbook. 8 ed. s.l ASTM International, 1976 v.11.
- [37] HAYWARD, G. P. Introduction to NTD, inspector's handbook series, s.l, ASQC, 1978.
- [38] GEBRICH, W. W.; HARTBOWER, C. E. Some observation on stress wave emission as a measure of crack growth International Journal of Fracture, v.3, n.3 Sept. 1967.
- [39] Military Handbook. Ultrasonic testing. Mil-728/6 S.1, s.ed. dez. 1985
- [40] GONÇALVES, E. Análise de traturas cilíndricas soldadas. São Paulo, 1987. Tese (Livre docência) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
- [41] BEEVERS, C. J. Advances in crack length measurement. s.l, Engineering Materials Advisory Services, Ld., 1982.
- [42] NAGARAJA, N. R. et al. Residual stress in weld plates. Welding Journal, p. 295-s a 306-s, Jul. 1964.
- [43] BUELTA, M. A. M. et al. Modelo teórico para análise do fenômeno de propagação da trinca: método dos elementos finitos. São Paulo, CENOV/USP, 1996. (RT Nº 1.5/414)

- [44] MORANDI, A. C. - **Projeto de regiões de descontinuidade do casco resistente de submarinos**. São Paulo, EPUSP 1991. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, Universidade de São Paulo.
- [45] FERES, A. N.; BUELTA, M. A.M. **Manual do programa de engenharia do programa Aquiles**. São Paulo, CENO/USP, 1991. (RT Nº 106/406)
- [46] SOUZA, G. F. M. **Análise de tensões residuais em estruturas soldadas**. São Paulo, EPUSP, 1990. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, Universidade de São Paulo.
- [47] RODRÍGUEZ, R. L. B.; BUELTA, M. A. M. **Cálculo de tensões na união da caverna gigante com o casco resistente de submarinos**. In: CONGRESSO NACIONAL DE TRANSPORTES MARÍTIMOS E CONSTRUÇÃO NAVAL 16. Rio de Janeiro 1996. *Ánais*. Rio de Janeiro, SOBENA, 1996. p 151 - 158.
- [48] YURIOKA, N. **Rational approach to the establishment of acceptance level of heavy weldments**. Massachusetts, 1972. Dissertação (Mestrado)-Massachusetts Institute of Technology.
- [49] WILLIAMS, M.T. **On the stress distributions at the base of stationary crack**. Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, v24 n1, pg 109-114, New York, NY, 1957.
- [50] BUELTA, M. A.M. et al. **Cálculo do fator de intensificação de tensões para análise de fratura: método dos elementos finitos**. São Paulo, CENO/USP, 1996. (RT Nº 2.6/414)
- [51] BUELTA, M. A. M. et al. **Vida à fadiga dos submarinos, para um perfil de operação adotado**. São Paulo, CENO/USP, 1996. (RT Nº 3.6/414)
- [52] ALGOR - "Finite element Analysis system", Manuais de Utilização do Programa, Algor interactive systems, Inc. Pittsburgh, PA, 1990.

PROGRAMA PARA CALCULAR VIDA À FADIGA

ANEXO-1

```

Program CALCULODAVIDATOTAL;
uses CRT;
var intervalo,temp, resposta,eq:integer;
    pmax,pmin,a,ao,da,no,n,dn,erro,ref:real;
    resp:char;
Begin
    clrscr;
    temp:=0;
    Write('Ingresse trinca minimo ao:');
    Readln(ao);
    a:=ao;
    eq:=0;
    While temp=0 Do
        Begin
            clrscr;
            Write('Escolha uma das opcoes');
            WriteLn('1 - Profundidade entre 0 e 250');
            WriteLn('2 - Profundidade entre 50 e 250');
            WriteLn('3 - Profundidade entre 50 e 200');
            WriteLn('4 - Profundidade entre 0 e 150');
            WriteLn('5 - Profundidade entre 50 e 150');
            WriteLn('6 - Profundidade entre 0 e 100');
            WriteLn('7 - Profundidade entre 0 e 50');
            WriteLn('8 - ');
            Write('Opcao:');
            Readln(intervalo);
            If (intervalo=1) and (intervalo<=8) Then
                Begin
                    WriteLn('Escolheu a opcao ',intervalo);
                    erro:=0.00001;
                    ref:=1;
                    N:=1;
                    Case intervalo Of
                        1:Begin
                            no:=0;
                            ao:=a;
                            If (a<0.557) Then
                                Begin
                                    While ref>erro Do
                                        Begin
                                            da:=(0.1488*sqn(no/10000)+0.0783*no/10000+0.2);
                                            a:=da;
                                            ref:=abs(da-ao);
                                            If (da>ao) Then
                                                Begin
                                                    ref:=erro;
                                                    WriteLn('Erro acima do esperado !!!');
                                                    WriteLn('Numero de ciclos : ',no);
                                                End;
                                            no:=(no+1);
                                            End;
                                        End;
                                    eq:=1;
                                End;
                            End;
                        End;
                    End;
                End;
            End;
        End;
    End;

```

```

IF (a>=0.557) And (a<=1.57) Then
  Begin
    n:=1/1.2488*ln(a/0.1107)*10000;
    no:=n;
    da:=0.1107*exp(1.2488*(no)/10000);
    a:=da;
    eq:=2;
  End;
IF (a>1.57) And (a<=3.6) Then
  Begin
    n:=1/1.6404*ln(a/0.0484)*10000;
    no:=n;
    da:=0.0484*exp(1.6404*(no)/10000);
    eq:=3;
  End;
IF (a>3.6) And (a<=4.4375) Then
  Begin
    n:=1/1.8635*ln(a/0.0275)*10000;
    no:=n;
    da:=0.0275*exp(1.8635*(no)/10000);
    eq:=4;
  End;
IF (a>4.4375) Then
  Begin
    n:=1/2.2865*ln(a/0.0087)*10000;
    no:=n;
    da:=0.0087*exp(2.2865*(no)/10000);
    eq:=5;
  End;
  WriteLn('Trinca atual -- a: ',a:0:5);
  WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
  WriteLn('Utilizou a equacao: ',eq);
  WriteLn('Variar N l-sim / 0-nao: ');
  Read(resposta);
  While (resposta=1) do
    Begin
      Write('Ingresso Incremento de dn: ');
      Read(dn);
      WriteLn('Novo valor de no: ',no+dn:6:1);
      no:=no+dn;
    End;
  IF (no<12938) Then
    Begin
      da:=(0.1488*sqrt(no/10000)+0.0783*no/10000+0.2);
      a:=da;
      WriteLn('Nova Trinca af: ',a:0:5);
    End;
  IF (no>=12938) And (no<=21237) Then
    Begin
      da:=(0.1107*Exp(1.2488*no/10000));
      a:=da;
      WriteLn('Nova Trinca af: ',a:5:5);
    End;
  IF (no> 21237) And (no<=26269) Then
    Begin
      da:=(0.0484*Exp(1.6404*no/10000));
      a:=da;
      WriteLn('Nova Trinca af: ',a:5:5);
    End;
  IF (no> 26269) And (no<=27331) Then
    Begin

```

```

da:=(0.0275*Exp(1.8635*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
End;

IF (no > 27280) Then
Begin
da:=(0.0087*Exp(2.2865*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
End;

Write('Variar N 1-sim / 0-nao:');
Read(resposta);
End;
End; { case 1 }

2:Begin
no:=0;
ao:=a;

IF (a < 0.523) Then
Begin
While ref > erro Do
Begin
da:=(0.0496*sqrt(no/10000)+0.0449*no/10000+0.2);
a:=da;
ref:=abs(da-ao);
IF (da > ao) Then
Begin
ref:=erro;
WriteLn('Erro acima do esperado !!!');
WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
End;
no:=(no+1);
End;
eq:=1;
End;

IF (a >= 0.523) And (a <= 1.53) Then
Begin
n:=1/0.7205*ln(a/0.1106)*10000;
no:=n;
da:=0.1106*exp(0.7205*(no)/10000);
a:=da;
eq:=2;
End;

IF (a > 1.53) And (a <= 3.158) Then
Begin
n:=1/0.9402*ln(a/0.0495)*10000;
no:=n;
da:=0.0495*exp(0.9402*(no)/10000);
a:=da;
eq:=3;
End;

IF (a > 3.158) And (a <= 4.4375) Then
Begin
n:=1/1.0521*ln(a/0.0302)*10000;
no:=n;
da:=0.0302*exp(1.0521*(no)/10000);
a:=da;
eq:=4;
End;

IF (a > 4.4375) Then
Begin
n:=1/1.2704*ln(a/0.0107)*10000;
no:=n;

```

```

da:=0.0107*exp(1.2704*(no)/10000);
a:=da;
eq:=5;
End;
WriteLn('Trinca atual -- a:',a:0:5);
WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
WriteLn('Utilizou a equacao:',eq);
WriteLn;
Write('Variar N 1-sim / 0-nao:');
Read(resposta);
While (resposta=1) do
Begin
Write('Ingresse Incremento de dn:');
Read(dn);
WriteLn('Novo valor de no:',no+dn:6:1);
no:=no+dn;
IF (no<21158) Then
Begin
da:=(0.0496*sqrt(no/10000))+0.0449*no/10000+0.2);
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:0:5);
End;
IF (no>=21158) And (no<36500) Then
Begin
da:=(0.1106*Exp(0.7205*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
End;
IF (no>=36500) And (no<44200) Then
Begin
da:=(0.0495*Exp(0.9402*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
End;
IF (no>=44200) And (no<47420) Then
Begin
da:=(0.0302*Exp(1.0521*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
End;
IF (no>=47420) { And (no<49378) } Then
Begin
da:=(0.0107*Exp(1.2704*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
End;
Write('Variar N 1-sim / 0-nao:');
Read(resposta);
End;
End; { Case 2 }
3:Begin
no:=0;
ao:=a;
IF (a<0.511) Then
Begin
While ref>erro Do
Begin
da:=(0.0147*sqrt(no/10000))+0.0245*no/10000+0.2);
a:=da;

```

```

ref:=abs(da-ao);
IF (da>ao) Then
  Begin
    ref:=erro;
    WriteLn('Erro acima do esperado !!!');
    WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
  End;
  no:=(no+1);
  End;
  eq:=1;
  End;
  End;
  IF (a>=0.511) And (a<1.555) Then
    Begin
      n:=1/0.3926*ln(a/0.1107)*10000;
      no:=n;
      da:=0.1107*exp(0.3926*(no)/10000);
      a:=da;
      eq:=2;
    End;
  IF (a>=1.55) And (a<3.184) Then
    Begin
      n:=1/0.5137*ln(a/0.0491)*10000;
      no:=n;
      da:=0.0491*exp(0.5137*(no)/10000);
      a:=da;
      eq:=3;
    End;
  IF (a>=3.184) And (a<4.443) Then
    Begin
      n:=1/0.5787*ln(a/0.029)*10000;
      no:=n;
      a:=0.029*exp(0.5787*(no)/10000);
      a:=da;
      eq:=4;
    End;
  IF (a>=4.443) Then
    Begin
      n:=1/0.7525*ln(a/0.0064)*10000;
      no:=n;
      da:=0.0064*exp(0.7525*(no)/10000);
      a:=da;
      eq:=5;
    End;
    WriteLn('Trinca atual -- a:',a:0:5);
    WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
    WriteLn('Utilizou a equacao:',eq);
    WriteLn('Variar N 1-sim / 0-nao:');
    Read(resposta);
  While (resposta=1) do
    Begin
      Write('Ingresse Incremento de dn:');
      Read(dn);
      WriteLn('Novo valor de no:',no+dn:6:1);
      no:=no+dn;
    End;
  IF (no<39000) Then
    Begin
      da:=(0.0147*sqrt(no/10000)+0.0245*no/10000+0.2);
      a:=da;
      WriteLn('Nova Trinca af:',a:0:5);
    End;
  IF (no<=39000) And (no<67280) Then

```

```

Begin
da:=(0.1107*Exp(0.3926*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca at:',a:5:5);
End;

IF (no>=67280) And (no<81198) Then
Begin
da:=(0.0491*Exp(0.5137*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca at:',a:5:5);
End;

IF (no>=81198) And (no<86950) Then
Begin
da:=(0.029*Exp(0.5787*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca at:',a:5:5);
End;

IF (no>=86950) Then
Begin
da:=(0.0064*Exp(0.7525*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca at:',a:5:5);
End;

Write('Variar N 1-sim / 0-nao:');
Read(resposta);
End; { Case 3 }

4:Begin
no:=0;
ao:=a;
IF (a<0.54) Then
Begin
While ref>erro Do
Begin
da:=(0.0178*sqr(no/10000)+0.0273*no/10000+0.2);
a:=da;
ret:=abs(da-ao);
IF (da>ao) Then
Begin
ref:=erro;
WriteLn('Erro acima do esperado !!!');
WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
End;
no:=(no+1);
End;
eq:=1;
End;
IF (a>=0.54) And (a<1.499) Then
Begin
n:=1/0.4284*ln(a/0.1118)*10000;
no:=n;
da:=0.1118*exp(0.4284*(no)/10000);
a:=da;
eq:=2;
End;
IF (a>=1.499) And (a<3.126) Then
Begin
n:=1/0.5706*ln(a/0.0472)*10000;
no:=n;
da:=0.0472*exp(0.5706*(no)/10000);
a:=da;
eq:=3;
End;

```

```

IF (a>=3.126) And (a<4.439) Then
  Begin
    n:=1/0.6622*ln(a/0.0241)*10000;
    no:=n;
    da:=0.0241*exp(0.6622*(no)/10000);
    a:=da;
    eq:=4;
  End;
IF (a>=4.439) { And (a<4.782) } Then
  Begin
    n:=1/0.9146*ln(a/0.0033)*10000;
    no:=n;
    da:=0.0033*exp(0.9146*(no)/10000);
    a:=da;
    eq:=5;
  End;
  WriteLn('Trinca atual -- a:',a:0:5);
  WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
  WriteLn('Utilizou a equacao:',eq);
  WriteLn('Variar N I-sim / 0-nao:');
  Read(resposta);
  While (resposta=1) do
    Begin
      Write('Ingresso Incremento de dn:');
      Read(dn);
      WriteLn('Novo valor de no:',no+dn:6:1);
      no:=no+dn;
    IF (no<36755) Then
      Begin
        da:=(0.0178*sqrt(no/10000)+0.0273*no/10000+0.2);
        a:=da;
        WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
        End;
      IF (no>=36755) And (no<60600) Then
        Begin
          da:=(0.1118*Exp(0.4284*no/10000));
          a:=da;
          WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
          End;
        IF (no>=60600) And (no<73478) Then
          Begin
            da:=(0.0472*Exp(0.5706*no/10000));
            a:=da;
            WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
            End;
          IF (no>=73478) And (no<78769) Then
            Begin
              da:=(0.0241*Exp(0.6622*no/10000));
              a:=da;
              WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
              End;
            IF (no>=78769) { And (no<79560) } Then
              Begin
                da:=(0.0033*Exp(0.9146*no/10000));
                a:=da;
                WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
                End;
              Write('Variar N I-sim / 0-nao:');
            End;
            Read(resposta);
          End;

```

```

5:Begin
no:=0;
ao:=a;
IF (a<0.55) Then
Begin
While ref>erro Do
Begin
da:=(0.0026*sqrt(no/10000)+0.0104*no/10000+0.2);
a:=da;
ref:=abs(da-ao);
IF (da>ao) Then
Begin
ref:=erro;
WriteLn('Erro acima do esperado !!!');
WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
End;
no:=(no+1);
End;
End;
eq:=1;
End;
IF (a>=0.55) And (a<1.55) Then
Begin
da:=0.1111*ln(a/0.1647)*10000;
no:=n;
da:=0.1111*exp(0.1647*(no)/10000);
a:=da;
eq:=2;
End;
IF (a>=1.55) And (a<3.135) Then
Begin
n:=1/0.217*ln(a/0.0481)*10000;
no:=n;
da:=0.0481*exp(0.217*(no)/10000);
a:=da;
eq:=3;
End;
IF (a>=3.1335) And (a<4.345) Then
Begin
n:=1/0.0249*ln(a/0.0249)*10000;
no:=n;
da:=0.0249*exp(0.2512*(no)/10000);
a:=da;
eq:=4;
End;
IF (a>=4.345) { And (a<5.22) } Then
Begin
n:=1/0.3238*ln(a/0.0056)*10000;
no:=n;
da:=0.0056*exp(0.3238*(no)/10000);
a:=da;
eq:=5;
End;
WriteLn('Trinca atual -- a:',a:0:5);
WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
WriteLn('Utilizou a equacao:', eq);
WriteLn;
Write('Variar N 1-sim / 0-nao:');
Read(resposta);
While (resposta=1) do
Begin
Write('Ingresse Incremento de dn:');
Read(dn);
End;
End; { Case 4 }

```



```

        WriteLn('Novo valor de no:', no+dn:6:1);
        no:=no+dn;
    IF (no<97115) Then
        Begin
            a:=(0.0026*sqrt(no/10000)+0.0104*no/10000+0.2);
            a:=da;
            WriteLn('Nova Trinca at:', a:0:5);
        End;
    IF (no>=97115) And (no<160200) Then
        Begin
            da:=(0.1111*Exp(0.1647*no/10000));
            a:=da;
            WriteLn('Nova Trinca at:', a:5:5);
        End;
    IF (no>=160200) And (no<192500) Then
        Begin
            da:=(0.0481*Exp(0.217*no/10000));
            a:=da;
            WriteLn('Nova Trinca at:', a:5:5);
        End;
    IF (no>=192500) And (no<205498) Then
        Begin
            da:=(0.0249*Exp(0.2512*no/10000));
            a:=da;
            WriteLn('Nova Trinca at:', a:5:5);
        End;
    IF (no>=205498) Then
        Begin
            da:=(0.0056*Exp(0.3238*no/10000));
            a:=da;
            WriteLn('Nova Trinca at:', a:5:5);
        End;
        Write('Variar N 1-sim / 0-nao:');
        Read(resposta);
    End;
    End; { Case 5 }
6: Begin
    no:=0;
    ao:=a;
    IF (a<0.527) Then
        Begin
            While ref>erro Do
                Begin
                    da:=(0.0031*sqrt(no/10000)+0.0116*no/10000+0.2);
                    a:=da;
                    ref:=abs(da-ao);
                    IF (da>ao) Then
                        Begin
                            ref:=erro;
                            WriteLn('Erro acima do esperado !!!');
                            WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
                        End;
                    End;
                    no:=(no+1);
                End;
            End;
            eq:=1;
        End;
    IF (a>=0.527) And (a<1.563) Then
        Begin
            n:=1/0.1813*ln(a/0.1114)*10000;
            no:=n;
            da:=0.1114*exp(0.1813*(no)/10000);
        End;

```

```

a:=da;
eq:=2;
IF (a>=1.563) And (a<3.173) Then
  Begin
    n:=1/0.2417*ln(a/0.0462)*10000;
    no:=n;
    da:=0.0462*exp(0.2417*(no)/10000);
    a:=da;
    eq:=3;
  End;
IF (a>=3.173) And (a<4.286) Then
  Begin
    n:=1/0.2873*ln(a/0.0208)*10000;
    no:=n;
    da:=0.0208*exp(0.2873*(no)/10000);
    a:=da;
    eq:=4;
  End;
IF (a>=4.286) {And (a<4.77)} Then
  Begin
    n:=1/0.3804*ln(a/0.0037)*10000;
    no:=n;
    da:=0.0037*exp(0.3804*(no)/10000);
    a:=da;
    eq:=5;
  End;
WriteLn('Trinca atual -- a:',a:0:5);
WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
WriteLn('Utilizou a equacao:',eq);
WriteLn('Variar N 1-sim / 0-nao:');
Read(resposta);
While (resposta=1) do
  Begin
    Write('Ingresse Incremento de dn:');
    Read(dn);
    WriteLn('Novo valor de no:',no+dn:6:1);
    no:=no+dn;
  End;
IF (no<85718) Then
  Begin
    da:=(0.0031*sqrt(no/10000)+0.0116*no/10000+0.2);
    a:=da;
    WriteLn('Nova Trinca af:',a:0:5);
  End;
IF (no>=85718) And (no<145700) Then
  Begin
    da:=(0.1114*Exp(0.1813*no/10000));
    a:=da;
    WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
  End;
IF (no>=145700) And (no<174990) Then
  Begin
    da:=(0.0462*Exp(0.2417*no/10000));
    a:=da;
    WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
  End;
IF (no>=174990) And (no<185456) Then
  Begin
    da:=(0.0208*Exp(0.2873*no/10000));
    a:=da;
    WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
  End;

```

```

End;
7:Begin
no:=0;
ao:=a;
If (a<0.5) Then
Begin
While ref>erro Do
Begin
da:=(0.0002*sqr(no/10000)+0.0026*no/10000+0.2);
a:=da;
ref:=abs(da-ao);
If (da>ao) Then
Begin
ref:=erro;
writeln('Erro acima do esperado !!!');
writeln('Numero de ciclos : ', no);
End;
no:=(no+1);
End;
eq:=1;
End;
If (a>=0.5) And (a<1.56) Then
Begin
n:=1/0.04*ln(a/0.1113)*10000;
no:=n;
da:=(0.1113*exp(0.04*no/10000));
a:=da;
eq:=2;
End;
If (a>=1.56) And (a<3.08) Then
Begin
n:=1/0.0537*ln(a/0.0451)*10000;
no:=n;
da:=(0.0451*exp(0.0537*no/10000));
a:=da;
eq:=3;
End;
If (a>=3.08) And (a<4.547) Then
Begin
n:=1/0.0648*ln(a/0.0188)*10000;
no:=n;
da:=(0.0188*exp(0.0648*no/10000));
a:=da;
eq:=4;
End;
If (a>=4.547) { And (a<5.78) } Then
Begin
n:=1/0.0891*ln(a/0.0024)*10000;
no:=n;
da:=(0.0024*exp(0.0891*no/10000));
a:=da;
eq:=5;
End;

```

```

WriteLn('Trinca atual -- a:',a:0:5);
WriteLn('Numero de ciclos : ', no);
WriteLn('Utilizou a equacao:',eq);
WriteLn;
Write('Variar N 1-sim / 0-nao:');
Read(resposta);
While (resposta=1) do
Begin
Write('Ingrese Incremento de dn:');
Read(dn);
WriteLn('Novo valor de no:',no+dn:6:1);
no:=no+dn;
IF (no<375594) Then
Begin
da:=(0.0002*sqr(no/10000)+0.0026*no/10000+0.2);
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:0:5);
End;
IF (no>=375594) And (no<660000) Then
Begin
da:=(0.1113*Exp(0.04*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
End;
IF (no>=660000) And (no<786500) Then
Begin
da:=(0.0451*Exp(0.0537*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
End;
IF (no>=786500) And (no<847000) Then
Begin
da:=(0.0188*Exp(0.0648*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
End;
IF (no>=847000) Then
Begin
da:=(0.0024*Exp(0.0891*no/10000));
a:=da;
WriteLn('Nova Trinca af:',a:5:5);
End;
Write('Variar N 1-sim / 0-nao:');
Read(resposta);
End;
Case 7. }
End;
8:temp:=1
End;
End { while }
End { endcase }
End;
END. { programa principal}

```