

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SERGIPE
PRÓ-REITORIA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E ENGENHARIA DE
MATERIAIS (P²CEM)**

**EFEITO DA DEFORMAÇÃO PLÁSTICA ACUMULADA NO DESEMPENHO À
FADIGA DE AÇO SUPER DUPLEX EMPREGADO EM TUBOS UMBILICAIS
PARA PRODUÇÃO DE PETRÓLEO**

ANTELMO SANTOS CHAVES

**SÃO CRISTÓVÃO – SE
AGOSTO DE 2022**

ANTELMO SANTOS CHAVES

**EFEITO DA DEFORMAÇÃO PLÁSTICA ACUMULADA NO DESEMPENHO À
FADIGA DE AÇO SUPER DUPLEX EMPREGADO EM TUBOS UMBILICAIS
PARA PRODUÇÃO DE PETRÓLEO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Ciência e Engenharia de Materiais da Universidade Federal de Sergipe, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Ciência e Engenharia de Materiais.

Orientador: Wilton Walter Batista

Coorientador: Sandro Griza

**SÃO CRISTÓVÃO – SE
AGOSTO DE 2022**

“EFEITO DA DEFORMAÇÃO PLÁSTICA ACUMULADA NO
DESEMPENHO À FADIGA DE AÇO SUPER DUPLEX EMPREGADO EM
TUBOS UMBILICAIS PARA PRODUÇÃO DE PETRÓLEO”

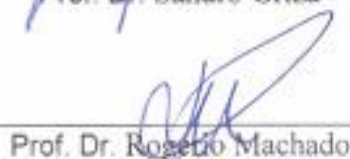
Antelmo Santos Chaves

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO PROGRAMA DE
PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DE SERGIPE COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIA E
ENGENHARIA DE MATERIAIS.

Aprovada por:



Prof. Dr. Sandro Griza



Prof. Dr. Rogério Machado



Profa. Dra. Sandra Andreia Stewart De Araújo Souza

SÃO CRISTÓVÃO, SE – BRASIL

Agosto/2022

**FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA CENTRAL
UNIVERSIDADE FEDERAL DE SERGIPE**

C512e Chaves, Antelmo Santos
Efeito da deformação plástica acumulada no desempenho à fadiga de aço super duplex empregado em tubos umbilicais para produção de petróleo / André Romão Terto ; orientador Wilton Walter Batista. - São Cristóvão, 2022.
67 f.: il.

Dissertação (mestrado em Ciência e Engenharia de Materiais)
– Universidade Federal de Sergipe, 2022.

1. Ciência dos materiais. 2. Aço inoxidável. 3. Aço - Fadiga.
I. Batista, Wilton Walter orient. II. Título.

CDU 66.017

“Investir em conhecimento rende sempre os melhores juros.” (Benjamin Franklin)

DEDICATÓRIA

A Deus, pois sem Ele nada disso teria, se quer, iniciado. À minha família e aos amigos que contribuíram diretamente para realização desse trabalho.

AGRADECIMENTOS

Gratidão primeiramente a Deus. Tudo acontece no Seu tempo, o tempo certo, e não no tempo que a gente pensa ou deseja que aconteça. Gratidão nessa conquista por tudo!

Agradeço a minha família pela base e direcionamento de vida que me deram, sempre com palavras de incentivo e positividade. Isso fez com que eu pudesse sempre enxergar as adversidades como um desafio e não como um problema.

Gostaria de agradecer a minha esposa Marília pelo apoio e por sempre “segurar a barra” nos momentos que precisei ficar ausente. Ao meu filhote (filho) Miguel, que mesmo inconscientemente é sempre fonte de inspiração para mim, e não foi diferente durante esse trabalho. Inclusive, ele nasceu na mesma semana que iniciei o mestrado!!

Agradeço grandemente aos professores Sandro Griza e Wilton Walter pelas orientações, ensinamentos, apoio e disponibilidade sempre. Ao professor e colega Raphael Cardoso do Instituto Federal da Bahia (IFBA) pelo apoio e disponibilidade na realização das simulações.

À professora Sandra Andreia Stewart e ao professor Rogério Machado (DFI - UFS), membros da banca examinadora. Obrigado pelas considerações e sugestões feitas para melhoria deste trabalho.

Não poderia, de forma alguma, deixar de agradecer a equipe técnica do LAMP, Matheus Duarte, Matheus Mariano, Brenno Lima... Sem esses caras, com certeza, as coisas teriam sido bem mais difíceis!

Ao colega e parceiro em toda caminhada durante o mestrado, Renan Celestino.

E por fim, agradecer a todos que contribuíram de alguma forma para o desenvolvimento desse trabalho.

Resumo da Dissertação apresentada ao P²CEM/UFS como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciência e Engenharia de Materiais.

**EFEITO DA DEFORMAÇÃO PLÁSTICA ACUMULADA NO DESEMPENHO À
FADIGA DE AÇO SUPER DUPLEX EMPREGADO EM TUBOS UMBILICAIS
PARA PRODUÇÃO DE PETRÓLEO**

Antelmo Santos Chaves

Agosto / 2022

Orientador: Wilton Walter Batista

Coorientador: Sandro Griza

Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais

O cabo umbilical é hoje uma das grandes tecnologias utilizadas para controle de equipamentos no leito marinho na produção de petróleo *offshore* em águas profundas e ultraprofundas. O umbilical é constituído por vários componentes, inclusive tubo de aço para transporte de fluidos para controle hidráulico de equipamentos no leito. Tais tubos são susceptíveis à fadiga durante a vida em operação do umbilical. A resistência à fadiga é influenciada pela deformação plástica acumulada (APS) sofrida pelos tubos durante todo processo de fabricação até instalação/armazenamento em carretéis. Esse estudo investigou a maneira como duas diferentes condições de aplicação da APS (flexão repetida e flexão alternada) influenciam na resistência à fadiga dos tubos. Para isso, foram usinados corpos de prova de fadiga a partir de tubo super duplex de umbilical, os quais receberam 5% de APS por flexão cíclica repetida e flexão cíclica alternada. As tensões e deformações residuais que ficaram acumuladas nas amostras foram medidas por simulação computacional. Análises microestruturais e de microdureza foram realizadas nos corpos de prova após fratura por fadiga. Embora a microdureza do grupo submetido à flexão alternada tenha apresentado dureza um pouco maior, a ANOVA demonstrou que não foi significativa essa diferença, como também não houve relevantes alterações na microestrutura dos dois grupos de amostras após a fratura por fadiga. Porém, o grupo submetido a deformação plástica alternada apresentou menor resistência a fadiga, evidenciando, que a maneira como os tubos são deformados durante a fabricação e armazenamento influencia o seu desempenho em fadiga.

Palavras-chave: Aço inoxidável super duplex; Umbilical; APS; Fadiga.

Abstract of Thesis presented to P²CEM/UFS as a partial fulfillment of the requirements for the degree of master's in Materials Science and Engineering

**EFEITO DA DEFORMAÇÃO PLÁSTICA ACUMULADA NO DESEMPENHO À
FADIGA DE AÇO SUPER DUPLEX EMPREGADO EM TUBOS UMBILICAIS
PARA PRODUÇÃO DE PETRÓLEO**

Antelmo Santos Chaves
August / 2022

Advisor: Wilton Walter Batista

Co-advisor: Sandro Griza

Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais

The umbilical cable is today an important technology used to control equipment on the seabed in the production of offshore oil in deep and ultra-deep waters. The umbilical is composed of several components, including steel tube for transporting fluids for hydraulic control of equipment in the bed. Such tubes are susceptible to fatigue during their life in umbilical operation. Fatigue strength is influenced by the accumulated plastic strain (APS) undergone by the tubes during the entire manufacturing process until installation/storage on spools. This study investigated the way in which two different conditions of application of APS (repeated flexion and alternating flexion) influence the fatigue strength of the tubes. For this, fatigue specimens were machined from super duplex umbilical tube, which received 5% APS by repeated cyclic bending and alternating cyclic bending. Residual stresses and strains that were accumulated in the specimens were measured by computer simulation. Microstructural and microhardness analyzes were performed on the specimens after fatigue fracture. Although the microhardness of the group subjected to alternating bending showed a slightly higher hardness, ANOVA showed that this difference was not significant, as there were no relevant changes in the microstructure of the two groups of specimens after fatigue fracture. However, the group subjected to alternating plastic strain experienced lower fatigue strength. Therefore, the way in which the tubes are deformed during manufacture and storage influences their fatigue performance.

Keywords: Super duplex stainless steel; Umbilical; APS; Fatigue.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	xii
LISTA DE TABELAS	xv
1 INTRODUÇÃO	1
2 OBJETIVOS	3
2.1 Objetivo Geral	3
2.2 Objetivos Específicos	3
3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	4
3.1 Cabos Umbilicais	4
3.2 Aços Inoxidáveis Super Duplex (AISD)	5
3.3 Tubos de aço super duplex UNS S32750 (SAF 2507)	5
3.4 Fadiga	6
3.4.1 Danos de fadiga em tubos de aço de umbilicais	8
3.5 Deformação Plástica Acumulada (APS)	9
3.5.1 APS nos tubos de aço de umbilicais	9
3.5.2 Deformação cíclica repetida e deformação cíclica alternada	10
3.6 Efeito Bauschinger	12
3.7 Tensões e deformações residuais	13
3.7.1 Distribuição das deformações residuais no material	14
4 REVISÃO DE BIBLIOGRAFIA	16
5 METODOLOGIA	19
5.1 Material	19
5.2 Análise química	19
5.3 Aplicação da APS	19
5.4 Extensômetro de resistência elétrica (<i>strain gauge</i>)	21
5.5 Aplicando APS por flexão repetida	22
5.6 Aplicando APS por flexão alternada	23
5.7 Ensaio de fadiga	24
5.8 Análise Metalográfica	25
5.9 Microdureza	26

5.10	Tensões residuais (Metodologia de simulação)	27
6	RESULTADOS E DISCUSSÃO	31
6.1	Análise química	31
6.2	Aplicação da APS (Curvas de histerese)	31
6.3	Distribuição das tensões residuais no CP	32
6.4	Curva S-N	35
6.5	Metalografia	39
6.6	Microdureza	45
7	CONCLUSÕES	46
8	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	47
9	REFERÊNCIAS	48

LISTA DE FIGURAS

Figura 3-1. Cabo umbilical com tubos de aço. Fonte: SUBSEA [16]	4
Figura 3-2. Superfície típica de falha por fadiga. (A) região de nucleação ou início da trinca, (B) superfície de propagação da fadiga. A zona C é a de ruptura final. Fonte: GRIZA [23]	7
Figura 3-3. Estrias de fadiga. Fonte: GRIZA [24]	7
Figura 3-4. <i>Bend Stiffener</i> na parte inferior da embarcação. Fonte: Adap. de PETROLCOM[25]	8
Figura 3-5. Deformação por flexão: (a) flexão repetida; (b) flexão alternada.....	10
Figura 3-6. Tubo de umbilical fabricado por laminação, em seguida bobinado em carretel. Fonte: WS [27]	10
Figura 3-7. Umbilical bobinado em carretel após sua fabricação. Fonte: MDL [28] ...	11
Figura 3-8. Efeito Bauschinger e circuito de histerese. Fonte: DIETER [29]	12
Figura 3-9. Corpo de prova submetido à deformação cíclica de flexão. Fonte: GIUFRIDA [32]	14
Figura 5-1. CP extraído do tubo para o ensaio de fadiga. (a) CP retirado no sentido de laminação do tubo; (b) Dimensões do CP.....	19
Figura 5-2. Aplicação da APS por flexão a quatro pontos utilizando extensômetro (<i>strain gauge</i>) para controlar a deformação em cada ciclo	20
Figura 5-3. <i>Strain gauge</i> colado em uma das faces do corpo de prova	22
Figura 5-4. CP (alternado) fraturado por fadiga, embutido em baquelite para realização da metalografia	25
Figura 5-5. Sinalização em CP fraturado onde foi medida a microdureza	26
Figura 5-6. Corpo de prova modelado	27

Figura 5-7. Representação da malha desenvolvida para simulação	28
Figura 5-8. Curva tensão-deformação de ensaio de tração do AISD estudado	28
Figura 5-9. Reprodução das condições de apoio e carga da simulação	29
Figura 6-1. Curva de histerese mecânica por deformação repetida	31
Figura 6-2. Curva de histerese mecânica por deformação alternada	32
Figura 6-3. Seção transversal de corte do CP simulado: distribuição das tensões residuais ao final do processo (APS por flexão repetida)	33
Figura 6-4. Deformação principal ao final do processo (APS por flexão repetida)	34
Figura 6-5. Seção transversal de corte do CP simulado: distribuição das tensões residuais ao final do processo (APS por flexão alternada)	34
Figura 6-6. Deformação principal ao fim do processo (APS por flexão alternada)	35
Figura 6-7. Curva S-N obtida a partir do ensaio de fadiga do grupo de APS por flexão repetida	36
Figura 6-8. Curva S-N obtida a partir do ensaio de fadiga do grupo de APS por flexão alternada	37
Figura 6-9. Análise comparativa entre as curvas (projeto) S-N das APSs por flexões alternada e repetida	38
Figura 6-10. Microestrutura após fadiga do AISD (CP deformado sob APS repetida)	39
Figura 6-11. Microestrutura após fadiga do AISD (CP deformado sob APS alternada)	40
Figura 6-12. Microestrutura na região da trinca de fadiga (CP sob APS repetida)	40
Figura 6-13. Microestrutura na região da trinca de fadiga (CP sob APS alternada)	41
Figura 6-14. Microestrutura na região de início da trinca de fadiga (CP sob APS repetida)	41

Figura 6-15. Microestrutura da região de início da trinca de fadiga (CP sob APS alternada)	42
Figura 6-16. Morfologia da fratura de uma amostra com 5% de APS repetida, submetida à tensão máxima de 901 Mpa	43
Figura 6-17. Morfologia da fratura de uma amostra com 5% de APS alternada, submetida à tensão máxima de 901 MPa	43
Figura 6-18. Morfologia da fratura de uma amostra com 5% de APS repetida, submetida à tensão máxima de 980 MPa	44
Figura 6-19. Morfologia da fratura de uma amostra com 5% de APS alternada, submetida à tensão máxima de 1060 MPa	44
Figura 6-20. Perfil de dureza superficial de duas amostras sob APS alternada e APS repetida	45

LISTA DE TABELAS

Tabela 5-1. Tipo de Malha e propriedades dos componentes	29
Tabela 5-2. Comportamento Plástico do material	29
Tabela 6-1. Resultado da análise química do AISD UNS32750 (% em peso)	31

1 INTRODUÇÃO

A produção de petróleo *offshore* vem tomando um direcionamento para águas cada vez mais profundas e distantes da costa. Essa realidade leva grandes empresas produtoras de petróleo a investirem em novas tecnologias e buscarem novas formas de produção. Uma dessas tecnologias são os cabos umbilicais, apontados como um dos grandes desafios técnicos que a indústria petrolífera *offshore* teve que enfrentar [1], e continua enfrentando no sentido de otimizar continuamente o projeto dos elementos que constituem o umbilical.

Os cabos umbilicais são elementos fundamentais nos sistemas de controle de produção de petróleo. Eles são responsáveis por conectar as unidades de produção flutuantes (navios e plataformas) aos equipamentos instalados no fundo do mar. Umbilicais são cabos eletro-hidráulicos formados pelo conjunto de diversos elementos como cabos elétricos, de fibra ótica e tubos de aço ou termoplásticos, responsáveis pela energização e comunicação remota dos elementos em solo oceânico. Os elementos do umbilical são envoltos geralmente de material elastomérico e possuem ainda arames de armadura de tração como elementos de reforço abaixo da capa polimérica externa [2, 3].

O cabo umbilical após ser colocado em serviço, pode sofrer danos por fadiga devido às solicitações impostas pelos movimentos marinhos. Os tubos de aço são componentes do umbilical susceptíveis à fadiga. As características cargas cíclicas de operação somadas às condições ambientais severas a que estão submetidos os tubos, fazem com que os tubos sejam fabricados preponderantemente a partir de aço inoxidável super duplex (AISD), que são ligas que apresentam excelentes propriedades mecânicas e de corrosão, além de alta resistência à fadiga [4, 5, 6].

Os tubos, após sua fabricação em geral por laminação a frio, passam por algumas operações de enrolamento e desenrolamento em carretéis ou bobinas, desde sua armazenagem na siderúrgica, passando pela sua montagem no umbilical e depois quando é lançado ao mar para o serviço. Todas essas etapas resultam em certa quantidade de deformação plástica. A soma dessas deformações plásticas, que poderá afetar inclusive o desempenho em fadiga dos tubos, dá origem a um parâmetro denominado de deformação plástica acumulada (*accumulated plastic strain*, APS, na sigla em inglês), e que deve ser levado em consideração nos projetos de fadiga dos tubos, de acordo com a norma DNV [7].

Estudos indicam que a APS influencia o desempenho em fadiga dos tubos de aço de umbilicais [8, 9, 10]. Porém, as sucessivas deformações plásticas dos tubos não deverão ocorrer sempre na mesma posição e direção, e isso poderá acarretar em diferentes níveis de tensões/deformações residuais acumuladas em diferentes locais da superfície do tubo. Segundo LI *et al.* [11] e GUO *et al.* [12] o nível de tensões residuais poderá favorecer ou prejudicar o desempenho em fadiga do tubo. Isso pode acontecer devido, por exemplo, ao efeito Bauschinger, o qual explica que o limite de escoamento de um material metálico sofre diminuição, quando a deformação imposta sobre ele é invertida [13]. Se as deformações residuais após a aplicação da APS forem positivas na região do tubo que virá a ser solicitado em fadiga, então espera-se redução de desempenho em fadiga; mas ao contrário, se forem negativas, então espera-se que o desempenho em fadiga seja melhorado.

O intuito do presente estudo é simular duas diferentes condições limites idealizadas de aplicação da APS que os tubos de umbilicais podem sofrer. Uma condição limite é aquela em que o tubo sofre as sucessivas deformações máximas de bobinagem/desbobinagem todas no mesmo sentido, sobre a mesma geratriz do tubo: deformação repetida. A outra condição limite é a que as sucessivas deformações máximas alternem seu sentido a cada ciclo: deformação alternada. Se for considerada que a deformação plástica de cada ciclo seja a mesma em módulo, então o presente modelo representa os dois limites possíveis de APS. Qualquer outra situação em que a geratriz do tubo mude de posição, ou seja, o tubo sofra algum giro entre as etapas de APS, promoverá a APS total entre os dois limites na região mais solicitada em fadiga do tubo.

O estudo das duas formas de APS sobre a vida em fadiga dos tubos de aço de umbilical se torna importante, uma vez que, materiais metálicos submetidos à deformação plástica cíclica sofrerão alterações em sua microestrutura, afetando o comportamento mecânico [10]. Isso é um aspecto relevante, que deve ser levado em consideração, devido à importância que os tubos de umbilicais representam para as instalações submarinas. Pois, segundo a literatura [14], 90% dos casos de falhas em componentes mecânicos acontece devido a fadiga. E a simples falha de um desses tubos de aço em uma estrutura umbilical poderá representar grandes prejuízos econômicos e ambientais.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo Geral

O objetivo geral desse estudo é investigar como os dois limites estudados da APS (deformação sempre no mesmo sentido e a outra condição, alternando-se em 180° a cada bobinamento) poderão influenciar na resistência à fadiga dos tubos de umbilical super duplex, após sua colocação em serviço.

2.2 Objetivos Específicos

- ✓ Verificar o comportamento de endurecimento (encruamento) e amolecimento cíclico do material após os ciclos de flexão repetida e alternada, através de ensaio de microdureza;
- ✓ Verificar se os ciclos de flexão alternada e/ou repetida, usados para aplicação da APS, provocam aumento ou diminuição da resistência à fadiga;
- ✓ Medir e quantificar as tensões e as deformações residuais (positivas e/ou compressivas) através de simulação numérica e verificar se houve influência dessas tensões e consequentemente das deformações residuais na vida à fadiga do material estudado;

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

3.1 Cabos umbilicais

A *International Organization for Standardization - ISO 13628-5* [15] define um cabo umbilical submarino, tal como ilustrado na Figura 3-1, como sendo um grupo de componentes funcionais, como cabos elétricos, cabos de fibra óptica, mangueiras hidráulicas e tubos de aço, agrupados entre si, os quais fornecem serviços de controle hidráulico, injeção de fluidos, e transmissão de energia e comunicação, desde a plataforma até a superfície do leito oceânico, para acionamento de elementos de cabeça de poço, árvore de natal, *manifold*, etc.

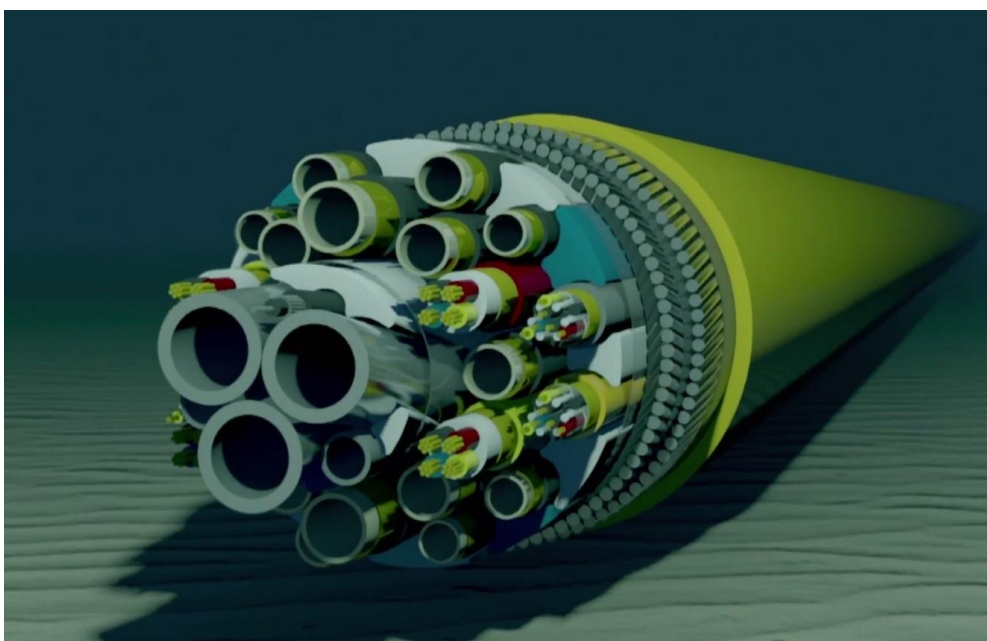


Figura 3-1. Cabo umbilical com tubos de aço. Fonte: SUBSEA [16].

Dentre os elementos presentes em um cabo umbilical, pode ser destacado como um dos mais importantes, o tubo de aço, que além da função específica de controle hidráulico para o sistema submarino de produção, apresenta também função estrutural e de proteção.

Devido a necessidade da exploração de petróleo em ambiente cada vez mais remoto, com condições ambientais cada vez mais severas, houve a necessidade da fabricação de tubos de aço com material mais resistente. Foi a partir daí que os tubos de aço de umbilical passaram a ser, quase que exclusivamente, fabricados com uso de um tipo especial de aço inoxidável, conhecido como aço inoxidável super duplex (AISD).

3.2 Aços Inoxidáveis Super Duplex (AISD)

Dentre os aços especiais, que apresentam excelentes propriedades mecânicas e cuja demanda vem crescendo a cada ano na indústria de petróleo e gás, estão os AISDs [4, 5].

Os AISDs, também conhecidos como aços austeno-ferríticos são materiais caracterizados por uma microestrutura bifásica, a qual apresenta normalmente as mesmas proporções volumétricas (50/50) de ferrita - α (estrutura CCC) e austenita - γ (estrutura CFC) [17].

As boas propriedades mecânicas apresentadas pelos AISDs estão diretamente relacionadas com a característica individual de cada fase. Para que se possa alcançar o máximo de suas propriedades mecânicas, é importante que as frações volumétricas da ferrita (elevado limite de escoamento) e da austenita (elevados valores de alongamento) estejam próximas de 50% para cada fase [18].

As propriedades estruturais dessas ligas são obtidas, principalmente, através do balanceamento dos elementos químicos presentes em sua composição. Os elementos de liga são responsáveis por atribuir as mais diversas propriedades aos aços. Esses elementos podem ser classificados como austenitizantes e ferritizantes, ou seja, alguns elementos químicos (Ni, C, N, Mn, Cu) aumentarão o campo de estabilidade da fase austenita, enquanto outros (Cr, Mo, Si) serão responsáveis pelo aumento do campo de estabilidade da fase da ferrita [19].

Os AISDs são materiais apropriados para aplicações petroquímicas, particularmente onde há a presença de cloretos. Quando comparados a outros aços, em especial àqueles que são alternativas concorrentes, eles apresentam propriedades mecânicas bastante superiores, tornando-se uma das principais alternativas na fabricação de tubos metálicos para o uso em cabos umbilicais submarinos. E isso é ratificado por REBOH [20], quando afirma que na atualidade, a solução que melhor atende as necessidades dos cabos umbilicais é a tecnologia de tubos fabricados a partir da família do AISD UNS S32750.

3.3 Tubos de aço super duplex UNS S32750 (SAF 2507)

Nesse estudo foi utilizado o aço UNS S32750. Usualmente, os aços inoxidáveis são classificados por algum sistema de numeração. A série UNS (*Unified Numbering*

System), representa um sistema de designação de ligas muito usado nos Estados Unidos e sua representação é feita através da letra S, seguida de cinco algarismos.

O Super Duplex UNS S32750 (nome comercial SAF 2507), é liga com excelente custo benefício e que combina alto desempenho mecânico associado à boa resistência à corrosão sob tensão. Porém, uma característica importante que faz com que esse material venha também sendo amplamente utilizado, desde a década de 90, na fabricação de tubos umbilicais, são as altas propriedades de resistência à fadiga apresentadas por essa liga de aço [3]. Esta característica é relevante para esse tipo de aplicação, uma vez que, esses tubos sofrerão solicitações cíclicas por toda sua vida em operação, após serem instalados no mar.

3.4 Fadiga

A *American Society for Testing and Materials*, mediante sua norma ASTM E1823 [21], define a fadiga como um processo de alteração estrutural permanente, gradativo e localizado, que ocorre em materiais submetidos a tensões e deformações cíclicas em um ponto ou em vários pontos, e que podem culminar em trincas ou fratura completa após um número suficiente de ciclos.

A ruptura por fadiga tem início sempre a partir de uma pequena trinca, etapa conhecida como nucleação ou iniciação da trinca, que se propaga aumentando de tamanho devido às solicitações cíclicas. À medida que a trinca aumenta (propagação) o suficiente, para que a parte remanescente do material não seja mais capaz de suportar a carga aplicada, a peça se rompe repentinamente. Dessa forma, para que um material falhe por fadiga é preciso que uma trinca seja nucleada e se propague no material até atingir a ruptura total.

Segundo HERTZBERG [22], a fratura por fadiga pode ser dividida em três estágios. O primeiro estágio corresponde ao surgimento das microtrincas ou nucleação em locais de concentração de tensão. O segundo compreende a evolução de microtrincas a macrotrincas. O terceiro e último estágio ocorre no ciclo de carga final, onde a trinca atinge tamanho crítico e ocorre a falha, que pode ser frágil, dúctil ou a combinação das duas.

Na Figura 3-2 é apresentada uma superfície típica da fratura por fadiga. A zona A corresponde a região da nucleação ou surgimento das trincas de fadiga, a zona B se refere à superfície de propagação dessas trincas de fadiga, em que a linha que delimita

as duas regiões é uma evidente marca de praia, ocorrida por causa de mudança de algum parâmetro de carregamento. Marcas de praia mais sutis também são vistas em ambas as zonas. E finalmente, a região C corresponde à zona de ruptura final.

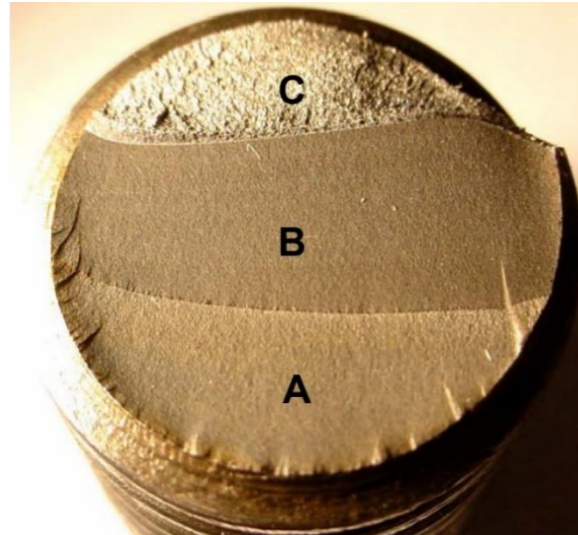


Figura 3-2. Superfície típica de falha por fadiga. (A) região de nucleação ou início da trinca, (B) superfície de propagação da fadiga. A zona C é a de ruptura final. Fonte: GRIZA [23].

Outra característica que pode ser revelada também na fratura por fadiga são as linhas paralelas, conhecidas como estrias de fadiga, Figura 3-3.

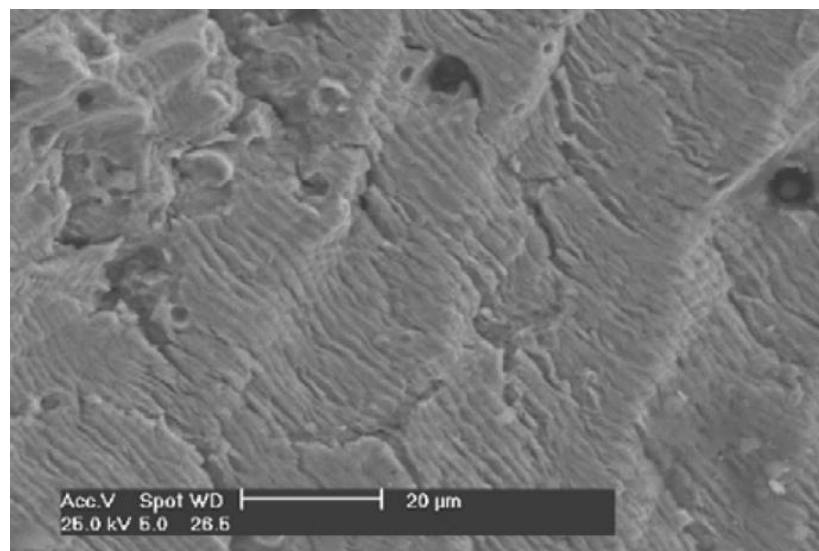


Figura 3-3. Estrias de fadiga. Fonte: GRIZA [24].

As marcas de praias, típicas em alguns casos nas fraturas de fadiga, surgem em geral na região B, e representam períodos de tempo durante o qual ocorre o crescimento da trinca.

As marcas de praia que possuem aspecto macroscópico característico indicam a posição da trinca em um determinado instante. Estas marcas ocorrem devido às alterações de variáveis do ciclo de tensões (pico de tensão, frequência, amplitude, etc). Já as estriais, são marcas em nível microscópico e representam a propagação da trinca, em decorrência de deformações plásticas cíclicas localizadas na ponta da trinca [22].

3.4.1 Danos de fadiga em tubos de aço de umbilicais

Os umbilicais são componentes que poderão sofrer danos por fadiga durante toda sua vida em operação, desde que as solicitações cíclicas máximas atinjam um determinado valor crítico. Fadiga esta ocasionada pelas ondas do mar, correntezas marítimas e até mesmo pelos movimentos das plataformas/embarcações as quais os umbilicais são conectados.

Para SWANSON *et al.* [2], a vida em fadiga do umbilical é uma das características mais importantes que se deve levar em consideração em um projeto. Isso devido às condições adversas que esses componentes são submetidos após sua instalação.

Os autores, inclusive, sinalizam dois pontos críticos que sofrem os maiores efeitos da fadiga, e que devem ser examinados cuidadosamente, são eles: a região de contato do umbilical com o fundo do mar e a região superior, no ponto de conexão com a embarcação (Figura 3-4), lugar onde fica o enrijecedor a flexão - *bend stiffener* (usado justamente para reduzir as tensões cíclicas que contribuem para a fadiga).

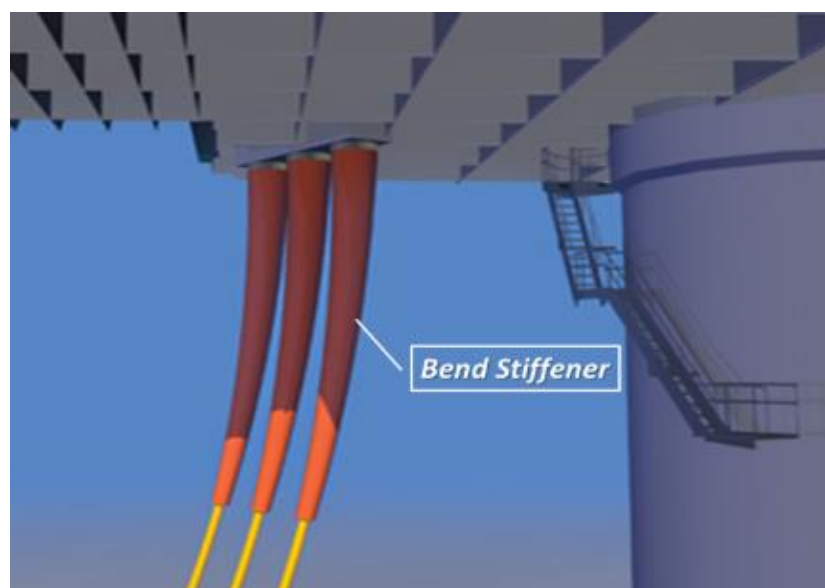


Figura 3-4. *Bend Stiffener* parte inferior da embarcação. Fonte: Adap. de PETROLCOM [25].

Em outro estudo sobre tubos metálicos de umbilicais, EKEBERG e NORRIS [26] corroboram com o que foi abordado por SWANSON *et al.* [2], e apontam a fadiga como sendo o grande desafio a ser superado quando esses componentes estiverem sendo utilizados em aplicações dessa natureza.

Porém, além dos danos por fadiga que estarão submetidos durante toda sua vida em serviço, os tubos de aço de umbilicais sofrerão solicitações elásticas e plásticas apreciáveis durante seu processo de fabricação e implantação; os quais poderão potencializar os danos por fadiga.

3.5 Deformação Plástica Acumulada (APS)

Um ponto muito importante que deve ser enfatizado em projetos de umbilicais é o histórico de deformação plástica sofrida pelos tubos metálicos desde sua fabricação até sua colocação em serviço.

Durante ainda as etapas de instalação, armazenamento e transporte, as tubulações de umbilical são submetidas a uma série de operações de enrolamento e desenrolamento em carretéis; esse processo resultará na APS.

3.5.1 APS nos tubos de aço de umbilicais

Os eventuais danos acumulados pela APS nos tubos de umbilicais podem, a depender da liga e dos parâmetros do ciclo, ter influência, provocar o acúmulo de dano e levar ao aumento ou diminuição da tensão crítica para nucleação de falhas por fadiga. Ou seja, esse processo pode favorecer ou desfavorecer a fadiga.

Porém, não se sabe ao certo qual o sentido de aplicação da APS ao longo de todas as etapas de deformação plástica cíclica dos tubos. Ou seja, durante o processo de bobinagem e desbobinagem nos carretéis, as deformações nos tubos de aço podem acontecer em vários sentidos.

Sabe-se, contudo, que a APS poderá se apresentar de duas formas limítrofes: deformação por flexão cíclica repetida (deformação que ocorre sempre no mesmo sentido) e deformação por flexão cíclica alternada (deformação de mesmo módulo que acontece em sentidos opostos).

3.5.2 Deformação cíclica repetida e deformação cíclica alternada

Essas são as duas condições limítrofes de deformação dos tubos. Quando a geratriz do tubo de umbilical sofrer as sucessivas deformações máximas sempre no mesmo sentido, então este é o caso de flexão repetida (Figura 3-5a). No outro limite, caso a geratriz mude em 180° graus a cada etapa de APS, sofrendo dessa forma, sucessivamente, a máxima e a mínima (negativa) tensão principal de flexão nos sentidos opostos, ocorre a deformação alternada (Figura 3-5b). Qualquer outro caso de sucessão de aplicação de APS ficará entre esses dois limites.

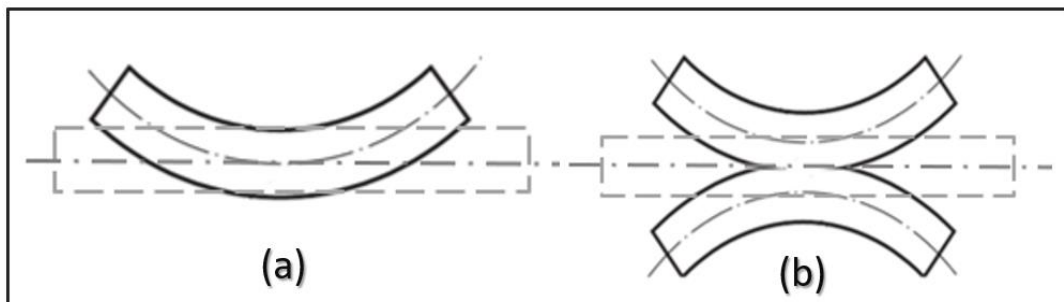


Figura 3-5. Deformação por flexão: (a) flexão repetida; (b) flexão alternada.

Deformação no transporte do tubo

O tubo laminado é inicialmente bobinado em um carretel (Figura 3-6a), para que seja transportado até a fábrica de montagem do umbilical. Na Figura 3-6b observa-se a deformação por flexão gerada no bobinamento para transporte.



Figura 3-6. Tubo de umbilical fabricado por laminação, em seguida é bobinado em carretel.

Fonte: WS [27].

Deformação na fabricação e bobinamento do umbilical

Este será o primeiro ciclo repetido de *APS*, desconsiderando eventuais deformações menores e torções que possam ocorrer durante a montagem do umbilical. Na fábrica de montagem do umbilical, o tubo será desbobinado para a montagem do umbilical. Depois disso, o próprio umbilical com o tubo de aço montado em seu interior será bobinado em um grande carretel (Figura 3-7). Nesta circunstância, se o tubo no interior do umbilical for mantido na mesma posição angular original, ou seja, uma determinada geratriz do tubo mantiver a sua posição relativa, então há duas possibilidades de *APS* neste passo: o tubo será enrolado no mesmo sentido do bobinamento anterior, promovendo um novo ciclo repetido de *APS*; ou o tubo será enrolado no sentido contrário, promovendo um ciclo alternado de *APS*, ou seja, o enrolamento será no sentido contrário ao anterior.



Figura 3-7. Umbilical bobinado em carretel após sua fabricação. Fonte: MDL [28].

Deformação na instalação do umbilical

Esta ambivalência no sentido de enrolamento do tubo pode se repetir ainda no momento em que o umbilical é lançado ao mar. Portanto, teremos mais um ciclo de *APS* que pode ser ou repetido ou alternado. Entretanto, o umbilical tenderá a corrigir seu

dobramento quando finalmente for lançado ao mar, seguindo o alinhamento de seu eixo, devido ao seu peso próprio, o que promove a última etapa de APS se modelada para a situação próxima da realidade, aqui novamente desconsiderando dobramentos devido a correntes marinhas, devido a boias, devido à aproximação do umbilical ao leito oceânico, entre outros.

É importante a análise desse parâmetro uma vez que cada tipo de deformação acarretará diferentes alterações nas propriedades do material. As sucessivas etapas de APSs poderão favorecer ou o encruamento (endurecimento cíclico), ou o amolecimento cíclico, no caso da deformação alternada (danos por efeito Bauschinger); bem como, provocar diferentes variações na vida à fadiga desse material.

3.6 Efeito Bauschinger

No efeito Bauschinger, o limite de escoamento do material é diminuído, quando a deformação plástica é aplicada no sentido inverso.

Na Figura 3-8 pode ser observado, através de uma curva de histerese, o efeito Bauschinger em um material metálico dúctil. A curva de histerese mecânica é o resultado da tensão em função da deformação plástica de um material submetido a um carregamento cíclico [29]. Após alguns ciclos de deslocamento (deformação), a curva de histerese tende a saturação, nesse ponto é dita ser estável. Isso significa que o endurecimento ou amolecimento do material atingiu seu estado estacionário.

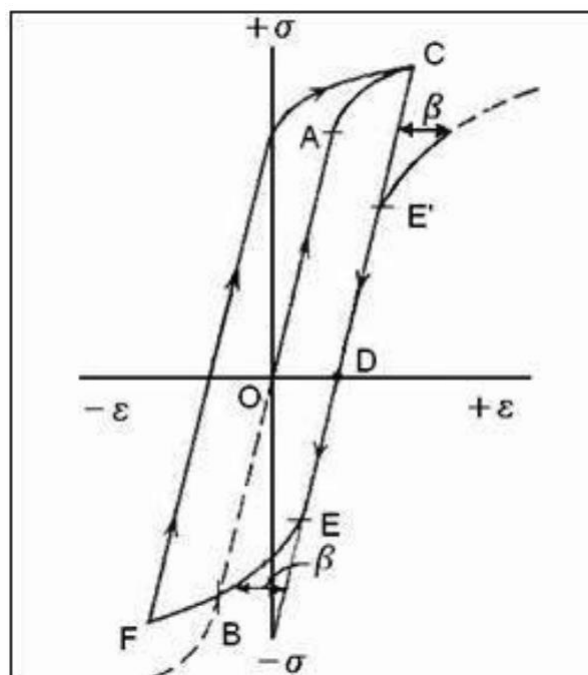


Figura 3-8. Efeito Bauschinger e circuito de histerese. Fonte: DIETER [29].

Nota-se, na Figura 3-8, que o material foi deformado primeiramente em tração até o ponto (C), apresentando limite de escoamento no ponto (A). O material foi descarregado até o ponto (D), e logo em seguida foi aplicada uma tensão reversa de compressão. Percebe-se que o escoamento plástico irá começar numa tensão correspondente ao ponto (E), a qual é consideravelmente mais baixa (em módulo) do que a tensão limite de escoamento que aconteceu logo no primeiro momento à tração (ponto A).

Uma das considerações encontrada na literatura [13] para que ocorra o efeito Bauschinger, é que o movimento de discordâncias no sentido contrário ao da deformação inicial é facilitado pela presença de tensões residuais localizadas.

Vale ressaltar que durante as solicitações cíclicas, a liga metálica pode tanto encruar como amolecer, a depender de suas condições termomecânicas iniciais. Considera-se que os materiais trabalhados a frio amolecem no ensaio, enquanto materiais recozidos tendem a encruar.

Quando o material está altamente encruado, resultado de um processo de trefilação ou laminação, por exemplo, após as deformações plásticas cíclicas o material passa a amolecer ciclicamente e como consequência disso ocorrerá a diminuição da tensão limite de escoamento. Por outro lado, se agora o material está em um estado recozido, com a deformação plástica cíclica, o material ganha resistência à deformação plástica, ou seja, encrua.

3.7 Tensões e deformações residuais

De uma forma simples e geral, as tensões residuais são aquelas que permanecem na peça mesmo após a retirada de todas as forças externas anteriormente aplicadas sobre ela [30, 31].

As tensões residuais são em geral classificadas em três tipos principais: tensões residuais do tipo I, tensões residuais do tipo II e tensões residuais do tipo III.

As tensões residuais do tipo II e III são consideradas microtensões, e são mais importantes para o estudo do comportamento microestrutural. Todavia, em projetos mecânicos e estruturais, o tipo de tensões residuais mais comumente encontradas em peças são as do tipo macroscópicas ou do tipo I. As deformações originadas por elas são de longo alcance, estendendo-se por grandes porções volumétricas e tendo sua principal origem em deformações plásticas não uniformes. Essas deformações podem se

apresentar em forma de tração (positiva) ou compressão e poderão ter influência significativa na vida útil do componente.

3.7.1 Distribuição das deformações residuais no material

Em um CP submetido a esforços de flexão, Figura 3-9, a região mais próxima à superfície convexa (A) estará sob tração. Da mesma forma, a região mais próxima à superfície côncava (B) estará sob compressão. No entanto, existe uma superfície intermediária onde a deformação (ϵ_x) e a tensão (σ_x) tornam-se nulas. Esta superfície é chamada de superfície neutra. Como nessa região o esforço é nulo, a deformação resultante também será nula, sendo assim um plano de transição entre as deformações de tração e compressão.

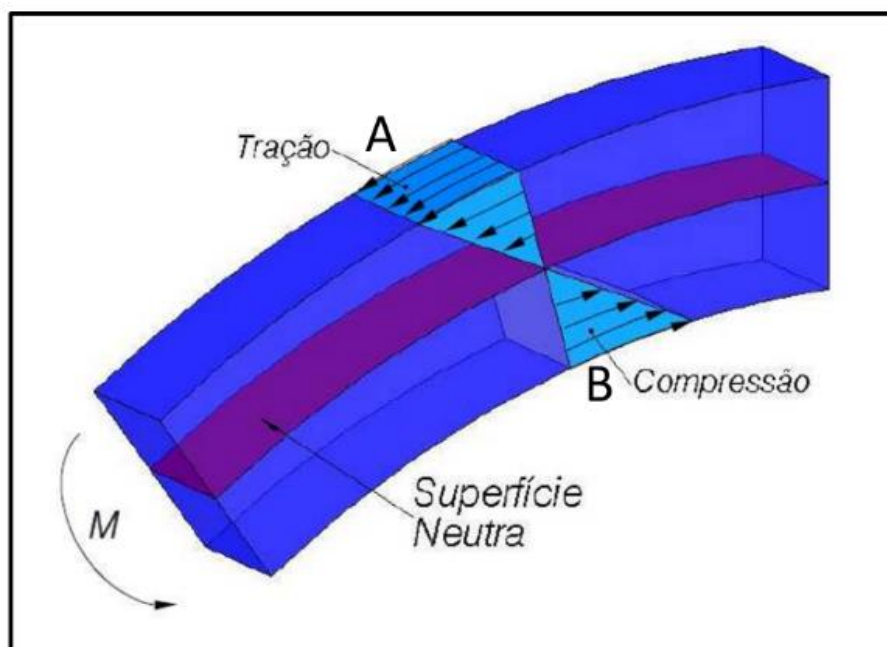


Figura 3-9. Corpo de prova submetido à deformação cíclica de flexão. Fonte: GIUFRIDA [32].

Ainda analisando a Figura 3-9, e considerando que a carga externa, que atua sobre a amostra, tenha provocado deformações plásticas no material. Após o alívio desse esforço externo, a região que foi deformada por tração (superfície A) apresentará um estado de deformação residual compressivo. Enquanto a região que se deformou plasticamente em compressão (superfície B), assim que cessadas as forças externas, apresentará um estado de deformação residual positiva.

Os efeitos das tensões residuais poderão ser tanto benéficos quanto prejudiciais, a depender do sinal, da intensidade, da distribuição e da relação desses fatores com o uso

da peça. Para o estudo da fadiga, por exemplo, as deformações residuais positivas podem ser prejudiciais, uma vez que estas deformações tendem a acelerar a iniciação e crescimento das trincas no processo de fadiga se o carregamento também for positivo [33, 34], enquanto as deformações residuais compressivas reduzem o nível de tensão efetivamente aplicada e inibem a iniciação e a propagação de trincas, aumentando a resistência à fadiga [35].

Portanto, após a remoção do carregamento externo, caso o CP da Figura 3-9, que sofreu deformações plásticas, seja submetido à fadiga, a região da superfície B estará mais vulnerável ao surgimento e propagação de trincas de fadiga. Por outro lado, a região da superfície A apresentará maior resistência aos efeitos de fadiga.

4 REVISÃO DE BIBLIOGRAFIA

Na literatura são encontrados vários estudos sobre a previsão à fadiga de tubos metálicos de umbilicais. Em uns desses estudos [36, 37] os autores realizaram seus ensaios através de testes em escala real utilizando protótipos de umbilicais. Os testes foram realizados em laboratórios usando uma plataforma horizontal projetada para transmitir danos de fadiga por flexão, na mesma proporção como o dano operacional que os tubos de aço de umbilicais sofrem após serem colocados em operação. Nesses testes, os autores simularam cargas de tensão e de flexão cíclica sofrida pelos tubos de aço no topo da conexão do umbilical com a embarcação flutuante (localização do sistema umbilical invariavelmente submetida ao mais alto nível de dano acumulado por fadiga). Os aparatos utilizados nesses ensaios permitem simular as respostas aos umbilicais devido ao movimento da plataforma, por ondas do mar e repostas aos umbilicais devido às correntezas. Isso faz com que esse tipo de ensaio apresente excelentes resultados da vida à fadiga total dos tubos de aço presentes nos umbilicais.

Em outro estudo, BROWN *et al.* [38] realizaram uma análise dos danos ocasionados por fadiga nos tubos de aço super duplex de umbilical (UNS 32750). O objetivo foi comparar os resultados encontrados com as curvas de fadiga apresentadas pela DNV, que é a principal referência em fadiga de tubos de aço de umbilical. Para simular os danos nos tubos, os autores utilizaram um modelo através de cilindro hidráulico composto por um braço articulado, o qual poderia se movimentar livremente para cima e para baixo, controlando o ângulo, permitindo que o umbilical fosse dobrado de uma maneira precisa e consistente através de uma desejada faixa de curvatura, simulando deformações por flexão as quais os tubos de aço de umbilical experimentam durante as condições em serviço. Os resultados deram credibilidade ao uso da curva S-N da DNV, e ajudaram a diminuir o risco técnico de falhas prematuras por fadiga em tubos de aço de umbilicais em serviço.

Uma questão específica aos tubos de aço de umbilicais, e que apresenta maiores dificuldades para sua abordagem, surge devido a particularidades em sua rota de fabricação e instalação (APS), e que apresentam certa dificuldade de serem calculadas no projeto à fadiga. Na tentativa de buscar respostas a essa problemática, REBOH *et al.* [20] realizaram um estudo sobre a vida à fadiga em tubos de aço de umbilicais. E visando reproduzir as condições de instalação e operação do umbilical, os autores submeteram os tubos de aço a uma sequência de carregamentos de flexão através de

ensaios de flexão, por controle de deslocamento, a uma frequência de 0,5 Hz em máquina MTS servo-hidráulica. Os autores constataram que, com a diminuição da carga aplicada, houve um aumento na vida a fadiga do componente.

Ao longo do tempo, inúmeros estudos [39, 40] experimentais já foram conduzidos para investigar o comportamento da APS na microestrutura e nas propriedades do material, bem como em sua vida à fadiga. Nesses estudos foram constatadas algumas modificações na microestrutura do material, tais como: aumento do tamanho do grão, aumento da resistência a tração final, aumento da resistência ao escoamento e no alongamento à fratura. Ensaios de fadiga axial também foram conduzidos em corpos de prova de um aço TRIP780 multifásico laminado a frio submetidos à APS, no qual foi verificada redução na vida em fadiga [41].

Quando se fala do comportamento da APS, especificamente, nos tubos super duplex de umbilicais, pode ser destacado o trabalho realizado por LIN *et al.* [10], que investigaram o efeito da deformação plástica cíclica (APS) na microestrutura e nas propriedades mecânicas da solda de tubulações metálicas *offshore* bobinadas. Os autores afirmam que, embora o processo de bobinagem seja um dos métodos mais eficientes e econômicos para armazenagem e instalação de tubulações *offshore*, durante esses processos, a APS é introduzida na tubulação e termina modificando suas propriedades mecânicas. Os autores simularam APS de 2% e 5%, aplicaram três ciclos de carregamento e realizaram o controle por deformação, usando extensômetro de resistência elétrica. Como resultado, constataram diversas modificações nas propriedades mecânicas dos metais de solda, tais como: alteração na textura dos grãos, a densidade total de discordâncias foi aumentada, e principalmente, a dureza aumentou ligeiramente com o nível de APS e a tensão de escoamento diminuiu muito devido ao efeito Bauschinger.

Nessa mesma linha de pensamento, GUTTNER, SANTOS & PESCE [42] afirmam que a operação de lançamento do umbilical no fundo do mar é um dos procedimentos mais críticos durante a vida de um umbilical. Ideia corroborada também por DRUMOND *et al.* [9], onde relatam que a maior parcela dos danos sofridos pelos umbilicais, é ocasionada pelo processo de entrada e saída do umbilical nos carretéis de armazenagem; e completam afirmando que, esse procedimento além de ocasionar grandes deformações plásticas por esmagamento nos tubos de aço, diminui também sua resistência à fadiga.

Como foram observados, os danos causados pela APS provocam importantes mudanças microestruturais nos tubos metálicos de umbilical, e que por consequência acabam influenciando na vida a fadiga desses componentes.

Diante desses fatos, pode ser destacado o trabalho de BURGOS *et al.* [8] que realizaram uma pesquisa para avaliar o desempenho à fadiga de tubos de umbilical super duplex submetidos a diferentes níveis de APS. Os autores, no intuito de simular as deformações plásticas do processo de bobinagem, ensaiaram tubos com APS de 0%, 2%, 6% e 20%. Esses níveis de deformação plástica (2% e 6% APS) foram alcançados impondo um alongamento uniaxial (tração) e em seguida o tubo foi torcido em torno de seu eixo longitudinal (20% APS). Uma das constatações descritas foi que embora não tão significativa, mas o aumento do nível da pré-deformação aplicada, provocou uma redução na vida à fadiga dos tubos metálicos de umbilical.

Em outro trabalho investigativo de fadiga em tubos super duplex sob APS [43], os autores avaliaram o desempenho de tubos com 12% e 20% de APS e compararam com curvas de fadiga realizadas em tubos virgens. Nesse estudo os autores desenvolveram um equipamento de dobra para simular um tamanho típico de bobina utilizada durante o processo de bobinamento do umbilical. Uma das comprovações descritas pelos autores foi a degradação observada na vida a fadiga dos tubos submetidos à APS. O mesmo aconteceu com DOBSON [44] que investigou o efeito do histórico das deformações plásticas sobre algumas propriedades mecânicas e de resistência à fadiga de tubos super duplex de umbilical. Foram simuladas deformações plásticas de 10%, 20% e 30%. Para aplicação destas APSs o autor utilizou o mesmo aparato desenvolvido por BUITRAGO *et al.* [43], em que os CPs são primeiramente dobrados e em seguida girados em torno de seus eixos longitudinais. Esse estudo constatou que a vida à fadiga do super duplex é reduzida se o tubo for submetido a acúmulos de APS de até 20%.

Os trabalhos encontrados em literatura deixam claro que as deformações plásticas sofridas acumuladamente, acabam afetando a vida em fadiga dos tubos super duplex de umbilicais. Porém, não foi encontrado estudo que investigue se a maneira como acontece as deformações desses tubos, poderá influenciar na sua resistência à fadiga. No entanto, essa análise não pode deixar de ser considerada importante, uma vez que a deformação plástica cíclica tem potencial de degradar as propriedades mecânicas do tubo [44], e a depender da maneira e do material que foi deformado plasticamente, as alterações na microestrutura serão diferentes [35].

5 METODOLOGIA

5.1 Material

A liga utilizada no presente estudo foi o aço inoxidável super duplex UNS S32750, conhecido comercialmente como SAF 2507. A liga foi adquirida na forma de tubo contendo 31,4 mm de diâmetro externo e 3 mm de parede, conforme esquema da Figura 5-1a, donde foram retirados os corpos de provas (CPs) para ensaio de fadiga. Os CPs com dimensões de 50 mm x 5 mm x 3 mm, conforme Figura 5-2b, foram retirados no sentido de laminação do tubo.

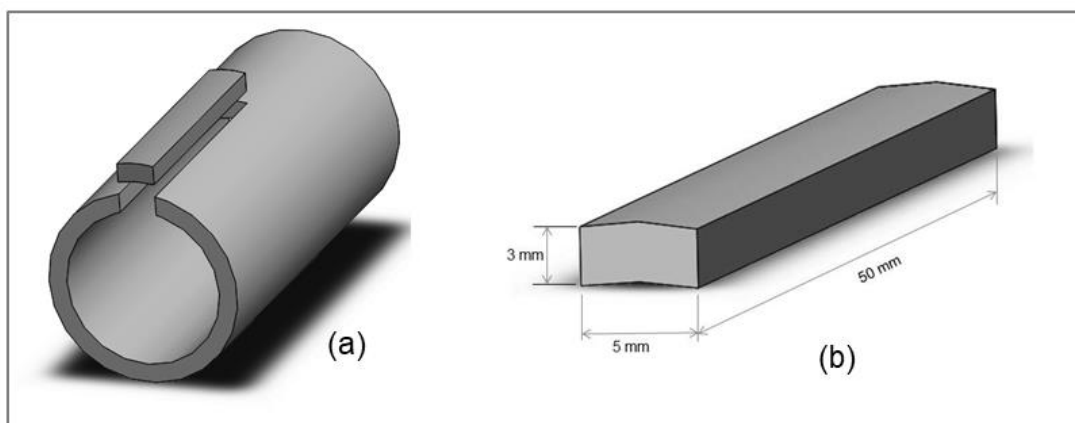


Figura 5-1. CP extraído do tubo para o ensaio de fadiga. (a) CP retirado no sentido de laminação do tubo; (b) Dimensões do CP.

5.2 Análise química

Antes da execução dos ensaios foi realizado espectrometria de emissão ótica no intuito de determinar a composição química do material e certificar-se que todos os valores encontrados estão dentro das especificações da norma. Isso foi possível, através da utilização de um espectrômetro de emissão ótica estacionário Foundry Master XPert Oxford. Espectrômetro do NUPEG-UFS.

5.3 Aplicação da APS

Os CPs usinados foram submetidos à APS no intuito de simular as duas condições limites estabelecidas para este presente estudo. Essas deformações foram aplicadas de duas formas diferentes, promovendo dois grupos de estudo distintos. Grupo 1: deformação por flexão cíclica repetida. Grupo 2: deformação por flexão cíclica alternada. Cada grupo foi composto por 9 CPs que foram submetidos ao total de 5% de APS em cada CP.

Segundo BURGOS *et al.* [8] e SANTOS [45], os danos que os tubos de aço de umbilical sofrerão durante os processos de fabricação até sua instalação no mar, serão menores que 20% de APS. Como visto anteriormente, em seu estudo, BURGOS *et al.* [8] realizaram ensaios de fadiga com níveis de 0%, 2% e 6% de APS. Já SANTOS [45], aplicou patamares que variaram de 0% até 30% de APS; o autor aplicou valores acima do esperado prevendo eventuais rebobinamentos adicionais no chão de fábrica, pátio do cliente ou embarcação de instalação.

No presente estudo, optou-se em aplicar 5% de APS, e não aplicar patamares superiores, pois o principal objetivo aqui é comparar as duas condições de deformação quanto à fadiga, aplicando um valor razoável de APS segundo BURGOS *et al.* [8]. Além disso, LIN *et al.* [10], aplicaram uma APS de 5% em soldas de tubulações metálicas *offshore* bobinadas, o que poderá ser utilizado também para comparação de resultados com nosso estudo.

A APS de 5%, em nosso estudo, foi aplicada por flexão cíclica a quatro pontos utilizando máquina servo hidráulica MTS Landmark modelo 3010, com célula de carga de 100 kN. A APS foi realizada no laboratório de ensaios mecânicos do DCEM-UFS. A distância entre os dois pontos de apoio inferiores foi de 37 mm, e a distância entre os dois pontos de aplicação da carga foi 12 mm. Os ensaios seguiram critérios normativos da DNV [7], bem como metodologia descrita em BURGOS *et al.* [8] e SANTOS [45], e conforme modelo apresentado na Figura 5-2.

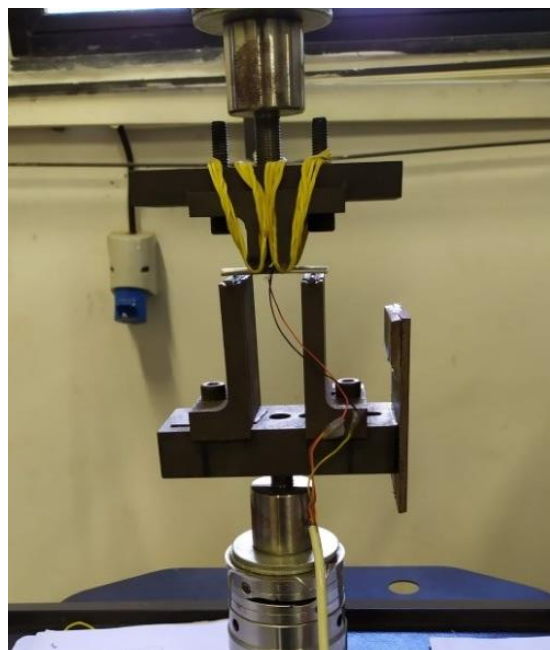


Figura 5-2. Aplicação da APS por flexão a quatro pontos utilizando extensômetro (*strain gauge*) para controlar a deformação em cada ciclo.

Para o grupo de flexão alternada, foram aplicados seis ciclos para que fosse atingido os 5% de APS. Entretanto, para o grupo de flexão repetida, foram aplicados os seis ciclos de deformação repetida, mais três ciclos finais para tornar reto o CP, a fim de idealizar a forma final do umbilical quando ele é lançado ao mar. Nas três primeiras amostras de cada grupo, a APS foi aplicada utilizando extensômetro de resistência elétrica axial (Kyowa KFGS-5-120-C1-11), disposto na direção do eixo principal do CP. Nos demais CPs, a APS foi realizada diretamente pelo controle de deslocamento da máquina, utilizando a média do deslocamento necessário para atingir o percentual de deformação que foi obtido nos ensaios dos três primeiros CPs, uma vez que se percebeu que o desvio das deformações em função dos deslocamentos foi desprezível. As deformações medidas pelos extensômetros foram adquiridas através de aquisitor de dados (Lynx ADS 2000/AL2161/AC2122-VB), utilizando frequência de amostragem de 10 Hz.

O objetivo da aplicação da APS cíclica repetida foi simular a condição em que o tubo tenha sofrido todas as deformações plásticas sempre no mesmo sentido e sobre a mesma geratriz, mais um bloco de cargas no sentido inverso, para tornar o CP reto.

O objetivo da aplicação da APS cíclica alternada foi simular a condição em que todas as deformações plásticas sofridas pelos tubos aconteçam alternando-se em 180° a cada ciclo. Na flexão cíclica alternada, houve a necessidade da aplicação de deformações simétricas nos dois lados do CP, para garantir a mesma deformação nos dois sentidos, sendo necessário para isso o uso do controle pelo deslocamento. O *strain gauge*, nesse caso, foi utilizado nos três primeiros CPs para garantir que os 5% de APS tenham sido atingidos.

5.4 Extensômetro de resistência elétrica (*strain gauge*)

O extensômetro de resistência elétrica ou *strain gauge* como são conhecidos, foram utilizados para medir, em percentual, as deformações elásticas e plásticas nas amostras durante aplicação da APS. Os *strain gauges* quando colados na superfície do material sofrem uma variação de resistência elétrica ao serem deformados, e que, com o auxílio de um software, transforma essa variação de tensão elétrica em percentual de deformação elástica/plástica.

O *strain gauge* foi instalado em uma das faces do corpo de prova, conforme a Figura 5-3, de uma forma que fosse obtida a melhor leitura das deformações na região central de cada amostra.

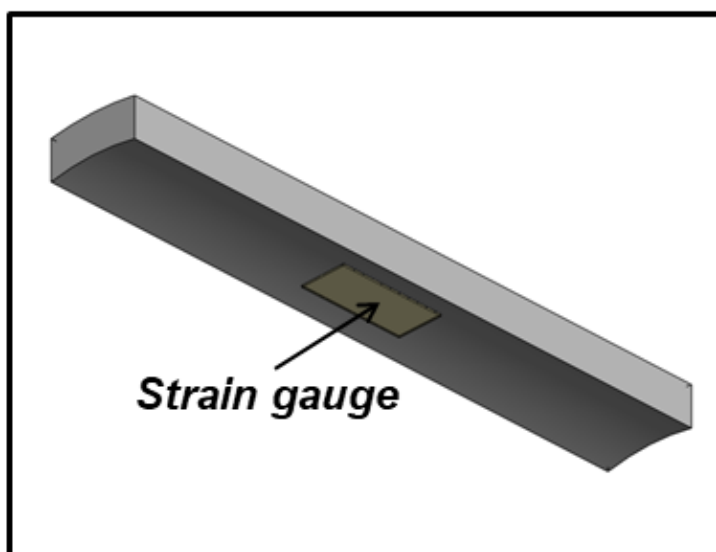


Figura 5-3. *Strain gauge* colado em uma das faces do corpo de prova.

A necessidade da instalação do *strain gauge* em uma das faces do corpo de prova foi uma das razões que levou a escolha do dispositivo a quatro pontos para aplicação da APS. Pois, como será visto mais adiante, na deformação por flexão cíclica alternada, a cada ciclo de aplicação de carga, era necessário que o corpo de prova fosse invertido, e se caso tivesse sido optado em utilizar o dispositivo a três pontos, durante esse processo de inversão do corpo de prova, o *strain gauge* poderia ter sido danificado.

5.5 Aplicando APS por flexão repetida

A máquina utilizada para aplicação da APS é um tipo de equipamento que permite ao operador o controle exato da força/carga aplicada em cada momento da operação. O deslocamento vertical provocado pela carga aplicada é uma variável que também pode ser controlada. E com o auxílio do aquisitor de dados, usando o extensômetro de resistência elétrica, é permitido também controlar a deformação. Portanto, é possível controlar diversas variáveis utilizando esse equipamento.

Para a APS repetida, o método foi aplicado através do uso de extensômetro de resistência elétrica, realizado por controle de deformação. Esse processo consistiu em ir aplicando uma carga sobre o corpo de prova, e ao mesmo tempo, fazendo a leitura da deformação através do *strain gauge*.

A carga foi aplicada controladamente até que fosse atingido 1% de deformação (vale ressaltar que esse percentual é constituído de deformações elásticas + plásticas). Bem, após ser atingido 1% de deformação, a carga foi totalmente aliviada, e a leitura que ficou no *strain gauge*, foram apenas das deformações plásticas que ficaram acumuladas no CP.

Esse procedimento foi repetido por 6 ciclos, as deformações acumuladas em cada ciclo foram somadas, obtendo-se uma APS próximo de 3%. Em seguida, o CP foi endireitado, deixando-o próximo de uma posição ideal a qual o umbilical apresentará após sua colocação em serviço. Com essa carga aplicada no sentido inverso, o corpo de prova finalizou-se com 5% de APS. Essa foi, portanto, a aplicação da APS repetida usando *strain gauge*.

Contudo, após a aplicação da APS em 3 amostras utilizando *strain gauge*, observou-se que a relação entre deslocamento (flecha) e deformação não apresentava grande dispersão, com isso, e para reduzir também o trabalho de instrumentação, foi usado apenas o controle de deformação pelo deslocamento.

Durante cada ciclo de aplicação de carga, o valor do deslocamento necessário para atingir tal deformação, foi anotado. Isso foi realizado em todos os ciclos das três amostras. Em seguida foi calculada uma média dos deslocamentos desses três testes, e essa média foi utilizada como parâmetro para aplicação da APS nos corpos de prova posteriores, sem *strain gauge*.

5.6 Aplicando APS por flexão alternada

Para a aplicação da APS alternada foi utilizada a mesma máquina que no método anterior, bem como, feito o uso de *strain gauges* para auxiliar na leitura da deformação plástica.

Diferente da repetida, que inicialmente utilizou o controle pela deformação, ou seja, controlava-se a deformação, e o deslocamento era uma consequência, na flexão cíclica alternada, houve a necessidade da aplicação de deformações simétricas em ambos os sentidos (garantir a mesma deformação nos dois sentidos), sendo obrigado o uso do controle pelo deslocamento.

No controle por deslocamento alternado, foi aplicada uma carga sobre o CP, essa carga foi aumentada gradativamente e o deslocamento sendo controlado, até que fosse atingido 1,00 mm (a deformação, nesse caso, passou a ser então uma consequência

desse deslocamento). Em seguida, a carga era aliviada totalmente, era tomada nota da deformação que foi acumulada, posteriormente o corpo de prova era invertido, e o mesmo processo que foi realizado no sentido anterior era realizado no sentido inverso. Dessa forma, garantindo que as deformações máximas fossem aplicadas simetricamente nos dois sentidos do CP (1,00 mm em cada sentido).

A intenção foi aplicar cargas iguais nos dois sentidos do CP e garantir que no final da APS, todos os CPs estariam aproximadamente alinhados, simulando uma condição real do umbilical no momento de lançamento ao mar.

Foram realizados seis ciclos de aplicação de carga alternada, as deformações foram somadas, finalizando os CPs também com uma APS de 5%.

Na APS por flexão alternada, foi utilizado também apenas 3 amostras com extensômetro de resistência elétrica. Igualmente como no caso da aplicação da APS por flexão repetida, percebeu-se que o desvio entre deslocamento e deformação foi muito baixo, tornando dessa forma desnecessária a utilização do *strain gauge* para as demais amostras.

5.7 Ensaio de fadiga

Após a aplicação da APS, os CPs de ambos os grupos foram submetidos a ensaio para determinação da resistência à fadiga através da construção de suas curvas S-N (como também são conhecidas as curvas de fadiga). Para o desenvolvimento das curvas S-N, foram usados procedimentos descritos nas normas ISO 12107 [46] e ASTM E739 [47], bem como metodologia em LIMA *et al.* [48]. A resistência à fadiga corresponde ao limite de carga que um material exposto à carga cíclica consegue suportar sem ocorrências significativas de fadiga ou ocorrências de falha.

Os ensaios de fadiga foram realizados por flexão cíclica alternada utilizando máquina servo-hidráulica MTS Landmark modelo 3010 com célula de carga de 100 kN, do Laboratório de Ensaios Mecânicos do DCEM-UFS. Os parâmetros de teste foram: fadiga a três pontos, frequência de 10 Hz, razão de carregamento $R = 0,1$ ao ar e controle por limite de tensão aplicada. Foi considerado como limite os CPs que não se romperam até atingirem 1×10^6 ciclos.

Outro parâmetro importante no teste de fadiga utilizando uma MTS é o deslocamento máximo vertical (flecha) que a máquina pode atingir durante o ensaio. Ao ultrapassar esse valor de flecha limite, a máquina determina a parada do teste. No

presente estudo foi setado um deslocamento máximo ou *interlock* (como também é chamado) de 0,2 mm.

Esse valor máximo de deslocamento é aplicado tanto para determinar a curvatura máxima que o CP pode sofrer sem que ocorra o rompimento ou a trinca, tanto por questões de segurança caso a amostra chegue a fraturar ou trincar. No presente estudo, ocorreu uma grande trinca que promoveu o final do ensaio.

5.8 Análise Metalográfica

Após os ensaios de fadiga foi realizada análise metalográfica por microscopia ótica em um CP fraturado de cada grupo. O objetivo da análise foi investigar possíveis alterações da microestrutura próxima a região de ruptura. A microscopia realizada foi baseada na norma ASTM E3-01 [49], bem como em SANTOS *et al.* [50]. A Figura 5-4 apresenta uma amostra preparada a partir de segmento central do CP de fadiga, para realização da metalografia.



Figura 5-4. CP (alternado) fraturado por fadiga, embutido em baquelite para realização da metalografia.

A análise metalográfica foi realizada em microscópio ótico Leica, modelo DM 2500M, do Laboratório de Ensaios Mecânicos do NUPEG-UFS. As amostras passaram pelo processo de lixamento com granulometrias progressivas, partindo da #120 até a

#1500 mesh, com posterior polimento mecânico usando pasta de diamante (até 1 μm) como agente polidor. Para o ataque foi usado o reagente de Kroll (1mL HF, 2 mL HNO_3 , para 1000 mL H_2O) com tempo de imersão de aproximadamente 10 segundos [51].

Ainda analisando os CPs fraturados, foi realizada análise de microscopia utilizando Microscópio Estereoscópio (Zeiss Stemi 2000-C) no intuito de identificar os três estágios da fadiga (início ou nucleação da trinca, propagação e ruptura).

5.9 Microdureza

Amostras metalográficas foram utilizadas também para realização dos testes de microdureza, que foram aplicados conforme esquema da Figura 5-5, com um perfil dente de serra de indentações. O procedimento de microdureza foi baseado no estudo de TRINDADE *et al.* [52].

A primeira indentação de microdureza foi aplicada a 0,1 mm da superfície solicitada em fadiga, e a 0,1 mm da superfície de fratura. As demais indentações foram realizadas em duas sequências: a primeira sequência foi realizada com indentações a cada 0,2 mm da indentação anterior (superfície de fadiga), e a cada 0,1 mm da superfície de fratura; já a segunda sequência de indentações foi realizada também a cada 0,2 mm da medição anterior, isso na superfície solicitada em fadiga, porém distanciando 0,2 mm a cada medição da superfície de fratura, formando uma indentação tipo dente de serra (Figura 5-5).



Figura 5-5. Sinalização em CP fraturado onde foi medida a microdureza.

O objetivo do teste de microdureza foi analisar se ocorreram, junto a região de fratura, significativas alterações de dureza ocasionadas pelas diferentes APSs aplicadas. Para medir a microdureza Vickers, foi utilizado o equipamento Future Tech FM 800, do Laboratório de Ensaio Mecânicos do DCEM-UFS. Foram utilizadas 2 amostras de cada grupo, e para análise foi empregada a carga de 1 Kgf durante 10 segundos.

5.10 Tensões residuais (Metodologia de simulação)

A distribuição nas amostras, das tensões máximas principais, bem como das deformações correspondentes, para cada modelo de CP deformado (alternada e repetida) foi obtida a partir de simulação computacional. A modelagem computacional foi realizada utilizando os recursos do programa de simulação Abaqus CAE 6.13 considerando os mesmos parâmetros que foram aplicados do ensaio experimental durante aplicação da APS. Os CPs foram modelados no próprio programa (Figura 5-6).

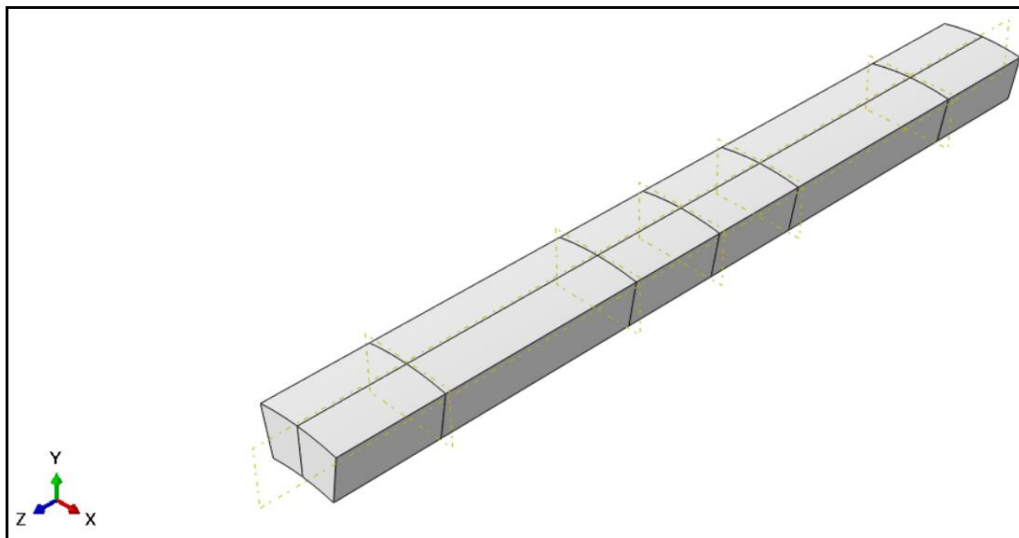


Figura 5-6. Corpo de prova modelado.

Para a realização da simulação foram utilizados os elementos do tipo hexagonal que são os mais apropriados para as condições do presente estudo, e visando a obtenção de resultados satisfatórios foram gerados 26880 elementos. A malha desenvolvida para esse estudo é ilustrada na Figura 5-7.

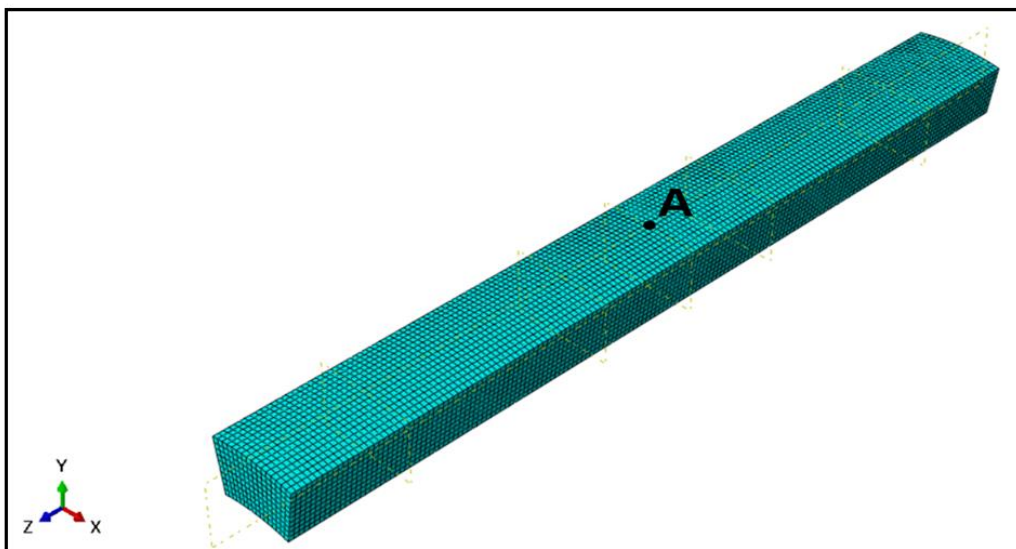


Figura 5-7. Representação da malha desenvolvida para simulação.

As propriedades intrínsecas do material foram obtidas a partir de ensaio de tração (Figura 5-8) realizado de acordo com a norma ASTM E8/E8M [53]. Foi utilizada uma máquina servo-hidráulica MTS Landmark 370.10 com célula de carga de 100 kN. O carregamento em tração foi aplicado por controle de deslocamento do travessão com velocidade de 3 mm/min. Os dados obtidos a partir do ensaio de tração foram necessários para aplicação das cargas de APS, dados para simulação, bem como para os níveis de tensão no ensaio de fadiga.

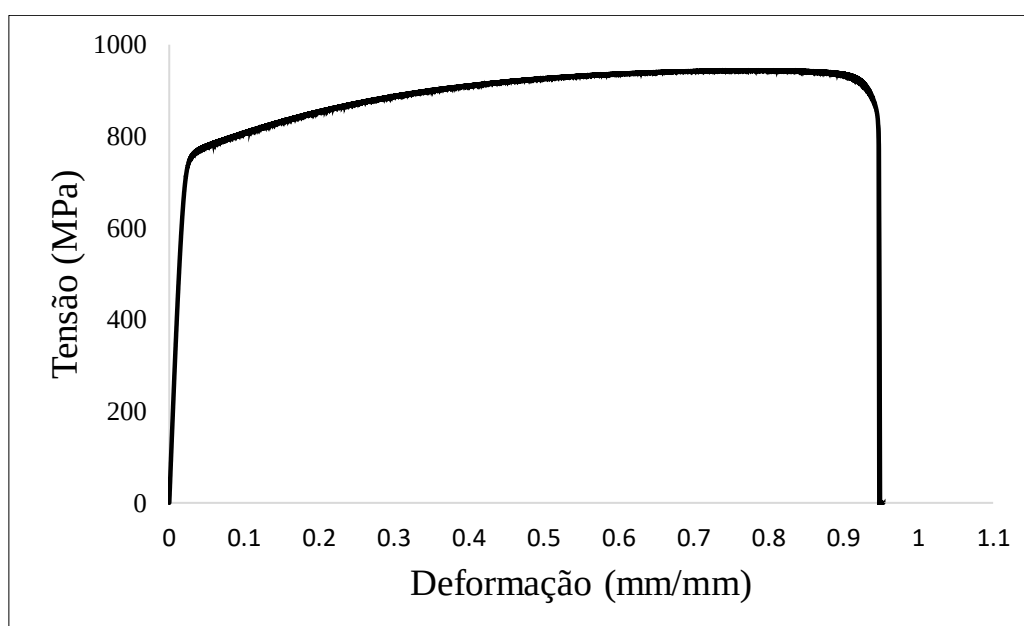


Figura 5-8. Curva tensão-deformação de ensaio de tração do AISD estudado.

Dessa forma o módulo de elasticidade, o coeficiente de Poisson e a tensão de escoamento, além do tipo de elemento, estão apresentados na Tabela 5-1.

Tabela 5-1. Tipo de malha e propriedades dos componentes.

Tipo de Elemento	Módulo de Elasticidade (GPa)	Coeficiente de Poisson	Tensão de Escoamento (MPa)
C3D8R	200	0,30	742,6

As informações acerca do comportamento plástico do material do CP utilizadas na simulação também estão descritas na Tabela 5-2.

Tabela 5-2. Comportamento plástico do material.

Tensão Registrada (MPa)	Deformação Plástica (mm/mm)
742,6	0
850,7	0,135
894,6	0,245
928,4	0,378
944,4	0,477

Para as condições de contorno do modelo numérico foram considerados os parâmetros representados na Figura 5-9.

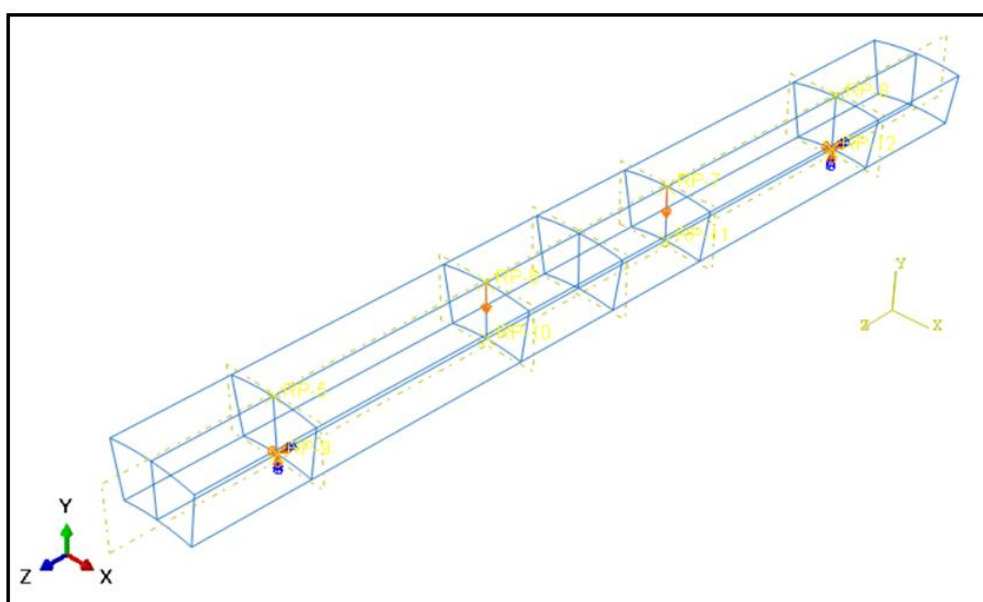


Figura 5-9. Reprodução das condições de apoio e carga da simulação.

Para a simulação foram consideradas duas partes: o corpo de prova, representando as amostras de AISI, e o dispositivo a quatro pontos para apoio e aplicação da carga.

Nos dados de simulação foi considerado flexão a quatro pontos e o uso de roletes fixos tanto para suporte de apoio quanto para aplicação de carga. O material dos roletes foi considerado uma liga de aço carbono. A distância entre os apoios fixos inferiores, responsável como base para o corpo de prova, foi de 37 mm; a distância entre os pontos superiores, por finalidade permitir a aplicação de uma força concentrada, foi de 12 mm.

Neste caso, as condições de contorno são dadas por $V=0$, pois estabelecem que os apoios são competentes o bastante para resistir aos esforços neles aplicados sem se deslocar, deslocamentos nos apoios são, portanto, nulos. Os apoios articulados fixos, não absorvem nenhum momento, dessa forma o $M=0$.

6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 Análise química

A Tabela 6-1 apresenta o resultado da análise química por espectrometria de emissão ótica que foi realizada como técnica analítica para determinação da composição elementar do aço inoxidável super duplex UNS32750.

Tabela 6-1 - Resultado da análise química do AISD UNS32750 (% em peso).

Aço (UNS)	Composição química (% peso)								
	Si	Mn	Mo	S	Cr	P	Ni	Cu	C
S32750	0,29	0,63	3,27	0,006	24,7	0,02	6,66	0,49	0,03
ASTMA 789	0,8 máx	1,2 máx	3 - 5	0,02 máx	24 - 26	0,035 máx	6 - 8	0,5 máx	0,03 máx

A Tabela 6-1 apresenta os teores, em percentual do peso total, dos principais elementos de liga encontrados no aço estudado. De acordo com os resultados, pode ser afirmado que os teores estão todos no limite de tolerância e exigência por norma [54] para que o material possa ser considerado um aço inoxidável super duplex.

6.2 Aplicação da APS (Curvas de histerese)

As Figuras 6-1 e 6-2 apresentam as duas curvas de histerese que representam a aplicação da carga nos CPs durante aplicação da APS.

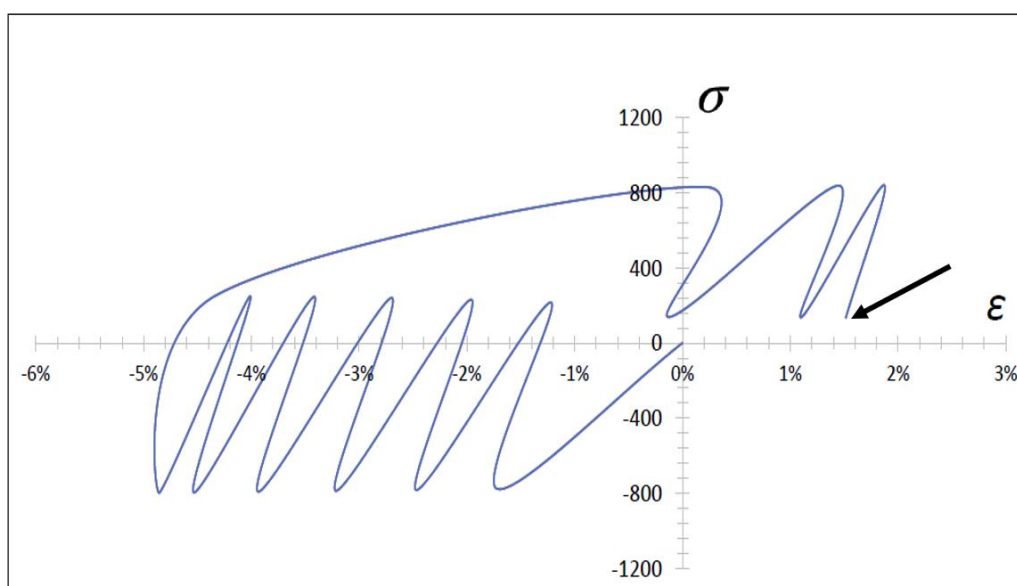


Figura 6-1. Curva de histerese mecânica por deformação repetida.

A curva de histerese é o resultado da tensão em função da deformação na região central dos CPs, onde a máxima tensão principal será a maior possível durante os ensaios de fadiga. A seta em cada curva indica os valores finais, ou residuais, tanto de tensão quanto de deformação.

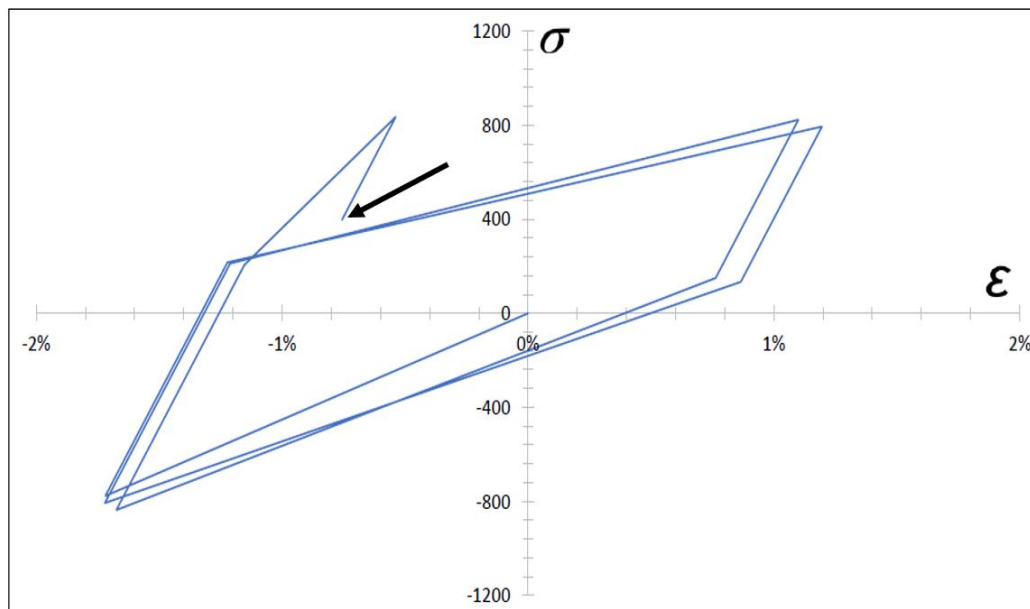


Figura 6-2 - Curva de histerese mecânica por deformação alternada.

As curvas apresentadas foram obtidas por simulação a partir do carregamento aplicado para ambas, medindo a deformação e tensão máximas na região central do CP.

6.3 Distribuição das tensões residuais no CP

O resultado da distribuição das tensões e deformações residuais no CP após aplicação da APS foi obtida a partir de simulação computacional, como foi visto na malha de simulação na Figura 5-7.

Na Figura 5-7 foi apresentada a visão geral da amostra simulada, com destaque para a região central no ponto A, onde acontece a máxima tensão principal, e consequentemente, onde se espera os maiores acúmulos de tensões/deformações residuais após o alívio das forças externas do processo de APS. Foi empregado o plano x-y da Figura 5-7 para as análises.

Na Figura 6-3 é possível analisar a região central do CP que foi deformado por flexão repetida. A imagem representa a projeção do plano transversal do CP passando pelo ponto A da Figura 5-7. As curvaturas externa e interna, ou superior e inferior,

representam, respectivamente, as curvaturas do diâmetro externo e interno do tubo original.

As partes sinalizadas em azul representam as regiões com os maiores níveis de tensões residuais negativas, ou seja, indicam que essa região da amostra ficou (após a aplicação da APS) sob tensões compressivas. As regiões em vermelho, são aquelas com maiores níveis de tensões residuais positivas, e ficaram sob tensões de tração. As regiões em verde, por sua vez, apresentaram tensões residuais próximas de zero. Portanto, a simulação indica (nas amostras com APS repetida) que as maiores tensões residuais positivas, de tração, não ocorreram junto a superfície do CP.

Após o fim da APS nas amostras repetidas, Figura 6-3, a superfície superior, que provavelmente será submetida à fadiga, apresentou um nível de tensão residual de tração de 134 MPa. Observa-se que esse valor está em conformidade com o indicado pela seta na Figura 6-1. No entanto, essa não foi a região que acumulou os níveis maiores de tensões residuais, como pode ser observado pela faixa de tonalidade mais avermelhada.

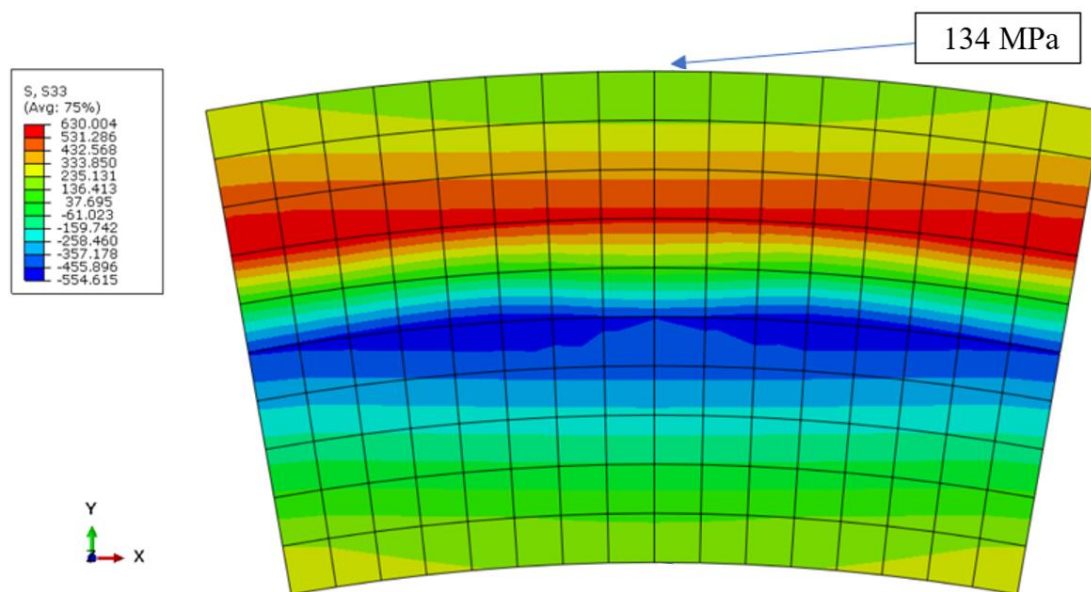


Figura 6-3. Seção transversal de corte do CP simulado: distribuição das tensões residuais ao final do processo (APS por flexão repetida).

A deformação principal que é a deformação normal na direção do comprimento do CP (máxima principal) é outra característica bastante importante que pode ser analisada a partir do processo de simulação nas amostras deformadas. Na Figura 6-4 é apresentada a distribuição da deformação principal ao fim do processo de APS por flexão repetida.

Depois de cessadas todas as forças externas, além das tensões residuais, ficaram presente também nas amostras as deformações principais, as quais podem ser analisadas na Figura 6-4.

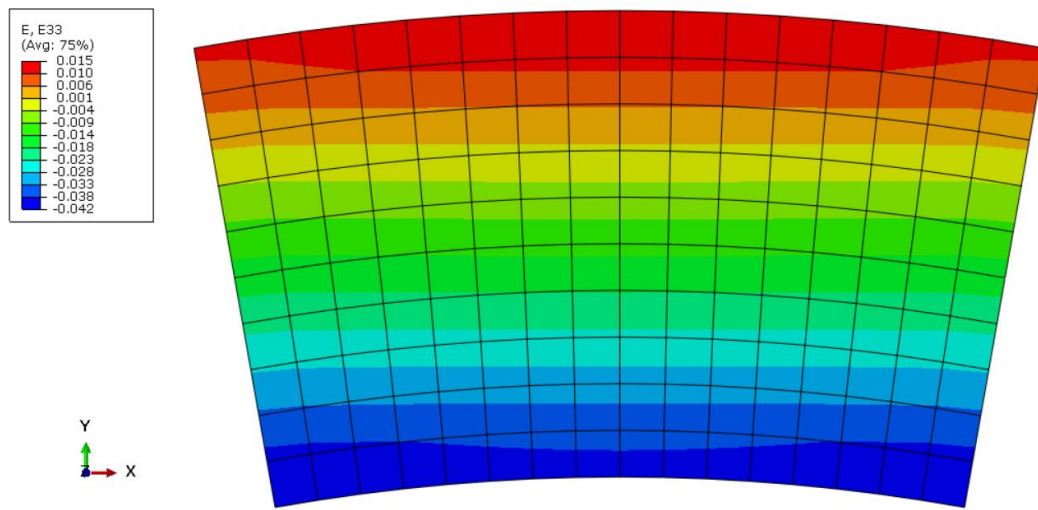


Figura 6-4. Deformação principal ao final do processo (APS por flexão repetida).

O CP deformado por flexão alternada apresentou uma distribuição das tensões residuais de maneira diferente. Na amostra alternada, a região superior que será solicitada em fadiga e provavelmente acontecerá a nucleação da trinca, apresentou o maior nível de tensão residual positiva, tensão de tração (398 MPa), como pode ser visto na Figura 6-5.

Observa-se que o valor de tensão positiva na amostra sob APS alternada concorda com o indicado pela seta na curva de histerese (Figura 6-2).

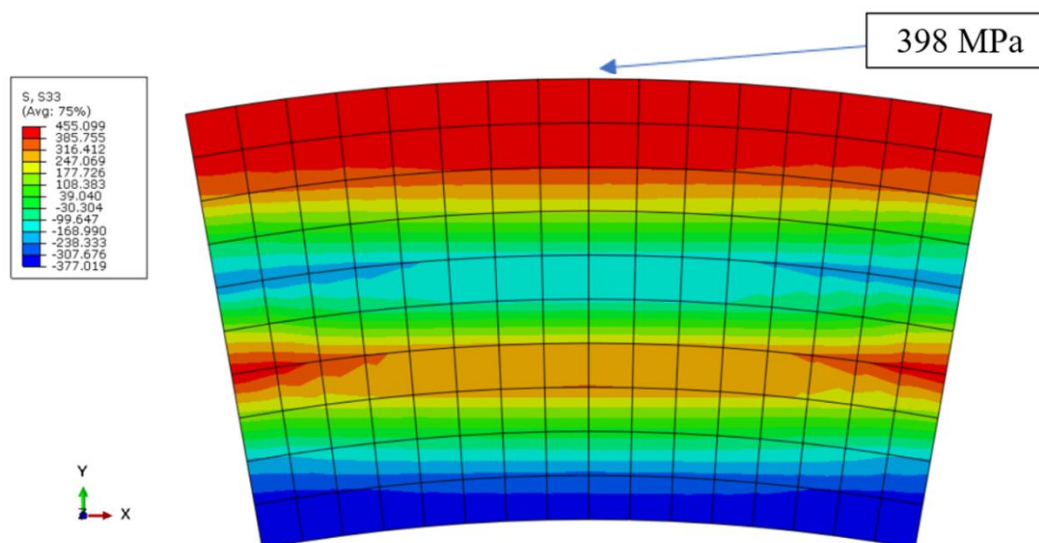


Figura 6-5. Seção transversal de corte do CP simulado: distribuição das tensões residuais ao final do processo (APS por flexão alternada).

Ao final do processo de aplicação da APS alternada, foi possível também fazer uma análise da distribuição da deformação principal, como pode ser visto na Figura 6-6.

As tensões residuais compressivas inibem o surgimento da trinca de fadiga. Já as tensões residuais positivas favorecem a propagação da trinca. Dessa forma, quanto mais positivas as tensões residuais, pior será para o desempenho em fadiga do componente.

Portanto, analisando a distribuição das tensões residuais na superfície superior das duas amostras, bem como a distribuição da deformação principal, observa-se que a amostra sob APS alternada, predominantemente, estará mais susceptível à fratura por fadiga. Isso devido a maior concentração de tensões residuais positivas que ficaram presentes nessa região após a aplicação da APS, uma vez que, serão as superfícies superiores de cada amostra que serão submetidas à fadiga.

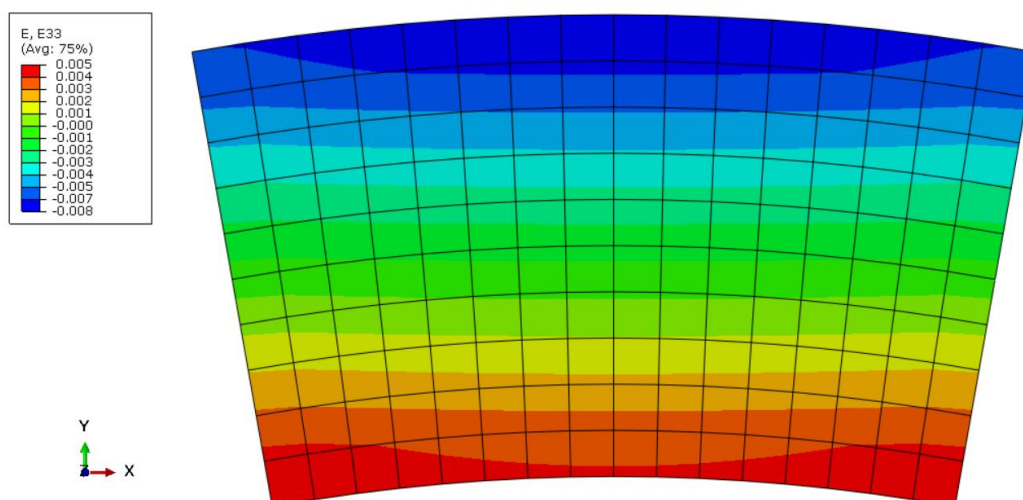


Figura 6-6. Deformação principal ao fim do processo (APS por flexão alternada).

6.4 Curva S-N

Atualmente na indústria, a metodologia baseada na construção de curvas de fadiga utilizando amostras de materiais pré-deformados apresenta-se como uma alternativa eficaz para aplicação em projeto.

No presente estudo foram construídas duas curvas S-N, uma para cada grupo de APS: deformação alternada e deformação repetida.

Cada curva S-N (Figuras 6-7 e 6-8) foi obtida a partir do ensaio de 9 CPs em três patamares diferentes, ou seja, três diferentes níveis de tensões máximas cíclicas usando três CPs para cada nível.

É importante ressaltar que uma única amostra de teste de fadiga pode ser submetida a vários milhões de ciclos para que possa ser determinado seu limite de resistência, ou resistência à fadiga, fazendo com que, um único teste possa ter duração de dias e às vezes semanas. Em razão disso, os ensaios de fadiga são caracterizados por não apresentarem muitas amostras ensaiadas.

No entanto, a quantidade de CPs ensaiados nessa pesquisa está dentro das recomendações mínimas necessárias da norma ASTM E739 [55], que recomenda de 6 a 12 CPs para pesquisas comparativas como no caso do presente estudo. A replicação aproximada de 67% resultante do procedimento é considerada boa pelos critérios normativos.

Na Figura 6-7 é apresentada a curva S-N da APS repetida. Os pontos marcados em preto representam CPs que romperam até o limite de 1×10^6 ciclos.

Os CPs que não romperam foram ensaiados a 100, 120 e 150% da tensão de escoamento da liga, respectivamente a tensões cíclicas de 530, 640 e 795 MPa. Com efeito, o primeiro patamar da curva repetida foi obtido a partir dos CPs fraturados à tensão de 901 MPa, o segundo sob tensão de 980 MPa e o terceiro patamar teve os CPs fraturados a tensão 1060 MPa, como pode ser visto na Figura 6-7.

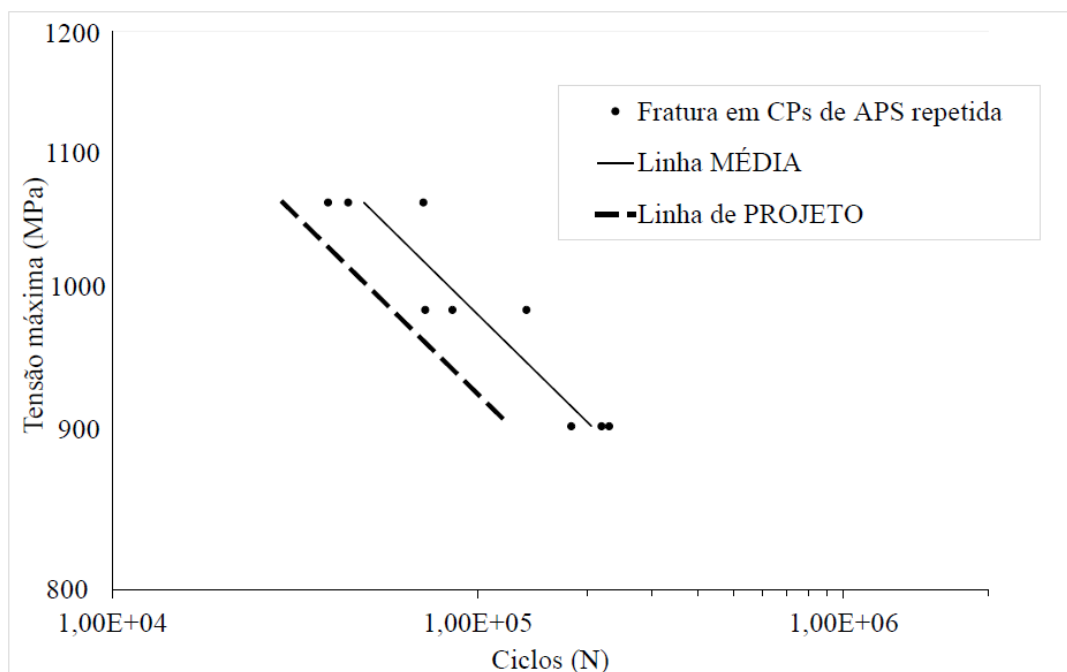


Figura 6-7. Curva S-N obtida a partir do ensaio de fadiga do grupo de APS por flexão repetida.

O ensaio de fadiga com CPs sob APS alternada, Figura 6-8, foi realizado com os mesmos parâmetros que o anterior. Por isso os primeiros CPs foram ensaiados no patamar de 901 MPa, seguindo os mesmos níveis de tensões da curva repetida.

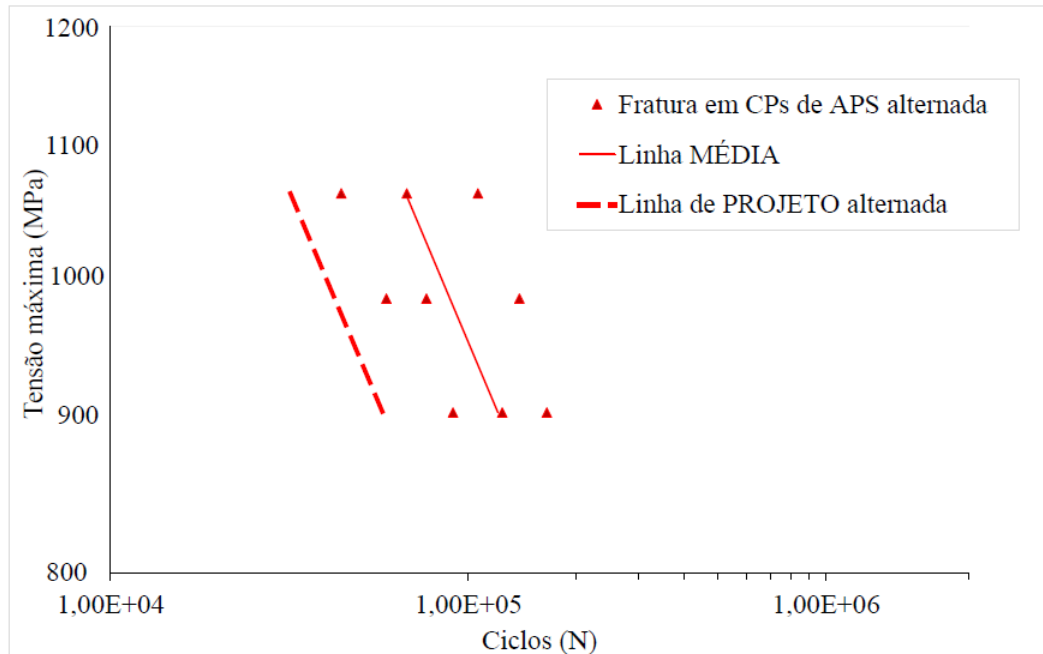


Figura 6-8. Curva S-N obtida a partir do ensaio de fadiga do grupo de APS por flexão alternada.

Ainda analisando as Figuras 6-7 e 6-8, observa-se que foram traçadas duas linhas para cada curva S-N: uma contínua e uma tracejada. A linha contínua corresponde à curva S-N média/mediana, ou seja, representa o valor médio obtido em cada patamar de tensão. De acordo com a DNV [7], uma curva S-N média pode ser obtida a partir da equação (1).

$$\text{Log } N = A + B (\text{log} S) \quad (1)$$

Onde (N) é o número de ciclos, (A) e (B) são coeficientes da equação média e (S) é a tensão aplicada no determinado patamar. A equação é aplicada em cada um dos patamares da curva média (repetida e alternada), dessa forma as variáveis irão apresentar diferentes valores para cada patamar.

Entretanto, a linha tracejada, muito utilizada nos projetos de fadiga de tubulações submarinas, corresponde à curva de projeto, a qual fornece uma estimativa de sobrevivência dos CPs ensaiados. Uma curva de projeto pode ser derivada a partir da curva média menos duas vezes seu desvio-padrão [7], ou seja, é a curva média

deslocada para a esquerda em função do desvio-padrão. Logo, a curva S-N de projeto pode ser estabelecida a partir da equação (2). Onde (δ) representa o desvio padrão único da curva média de fadiga.

$$\text{Log } N = A + B (\log S) - 2\delta \quad (2)$$

A curva de projeto deve fornecer uma probabilidade de sobrevivência de 97,7%, ou seja, no limite da linha tracejada, existem 97,7% de probabilidade de que não ocorra a fratura por fadiga do CP para o nível de tensão específico e o número de ciclos atingido. Portanto, a curva média representa menor probabilidade de sobrevivência.

Alguns aspectos de ambas as curvas podem ser analisados. A Figura 6-9 apresenta as duas curvas de projeto onde é possível confirmar que o grupo da APS repetida apresentou melhor resistência à fadiga.

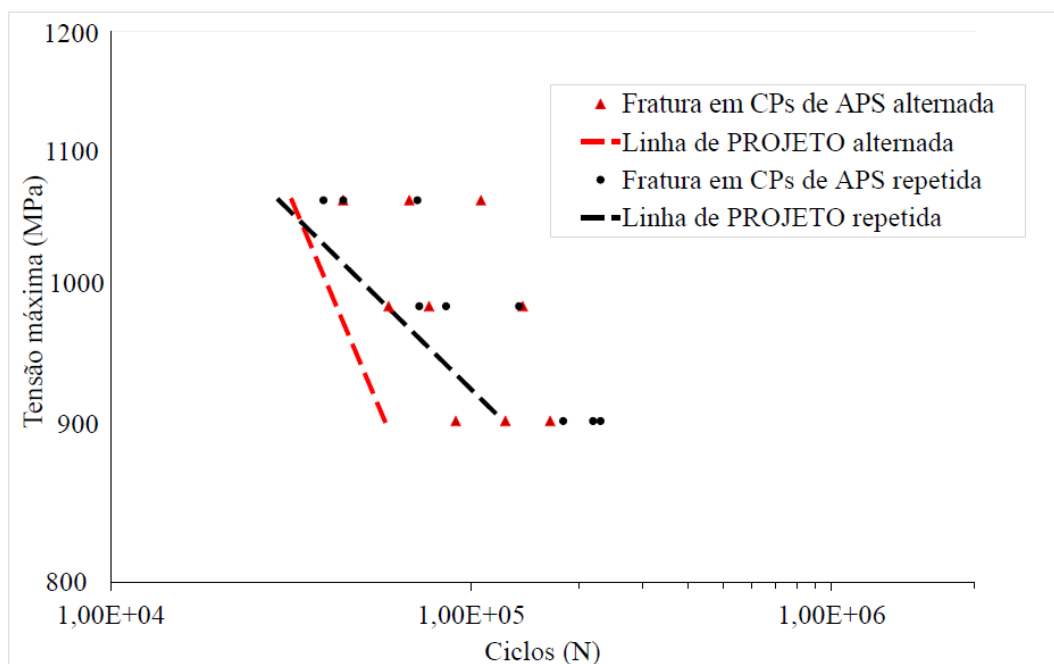


Figura 6-9. Análise comparativa entre as curvas (projeto) S-N das APSs por flexões alternada e repetida.

A curva da APS alternada apresentou-se mais vertical e contendo os pontos de fratura mais dispersos. A dispersão dos pontos é refletida no deslocamento mais para a esquerda da curva de projeto. Quanto maior o distanciamento entre as linhas (de projeto e média), mais conservadora será a curva de fadiga. Por outro lado, a curva de APS repetida mostrou-se mais inclinada e com menor dispersão entre seus pontos de fratura.

Isso indica que esta APS repetida apresenta melhor desempenho quanto a resistência à fadiga para o limite de 1 milhão de ciclos.

Os tubos de aço super duplex de umbilical, quando são submetidos a APS, têm sua resistência à fadiga diminuída [43, 44, 9]. Em face do exposto, quando essa APS é ocasionada por flexão cíclica alternada, os danos que serão ocasionados à vida em fadiga do tubo serão maiores comparados aos deformados por flexão cíclica repetida, como pode ser comprovado através dos resultados no presente estudo.

6.5 Metalografia

As Figuras 6-10, 6-11, 6-12 e 6-13 apresentam as microestruturas, na região próxima da fratura de fadiga, do AISD SAF 2507 utilizado no presente estudo.

Nas Figuras 6-10 e 6-11 verifica-se mais nitidamente a microestrutura de fase dupla constituída pela fase austenita – γ e pela fase ferrita – α , típico dos AISDs [17]. Pode ser observado nas Figuras 6-10 e 6-11 que os grãos estão alongados na direção do processo de laminação durante a fase de fabricação dos tubos. A região mais clara corresponde a austenita e a região mais escura à ferrita (melhor observado na Figura 6-11).

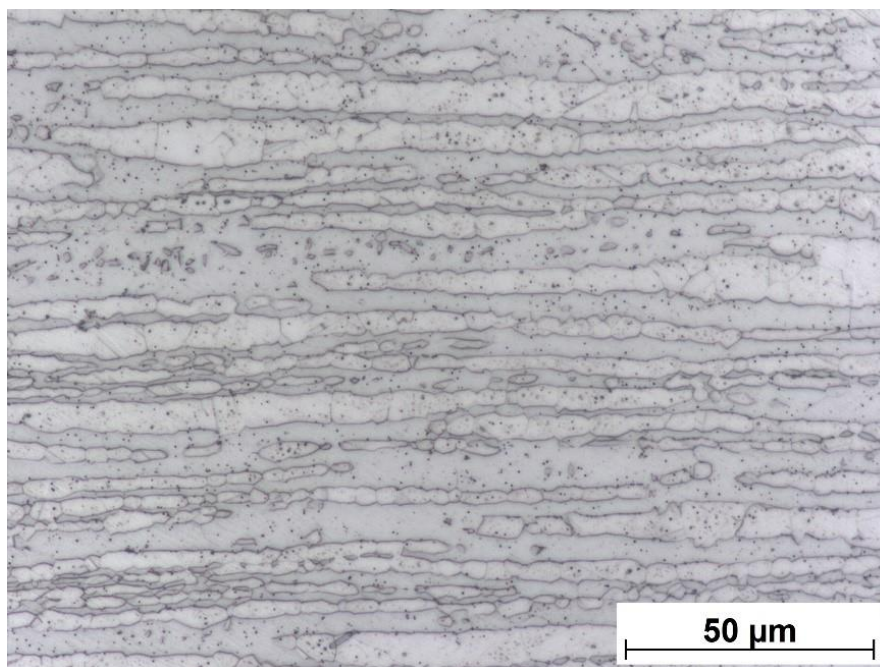


Figura 6-10. Microestrutura após fadiga do AISD (CP deformado sob APS repetida).

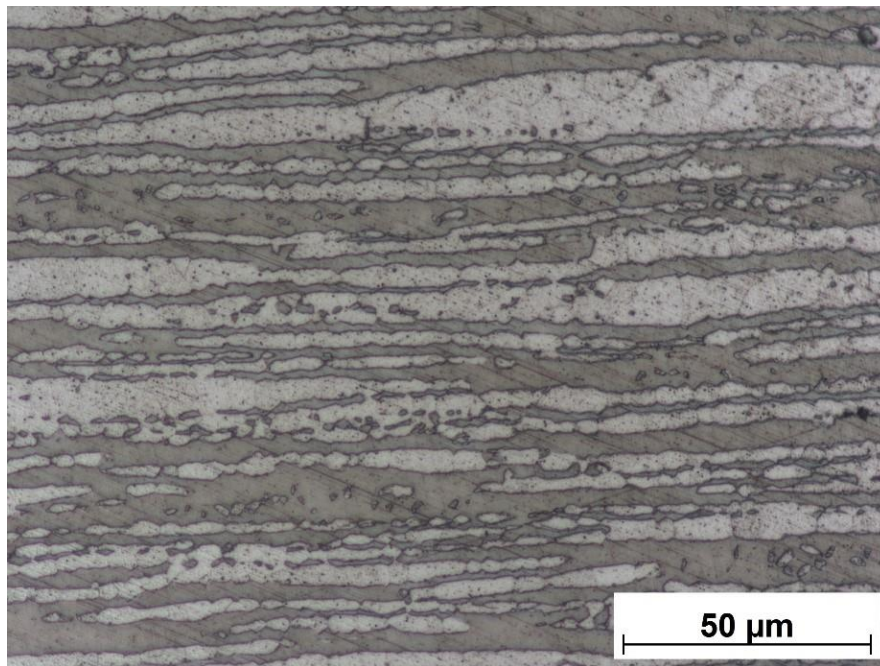


Figura 6-11. Microestrutura após fadiga do AISD (CP deformado sob APS alternada).

Nas Figuras 6-12 (APS repetida) e 6-13 (APS alternada) pode ser observada a região junto à extensão das trincas de fadiga.

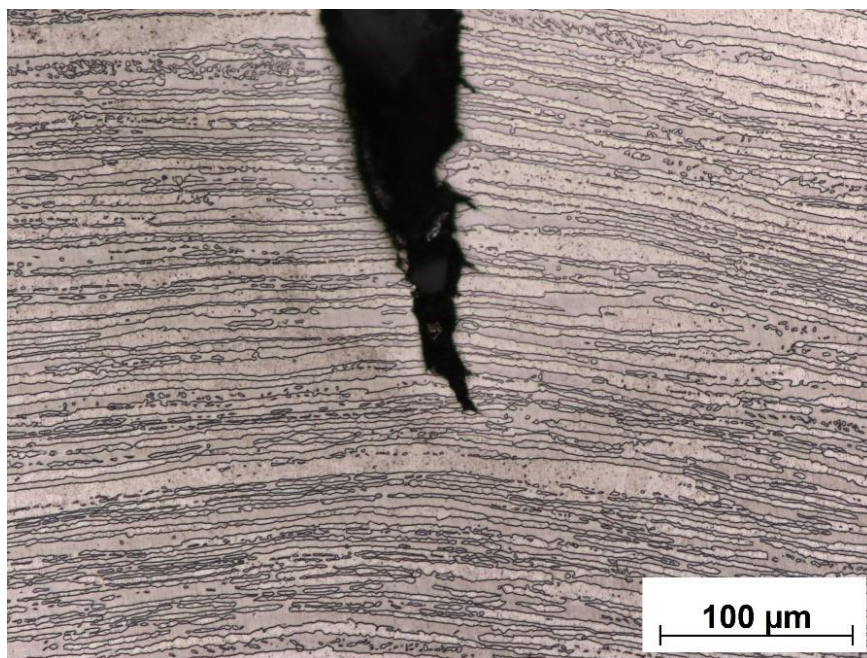


Figura 6-12. Microestrutura na região da trinca de fadiga (CP sob APS repetida).

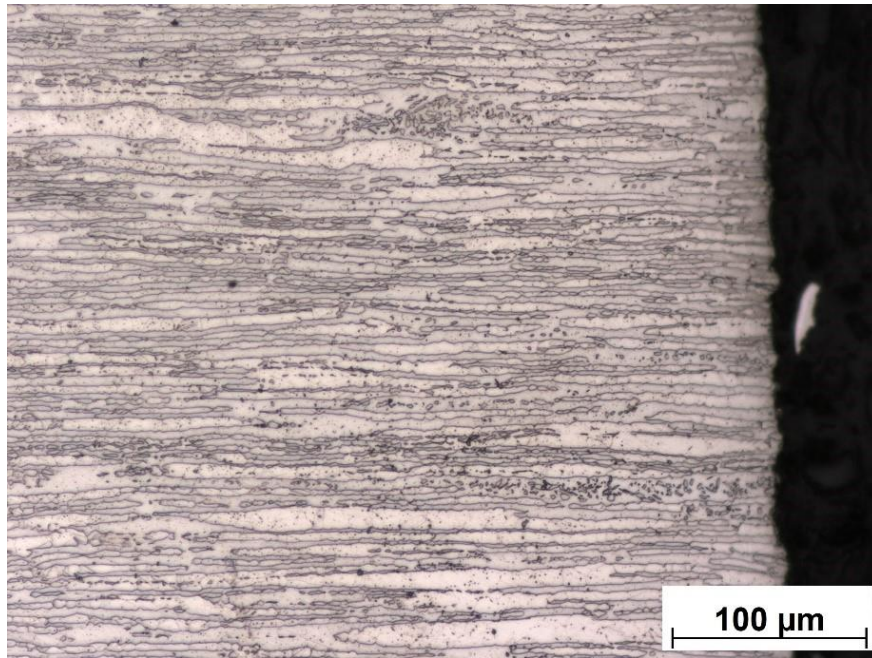


Figura 6-13. Microestrutura na região da trinca de fadiga (CP sob APS alternada).

Analisando a metalografia na região onde se iniciou a trinca de fadiga, embora as imagens estejam com aumentos diferentes, foi observado que, aparentemente, também não houve alterações significativas na microestrutura do material, tanto da amostra sob APS repetida (Figura 6-14), quanto da amostra sob APS alternada (Figura 6-15). O losango na Figura 6-15 foi o sinal de uma das indentações que ficou na amostra durante o ensaio de microdureza.

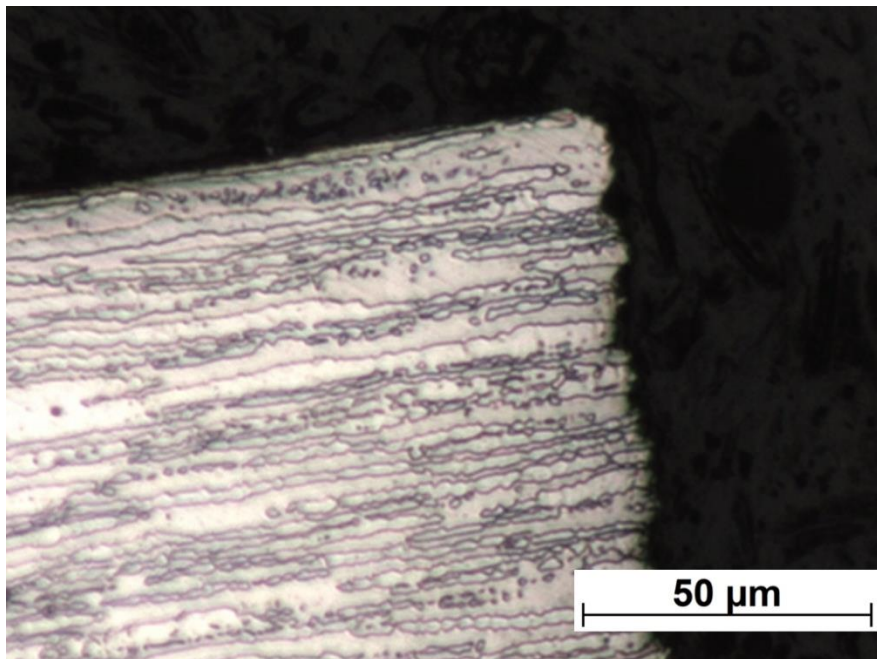


Figura 6-14. Microestrutura na região de início da trinca de fadiga (CP sob APS repetida).

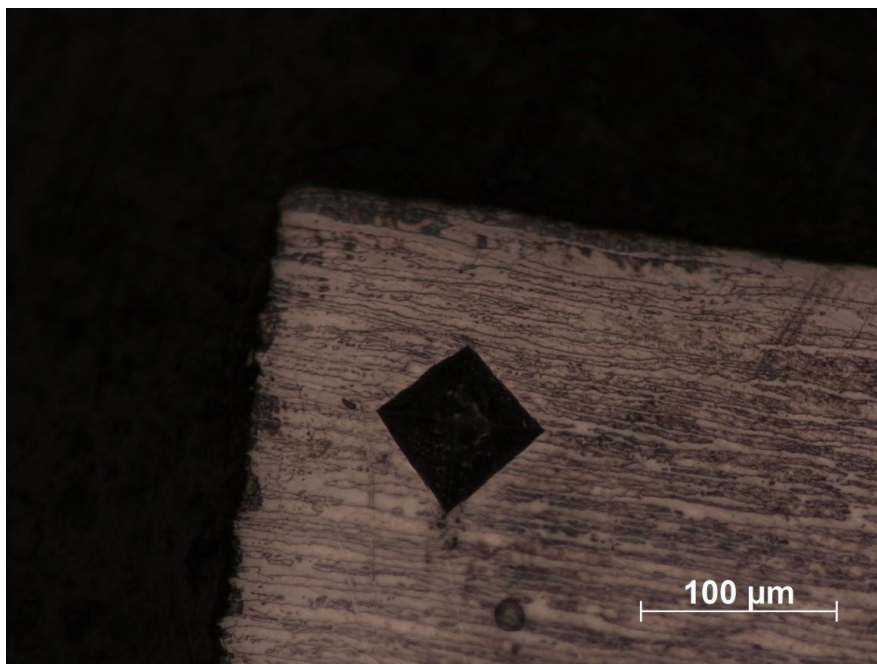


Figura 6-15. Microestrutura da região de início da trinca de fadiga (CP sob APS alternada).

À vista disso, a deformação aplicada durante a fadiga não provocou bandas de deformação ou outro aspecto que denote mudança microestrutural ou encruamento.

O aspecto geral da morfologia da fratura para amostras sob 5% de APS (repetida e alternada) que fraturaram a tensões de 901, 980 e 1060 MPa é visto, nas Figuras 6-16, 6-17, 6-18 e 6-19. Vale ressaltar que tanto as amostras sob APS repetida quanto as amostras sob APS alternada foram submetidas aos três níveis diferentes de tensão de fadiga.

É possível identificar três diferentes regiões presentes na superfície fraturada: região de nucleação de trinca (sinalizada por setas), zona de propagação (região demarcada pelas linhas tracejadas) e zona de fratura final.

Observa-se nas imagens que não houve claramente diferenças significantes no tipo de fratura de fadiga, tanto entre as formas de APS quanto das tensões máximas aplicadas. Porém, percebemos que a zona plana de propagação tende a ser menor nos CPs submetidos a maior carga cíclica (Figuras 6-18 e 6-19). Mas a principal evidência que obtemos dessa análise de fraturas é que todas iniciaram junto à superfície externa dos CPs, ou seja, a superfície submetida a maior tensão máxima positiva em fadiga. Portanto, podemos concluir que, embora as tensões residuais simuladas para o grupo de APS repetida tenha apresentado valor mais elevado abaixo da superfície, isso não foi

suficiente para superar o esforço de flexão em fadiga e o efeito de superfície, que levaram à nucleação superficial de fadiga nesses grupos.

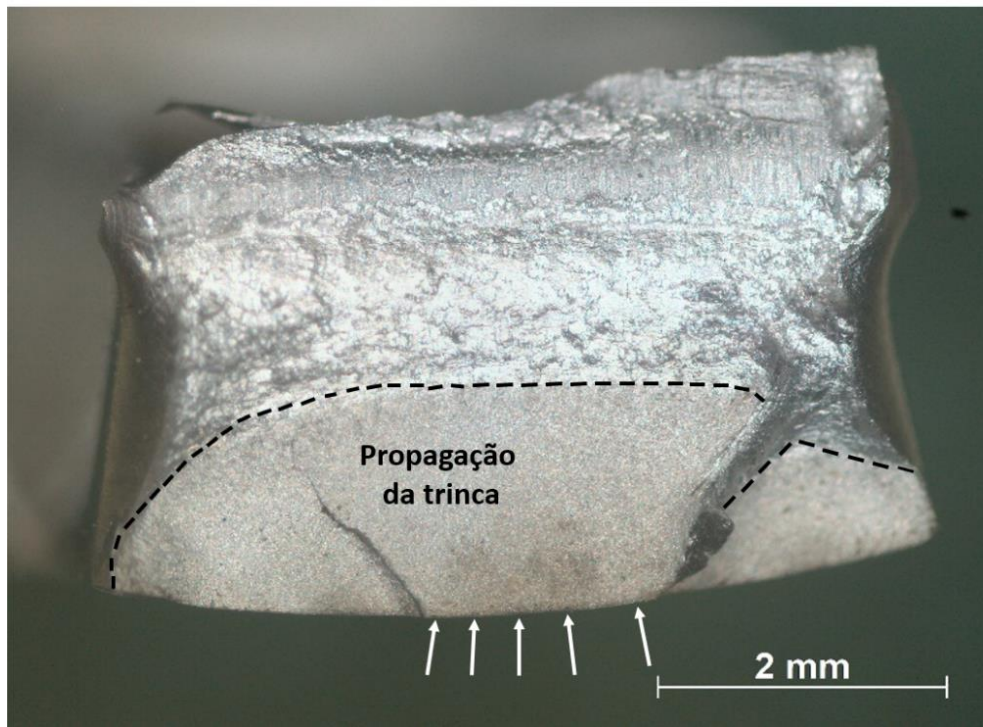


Figura 6-16. Morfologia da fratura de uma amostra com 5% de APS repetida, submetida à tensão máxima de 901 Mpa.

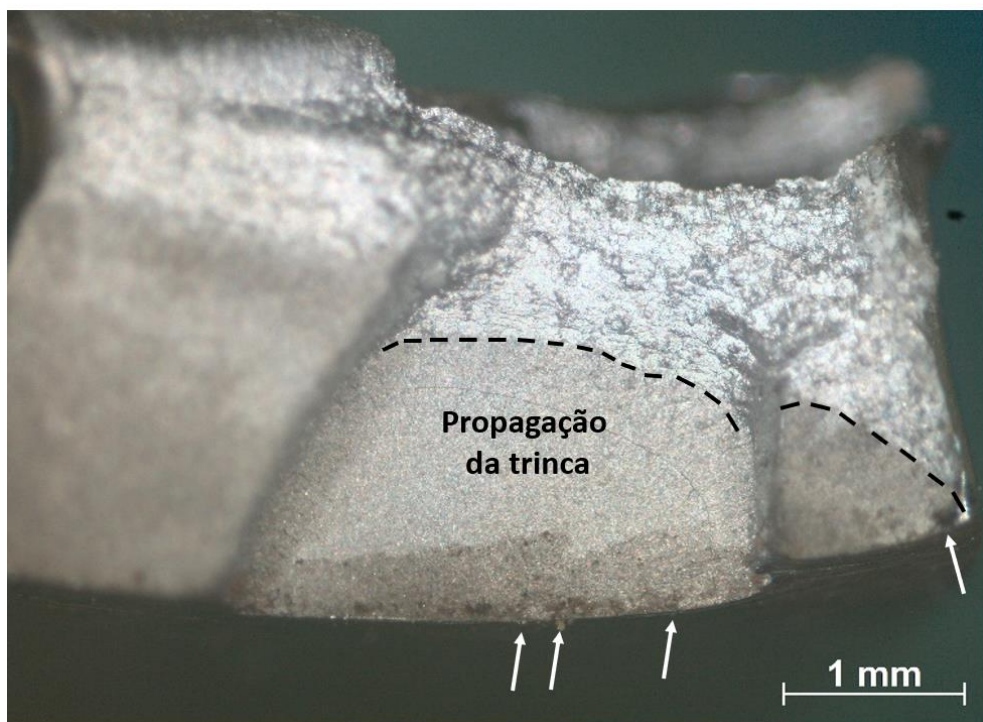


Figura 6-17. Morfologia da fratura de uma amostra com 5% de APS alternada, submetida à tensão máxima de 901 MPa.

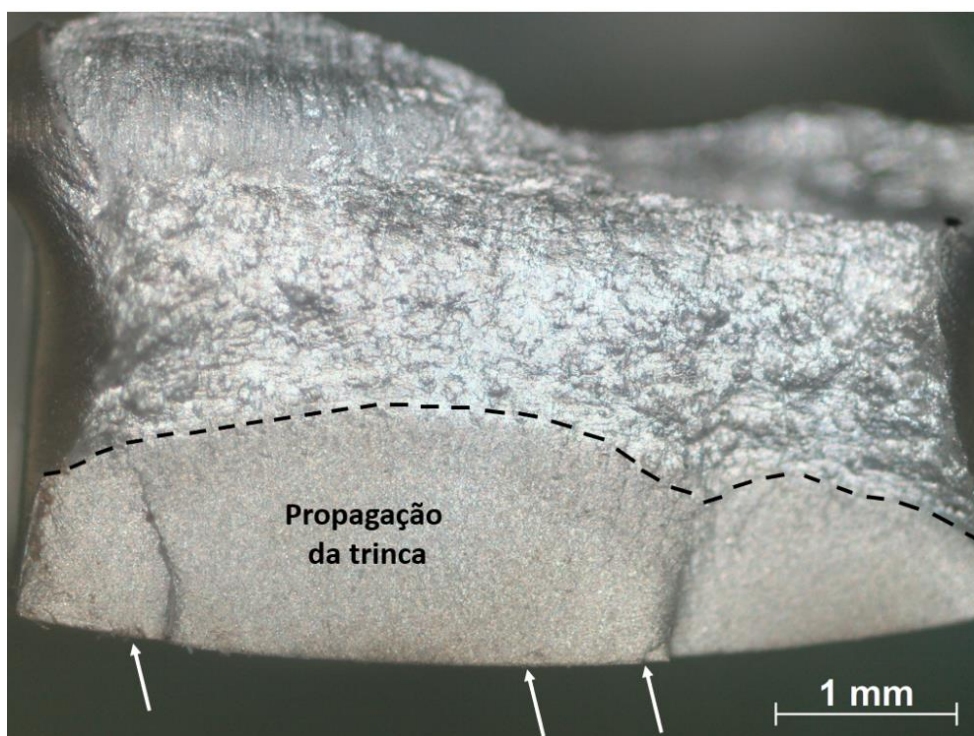


Figura 6-18. Morfologia da fratura de uma amostra com 5% de APS repetida, submetida à tensão máxima de 980 MPa.

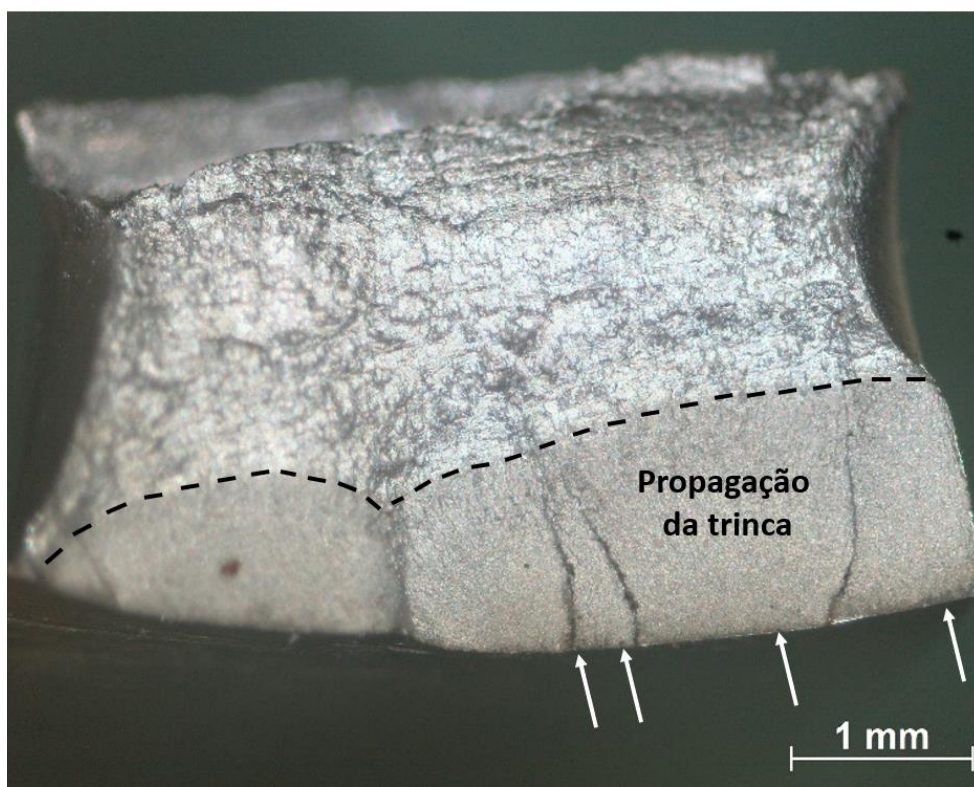


Figura 6-19. Morfologia da fratura de uma amostra com 5% de APS alternada, submetida à tensão máxima de 1060 MPa.

6.6 Microdureza

Na Figura 6-20 é apresentado os perfis de microdureza dos dois grupos de deformação. O ensaio foi realizado junto a região de fratura de cada amostra (como visto anteriormente na Figura 5-5), e pode ser analisada conforme o sentido da seta na Figura 6-20.

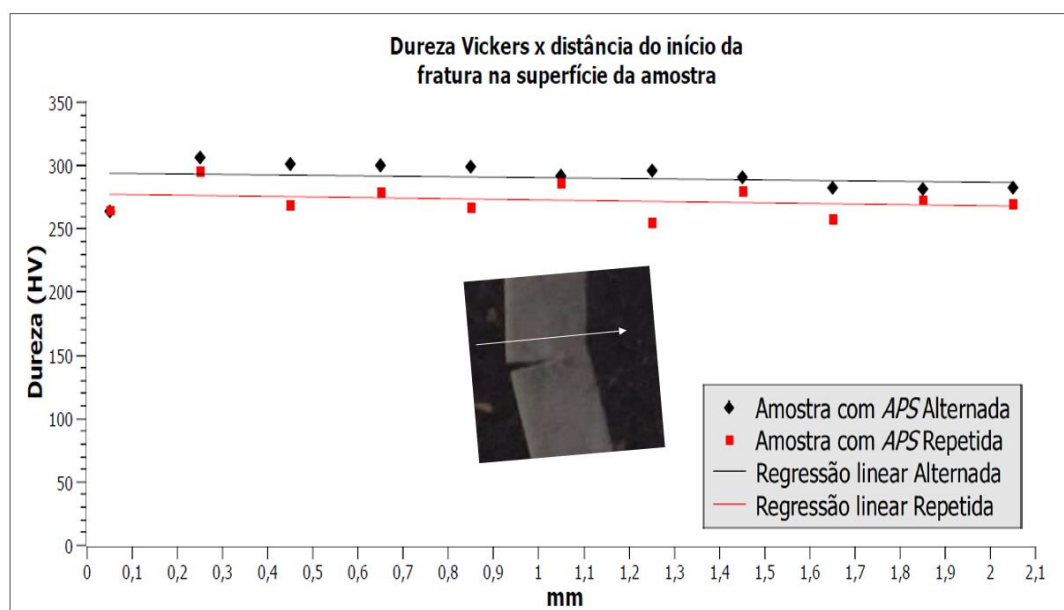


Figura 6-20. Perfil de dureza superficial de duas amostras sob APS alternada e APS repetida.

Foi examinada, por análise de variância (ANOVA), a relação da dureza em função da distância da superfície de fadiga (região de início da trinca), ao nível de significância de 0,05 (5%). Embora os valores altos (p-valores) demonstrem que não houve diferenças significativas ao passo que as medidas de dureza se distanciavam da superfície de fadiga, as linhas de tendência traçadas no gráfico indicam uma dureza levemente maior da APS alternada em relação a repetida.

A ANOVA mostrou 0,096 valor de p entre os grupos e valor $F = 2,356$, menor que o valor F crítico = 2,978.

Embora no presente estudo não tenha havido a necessidade de uma curva de fadiga com o AISD antes da APS, nem de ter feito uma análise da microdureza no material sem APS. Os valores aqui obtidos de microdureza, podem ser relacionados aos resultados de LIN *et al.* [10], o quais afirmaram que a microdureza nos tubos super duplex aumentou ligeiramente após a aplicação da APS.

7 CONCLUSÕES

Nesse estudo, o efeito da *APS* na fadiga foi investigado através de ensaios de fadiga com amostras retiradas de tubos de umbilical. A partir dos resultados encontrados, as seguintes conclusões podem ser estabelecidas:

- ✓ Não foram observadas por microscopia ótica alterações microestruturais nas *APSs* aplicadas;
- ✓ A microdureza na região da fratura de fadiga dos dois grupos também foi bastante semelhante, com uma dureza um pouco maior nas amostras alternadas, porém sem diferenças significativas;
- ✓ Os corpos de prova que sofreram *APS* alternada apresentaram maiores tensões e deformações residuais superficiais;
- ✓ O grupo de CPs que foram submetidos à *APS* alternada apresentou menor estimativa de sobrevivência à fadiga do que as amostras sob *APS* repetida, ou seja, teve sua vida à fadiga diminuída. Portanto, pode ser concluído que a maneira como os tubos de umbilical se deformaram, acaba influenciando na sua vida à fadiga.

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Os resultados demonstrados neste estudo podem servir para o desenvolvimento de novas pesquisas que explorem demais parâmetros sobre fadiga em tubos super duplex de umbilicais. A análise de fadiga em patamares maiores de *APS* seria interessante. Estudos de desempenho da liga submetida a diferentes níveis de *APS* e sob ambientes agressivos variados de temperatura, pressão de CO₂, pressão de H₂S, cloretos, água do mar sintética, também seriam importantes para o aprofundamento do conhecimento do desempenho da liga em serviço.

9 REFERÊNCIAS

- [1] MORAIS, J. M., *Petróleo em águas profundas: uma história tecnológica da PETROBRAS na exploração e produção offshore*. IPEA, Brasília, 2013.
- [2] SWANSON, R. C. “Metal Tube Umbilicals - Deepwater and Dynamic Considerations”. In: *Offshore Technology Conference*. Texas, May. 1995.
- [3] WAGNER, O. “An Innovating Premium Tubular Solution for Umbilical’s Applications”. In: *Offshore Technology Conference*. Texas, May. 2014.
- [4] REBOH, Y., *et al.* “Caracterização de solda em aço inoxidável super duplex em fadiga”. In: *11ª Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos*, Pernambuco, Mai. 2011.
- [5] SILVA, B. R. S., *Estudo da fragilização pelo hidrogênio em juntas soldadas de tubos do aço inoxidável super duplex UNS S32750*. Dissertação M.Sc., COPPE – UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2015.
- [6] DAINEZI, I. “Temperature and time effect of thermal aging treatment on microstructure and corrosion resistance of UNS S31803 duplex stainless steel”. *Research, Society and Development* v. 10, n. 8, p. e24910817369, Jul. 2021.
- [7] DNV, Det Norske Veritas. Fatigue design of offshore steel structures. Recommended Practice, DNVGL-RP-C203. January 2020.
- [8] BURGOS, D. F. S., *et al.* “Effects of plastic deformation on fatigue life of superduplex steel tube umbilical”. In: *31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. 169-176, Rio de Janeiro, Jul. 2012.
- [9] DRUMOND, G. P., *et al.* “Pipelines, risers and umbilicals failures: A literature review”. *Ocean Engineering* v 148, pp. 412-425, Jan. 2018.
- [10] LIN, S., *et al.* “Effect of cyclic plastic deformation on microstructure and mechanical properties of weld metals used for reel-lay pipeline steels”. *Materials Science & Engineering A* v 737, pp. 77-84, Nov. 2018.

- [11] LI, D., *et al.* “Residual stress measurements of lean duplex stainless steel welded sections”. *Journal of Constructional Steel Research* v 186, p. 106883, Jul. 2021.
- [12] GUO, J., FU, H., PAN, B., KANG, R. “Recent progress of residual stress measurement methods: A review”. *Chinese Journal of Aeronautics* v 34, n 2, pp. 54 - 78, Feb. 2019.
- [13] HAN, K., TYNE, C. J. V., LEVY, B. S. “Effect of Strain and Strain Rate on the Bauschinger Effect Response of Three Different Steels”. *Metallurgical and materials transactions A* v 36, pp. 2379-2384, Sep. 2005
- [14] CALLISTER Jr, W. D., *Ciência e Engenharia dos Materiais: uma Introdução*. 7 Ed. Guanabara, 2008.
- [15] International Organization for Standardization - ISO 13628-5. “*Petroleum and natural gas industries – Design and operation of subsea production systems – Part 5: Subsea umbilicals*”. British Standard, Dec. 2009.
- [16] SUBSEA AR. Deep Water Distribution System - 1. Line umbilical. November, 2016. Disponível em: <https://subseaar.blogspot.com/2016/11/1.html?m=1>. Acesso em: 25 Maio 2022.
- [17] AMIRI, E., *et al.* “Study and selection of most appropriate filler rod for GTAW of S32750 super duplex steel joints: A comprehensive study on microstructural, mechanical and corrosion properties”. *Materials Chemistry and Physics* v 270, p. 124839, Sep. 2021.
- [18] SENATORE, M., FINZETTO, L., PEREA, E. “Estudo comparativo entre os aços inoxidáveis dúplex e os inoxidáveis AISI 304L/316L”. *Revista Escola de Minas* v 60(1), pp. 175-181, Mar. 2007.
- [19] HA, H.-Y., *et al.* “Understanding the relation between pitting corrosion resistance and phase fraction of S32101 duplex stainless steel”. *Corrosion Science* v 149, pp. 226 - 235, Jan. 2019.
- [20] REBOH, Y., *Efeito do dano causado por fadiga de baixo ciclo sobre o desempenho a fadiga de alto ciclo em tubos de aço superduplex uns 32750 aplicados*

em umbilicais submarinos. Dissertação de M.Sc., PPGE3M/UFRGS, Porto Alegre, RS, Brasil, 2014.

[21] American Society for Testing and Materials. ASTM E1823 – 13: *Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing*. ASTM International. United States, 2013.

[22] HERTZBERG, R. W., *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials*. 4th ed. Danvers: John Wiley & Sons. 1996.

[23] GRIZA, S. *et al.* “The effect of bolt length in the fatigue strength of M243 bolt studs”. *Engineering Failure Analysis* v. 34, pp. 397 - 406. Brazil, September, 2013.

[24] GRIZA, S., *et al.* “Fatigue failure analysis of a specific total hip prosthesis stem design”. *International Journal of Fatigue*, v. 30, n 8, pp. 1325-1332, Aug. 2008.

[25] PETROLCOM. Oil & Gas Services. Bend Stiffeners. Disponível em: <https://petrolcomuae.com/products/bend-stiffener/>. Acesso em: 20 Maio 2022.

[26] EKEBERG, K. I., NORRIS, P. E. “Dynamic Steel Tube Umbilicals”. In: *Offshore Technology Conference*, pp. 171 - 181, Houston, May. 1998.

[27] WS - WIDE STEEL. Duplex 2205 Capillary Tubing 1/4 inch OD*0.049 inch WT. Disponível em: <https://www.widesteel.com/product/duplex-2205-capillary-tubing-1-4-inch-od0-049-inch-wt/>. Acesso em: 21 Maio 2022.

[28] MDL – Maritimedevolutions - Offshore Service. Generation 3 Reel Drive System. Disponível em: <https://maritimedevolutions.com/products/rental/generation-3-rds/>. Acesso em: 03 Maio 2022.

[29] DIETER, G. E., *Metalurgia Mecânica*. Guanabara Koogan, S.A., Rio de Janeiro, 2º ed. 1981.

[30] ALMEN, J. O., BLACK, P. H., *Residual Stresses and Fatigue in Metals*. New York, MacGraw Hill, Book Company, 1963.

- [31] ROSSINI, N. S., DASSISTI, M., BENYOUNIS, K. Y., OLABI, A. G. “Methods of measuring residual stresses in components”. *Material & Design* v 35, pp. 572–588, Mar. 2012.
- [32] GIUFRIDA, W. M. Flexão em Vigas e Projeto de Vigas. Mecânica dos solos II. Faculdade de Engenharia e Inovação Técnico Profissional – FEITEP. Maringá, PR. Disponível em: <https://prof-willyan.webnode.com/materialcomplementar/mec%c3%a2nica-dos-solidos-ii/> Acesso em: 03 Maio 2022.
- [33] WEBSTER, G. A., EZEILO, A. N. “Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes”. *International Journal of Fatigue* v 23, n 1, pp. 375-383, Jan. 2002.
- [34] COHEN, J. B., NOYAN, I. C., *Residual Stress–Measurement by Diffraction and Interpretation*, 1º ed. Berlin. Springer-Verlag, 1987.
- [35] SOUZA, I. N., *Estudo de tensões residuais em aço inoxidável duplex*. Tese D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2004.
- [36] HOFFMAN, J., DUPONT, W., REYNOLDS, B. “A Fatigue-Life Prediction Model for Metallic Tube Umbilicals”. In: *Offshore Technology Conference*, Texas, May. 2001.
- [37] DHAIGUDE, M. M., EKEBERG, K. I., SØDAHL, N. “Validation of Umbilical Fatigue Analysis by Full-Scale Testing”. *International Journal of Offshore and Polar Engineering* v 28, pp. 96 - 104, Mar. 2018.
- [38] BROWN, E. “Steel Tube Umbilical Design Life Verification by Full-Scale Fatigue Test”. In: *Offshore Technology Conference*, Texas, May, 2011.
- [39] Xi, Y., *et al.* “Experimental and numerical investigations of accumulated plastic deformation in cement sheath during multistage fracturing in shale gas wells”. *Journal of Petroleum Science and Engineering* v 187, p. 106790, Abr. 2020.
- [40] CHEN, Q., *et al.* “Effect of accumulative plastic deformation on generation of spheroidal structure, thixoformability and mechanical properties of large-size AM60 magnesium alloy”. *Journal of Alloys and Compounds* v 632, pp. 190 - 200, May. 2015.

- [41] LY, A. L., FINDLEY, K. O. “The effects of pre-straining conditions on fatigue behavior of a multiphase TRIP steel”. *International Journal of Fatigue* v 87, pp. 225 - 234, Jun. 2016.
- [42] GUTTNER, W. C., SANTOS, C. C. P., PESCE, C. P. “A finite element method assessment of a Steel Tube Umbilical (STU) cable subjected to crushing load: Comparison between two and three - dimensional approaches”. *Marine Structures* v 53, pp. 52 - 67, May. 2017.
- [43] BUITRAGO, J., DOYNOV, K., FOX, A. “Effect of reeling on welded umbilical tubing fatigue”. In: *25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, pp. 645-655, Hamburg, Jun. 2006.
- [44] DOBSON, A. “Effect of strain history on steel tube umbilical”. In: *26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, pp. 151-162, California, Jun. 2007.
- [45] SANTOS, M. C. “Accumulated plastic strain evaluation of steel tube for umbilical cables”. In: *27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, pp. 615-621, Estoril, Jul. 2008.
- [46] BRITISH STANDARD ISO. BS ISO 12107. *Metallic materials - Fatigue testing - Statistical planning and analysis of data*. Londres, 2003.
- [47] American Society for Testing and Materials. ASTM E739. *Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data*. Filadélfia, 2015.
- [48] LIMA, G. D., NASCIMENTO, B. L., ALVES Jr, I. S., TRINDADE, M. P., GRIZA, S. “Fatigue behavior and life predictions of thermally oxidized Ti6Al4V alloy according to oxidation parameters”. *Engineering Failure Analysis* v 130, p. 105737, Dec. 2021.
- [49] American Society for Testing and Materials. ASTM E3-01. *Standard Practice for Preparation of Metallographic Specimens*. West Conshohocken, 2017.

- [50] SANTOS, S. V., LIMA, G. D., NASCIMENTO, B. L., FONTES, L. S., GRIZA, S. “The effect of cold working and solution heat treatment on microstructure and mechanical behavior of Ti35Nb2.5Sn alloy”. *Tecnologia em metalurgia, materiais e mineração* v. 18, p. e2453. Brasil. 2021.
- [51] American Society for Metals - ASM Handbook Metals. Metallography and Microstructures, ASM International 10th Edition Metals Handbook. Vol 9. 1991,
- [52] TRINDADE, M. P., JESUS, I. G. C., REIS, M. M. S., NASCIMENTO, B. L., SANTOS, F. P. & GRIZA, S. “Quantitative analysis of localized corrosion in tensile armor wire of flexible riser submitted to sweet stress corrosion cracking testing with crevice”. *Tecnologia em metalurgia, materiais e mineração* v. 18, p. e2451. Brasil, 2021.
- [53] American Society for Testing and Materials - ASTM E8/E8M-22. *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*. 2022.
- [54] American Society for Testing and Materials - ASTM A 789/A 789M – 1a. *Standard Specification for Seamless and Welded Ferritic/Austenitic Stainless Steel Tubing for General Service*. November, 2001.
- [55] American Society for Testing and Materials - ASTM E739. *Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data*. West Conshohocken. 2015.