

ANÁLISE DE FORÇAS DE CONTATO E DESGASTE INTERNO EM RISER
MARINHO DEVIDO AO CONTATO COM TUBOS DE PERFURAÇÃO

Rômulo Lima Barbosa

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO
DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE
EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

Aprovada por:

Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.

Prof. Theodoro Antoun Netto, Ph.D.

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, DSc.

Dr. João Carlos Ribeiro Plácido, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, BRASIL

MARÇO DE 2007

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

BARBOSA, RÔMULO LIMA

Análise de forças de contato e desgaste interno em riser marinho devido ao contato com tubos de perfuração. [Rio de Janeiro, 2007]

VI, 116 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Oceânica, 2007).

Dissertação – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Análises numéricas de risers marinhos.
2. Análises experimentais para determinação do fator de desgaste.

I.COPPE/UFRJ II.Título (série)

“Jamais desista daquilo que você realmente quer fazer. A pessoa que tem grandes sonhos é mais forte do que aquela que possui todos os fatos.”

H. Jackson Brown Jr.

“Comece fazendo o necessário, depois o que é possível,
e de repente você estará fazendo o impossível.”

São Francisco de Assis.

AGRADECIMENTOS

À DEUS por tudo que conquistei até hoje.

À toda minha família, principalmente ao meu pai Paulo de Tarso Barbosa e minha mãe Íris Lima Barbosa, pelo amor, carinho, força e apoio que sempre me concederam. Um agradecimento especial à minha avó Luzieta e à minha Tia Dulcy, pela grande ajuda que me deram ao longo da minha vida.

À minha namorada e seus pais, pela confiança e força para alcançar meus objetivos.

Aos professores da Engenharia Civil da Universidade Federal de Viçosa pela minha formação.

Ao meu orientador Murilo A. Vaz, pelo incentivo e assistência ao longo do curso.

Ao professor Theodoro A. Netto, pelo meu ingresso nesta instituição.

Ao Dr. João Carlos R. Plácido, pela sua ajuda e apoio junto ao CENPES para o desenvolvimento e conclusão deste trabalho.

Aos prezados amigos do laboratório do CENPES: Luiz Fernando, Aguiar, Samuel, Willian e Fernando.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico Tecnológico (CNPq) e à Agência Nacional de Petróleo (ANP).

A todos os funcionários do Núcleo de Estruturas Oceânicas (NEO), em especial à Suely e Eliene.

Aos meus amigos, primos e colegas: Guilherme Cabral, Marcelo Caire, Felipe Castelpoggi, Márcio Souto, Rory Sanchez, Noel Mekan, Xavier Castelo, Bernardo Pereira, Lourenço Barbosa, Bjarte Rudi, Ingrid Slevikmoen, Fábio Lima, Heric Dutra, Rodrigo Pena, Neylon, Victor, Allan, Bob e Fátima.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/ UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

ANÁLISE DE FORÇAS DE CONTATO E DESGASTE INTERNO EM RISER
MARINHO DEVIDO AO CONTATO COM TUBOS DE PERFURAÇÃO

Rômulo Lima Barbosa

Março/2007

Orientador: Murilo Augusto Vaz

Programa: Engenharia Oceânica

Este trabalho apresenta duas fases divididas em análises numéricas e análises experimentais para a determinação do desgaste sobre a parede interna de risers marinhos, em virtude do seu contato abrasivo com a coluna de perfuração.

Um modelo numérico, utilizando o método de elementos finitos (MEF), através do *software* ABAQUS, foi utilizado para determinar a magnitude e a posição das forças de contato que ocorrem entre a coluna de perfuração e o riser marinho, incluindo as paredes do poço. Este contato ocorre normalmente entre as conexões (*tool joints*) e as superfícies internas dos elementos externos como BOP, Lower Marine Riser Package (LMRP), Junta Flexível, Riser e Casing. Com a realização das análises registra-se maior intensidade sobre o riser marinho. Obtendo o conhecimento da grandeza das forças de contato laterais, investe-se em análises experimentais para determinar o *Fator de Desgaste* entre as superfícies da conexão e do riser marinho.

Com os resultados dos ensaios foi possível notar uma queda nos valores do Fator de Desgaste e com isso a tendência à estabilização do volume desgastado no riser, e esses fatos podem ser explicados pela baixa pressão de contato que se dão a partir de um certo tempo de ensaio.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

CONTACT FORCE AND INTERNAL WEAR ANALYSIS OF MARINE RISERS
DUE TO DRILL PIPE CONTACT

Rômulo Lima Barbosa

March/2007

Advisor: Murilo Augusto Vaz

Department: Ocean Engineering

This work presents numerical analysis and experimental tests carried out to obtain the wear within the marine riser wall due to the abrasive contact with the drill string.

A finite element numerical model was generated using software ABAQUS to determine the magnitude and the position of the contact force that occur between the drill string and the marine riser, including the casing. This contact usually occurs between tool joints internal surfaces and external elements, such as Blowout Preventer (BOP), Lower Marine Riser Package (LMRP), flex joint, riser and casing. The results of the numerical analysis reveal that the force with the highest magnitude takes place over the marine riser. Once the lateral contact forces are known, experimental tests are carried out in order to obtain the wear factor between the connection surfaces and the marine riser.

The experimental test results show a decrease in the wear factor values, which tends to stabilize the riser wear volume. These facts can be explained by the low contact pressure that occurs after some test time.

Sumário

1. INTRODUÇÃO.....	8
1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	8
1.2 DIVISÃO DOS CAPÍTULOS.....	11
2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA	12
2.1 FUNDAMENTAÇÃO	12
2.2 FORÇAS DE CONTATO.....	15
2.3 CAUSAS DE FALHA	16
3. MODELO NUMÉRICO PARA ESTUDO DE CASOS	19
3.1 SELEÇÃO DE ELEMENTOS.....	19
3.1.1 ELEMENTOS DO TIPO <i>TUBO</i>	19
3.1.2 MODELO DE EQUIVALÊNCIA DA COLUNA DE PERFURAÇÃO DENTRO DO POÇO	20
3.1.3 JUNTA FLEXÍVEL INFERIOR (FLEX JOINT).....	21
3.1.4 ELEMENTOS DE CONTATO ENTRE O RISER E A COLUNA DE PERFURAÇÃO	22
3.2 ESTUDO DE CASOS	22
3.2.1 ESPECIFICAÇÃO DAS JUNTAS DO RISER DE PERFURAÇÃO	24
3.2.2 ESPECIFICAÇÃO DA COLUNA DE PERFURAÇÃO	25
3.2.3 ESPECIFICAÇÃO DOS ELEMENTOS EXTERNOS	25
3.3 FORÇAS ATUANTES NO SISTEMA.....	26
3.3.1 TRAÇÃO DE TOPO NO RISER	26
3.3.2 TRAÇÃO DE TOPO NA COLUNA DE PERFURAÇÃO.....	27
3.3.3 CARGAS HIDRODINÂMICAS	28
3.4 ANÁLISE DOS RESULTADOS.....	30
3.4.1 PONTOS DE CONTATO.....	30
3.4.2 EFEITO DA CORRENTE MARINHA.....	31
3.4.3 EFEITO DO PASSEIO DA UNIDADE FLUTUANTE	34
4. PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	43
4.1 ESTUDO TRIBOLÓGICO.....	43
4.1.1 HARDFACING	44

4.1.2	OBJETIVOS DOS ENSAIOS.....	46
4.2	CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL	47
4.3	METODOLOGIA ANALÍTICA	48
4.3.1	MODELO ANALÍTICO	48
4.3.1.1	INTERPRETAÇÃO DA EQUAÇÃO	51
4.3.1.2	FATOR DE DESGASTE.....	52
4.3.1.3	PRESSÃO DE CONTATO	54
4.4	PROGRAMA E MÉTODO EXPERIMENTAL	56
4.4.1	ENSAIOS	57
4.4.2	EQUIPAMENTOS OPERACIONAIS.....	58
4.4.2.1	APARATO DE SIMULAÇÃO	58
4.4.2.2	ACUMULADOR DE PRESSÃO	59
4.4.2.3	INSTRUMENTO DE LEITURA DE ESPESSURA.....	60
4.4.3	MATERIAIS	61
4.4.3.1	CONEXÕES (TOOL JOINTS).....	61
4.4.3.2	FLUIDOS	69
4.4.3.3	AMOSTRAS DE RISER.....	72
5.	<u>RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....</u>	74
5.1	FATORES QUE INFLUENCIAM NOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS	74
5.1.1	EFEITO DO HARDFACING	74
5.1.2	EFEITO DA ROTAÇÃO	75
5.1.3	EFEITO DOS FLUIDOS.....	75
5.2	DIVISÃO DOS RESULTADOS	77
5.2.1	GRUPO 1	78
5.2.2	GRUPO 2	85
5.2.3	GRUPO 3	90
5.2.4	GRUPO 4	95
5.2.5	AJUSTE DAS FUNÇÕES	101
6.	<u>CONCLUSÃO.....</u>	111
6.1	CONCLUSÕES	111
6.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	113
7.	<u>REFERÊNCIAS.....</u>	115

Índice de Figuras

Figura 1.1 - Diagrama esquemático do sistema de perfuração.....	9
Figura 2.1a - Junta flexível em corte mostrando seu centro de rotação.	13
Figura 2.1b – Esquema do riser deformado devido presença da corrente marinha e passeio da unidade, apresentando um ângulo na junta flexível.....	13
Figura 2.2 - Na parte “a” é mostrado o contato somente entre as conexões e o riser e na parte “b” o contato entre as conexão e o corpo do tubo de perfuração contra parede interna do riser.....	14
Figura 2.3 - Esquema simplificado da união do riser com a junta flexível e demais equipamentos ilustrando a coluna de perfuração em seu interior.....	16
Figura 2.4 - Imagem dos flutuadores presentes nos riser em águas profundas e ultra profundas.....	17
Figura 2.5 - Desgaste provocado na parede interna do riser de perfuração com contorno coincidente com o diâmetro externo da conexão da coluna de perfuração.	18
Figura 3.1 – Análises do passeio da unidade flutuante em torno do semicírculo com corrente em uma direção.....	23
Figura 3.2 - Perfil de corrente utilizado na análise.....	29
Figura 3.3 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante.....	33
Figura 3.4 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser.....	33
Figura 3.5 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 0	36
Figura 3.6 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – offset 0	36
Figura 3.7 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 50 metros Posição 1	37
Figura 3.8 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – Posição1 ...	37
Figura 3.9 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 50 metros - Posição 2.....	38

Figura 3.10 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – Posição 2	38
Figura 3.11 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 50 Posição 3	39
Figura 3.12 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – Posição 3	39
Figura 3.13 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 50 Posição 4	40
Figura 3.14 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – Posição 4	40
Figura 3.15 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 50 Posição 5	41
Figura 3.16 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – Posição 5	41
Figura 4.1 - Volume por Função Trabalho	52
Figura 4.2 - Fatores de desgaste, Convencional e Diferencial	53
Figura 4.3 - Relação entre profundidade e largura desgastada	54
Figura 4.4 - Aparato de Simulação de desgaste	59
Figura 4.5 - Mesa acumuladora de pressão	60
Figura 4.6 - Êmbolo utilizado para transferência de pressão	60
Figura 4.7 - Medidor de espessura	61
Figura 4.8 - Conexão sem Hardfacing	62
Figura 4.9 - Desenvolvimento do desgaste na amostra do ensaio 9	63
Figura 4.10 - Conexão com Hardfacing	64
Figura 4.11 - Desenvolvimento do desgaste na amostra do ensaio 8	65
Figura 4.12 - Detalhe do Hardfacing novo	66
Figura 4.13 - Detalhe do Hardfacing desgastado	66
Figura 4.14 - Perfil da dureza Vickers 10 kg	68
Figura 4.15 - Fluido Catiônico novo	70
Figura 4.16 - Fluido Catiônico usado	70
Figura 4.17 - Fluido BR MULL novo	72

Figura 4.18 - Amostra gabaritada para leitura.....	73
Figura 5.1 - Amostra desgastada por uma conexão sem Hardfacing e com Fluido BR MULL ao final de oito horas de ensaio – Ensaio 10	76
Figura 5.2 - Amostra desgastada por conexão sem Hardfacing e com Fluido Catiônico ao final de oito horas de ensaio – Ensaio 11.....	76
Figura 5.3 - Volume por Função Trabalho.....	79
Figura 5.4 - Volume em Função do Tempo	80
Figura 5.5 - Pressão de contato em Função da Função Trabalho	81
Figura 5.6 - Pressão de contato em Tempo	81
Figura 5.7 – Fator de desgaste em função da Função Trabalho	82
Figura 5.8 - Fator de Desgaste em função do Tempo.....	83
Figura 5.9 – Modelo do desgaste ao final de oito horas de ensaio para cada amostra do grupo 1.....	84
Figura 5.10 - Volume em Função da Função Trabalho.....	85
Figura 5.11 - Volume em função do Tempo	86
Figura 5.12 - Pressão de contato em função da Função Trabalho.....	87
Figura 5.13 - Pressão de contato em função Tempo.....	87
Figura 5.14 - Fator de desgaste em função da Função Trabalho.....	88
Figura 5.15 - Fator de desgaste em Função do Tempo.....	88
Figura 5.16 - Modelo do desgaste ao final de oito horas de ensaio para cada amostra do grupo 2.....	89
Figura 5.17 - Volume em função da Função Trabalho.....	90
Figura 5.18 - Volume em função do Tempo	91
Figura 5.19 - Pressão de contato em função da Função Trabalho.....	92
Figura 5.20 - Pressão de contato em função Tempo.....	92
Figura 5.21 – Fator de Desgaste em função da Função Trabalho	93
Figura 5.22 – Fator de Desgaste em função do Tempo.....	94

Figura 5.23- Modelo do desgaste ao final de oito horas de ensaio para cada amostra do grupo 3.....	95
Figura 5.24 - Comparação entre a conexão nova e após quatro testes	96
Figura 5.25 - Volume em função da Função Trabalho.....	96
Figura 5.26 - Volume em função do Tempo	97
Figura 5.27 - Pressão de contato em função da Função Trabalho.....	98
Figura 5.28 - Pressão de contato em função Tempo.....	98
Figura 5.29 – Fator de Desgaste em função da Função Trabalho	99
Figura 5.30 – Fator de desgaste em Função do Tempo	100
Figura 5.31 - Modelo do desgaste ao final de oito horas de ensaio para cada amostra do grupo 4.....	101
Figura 5.32 - Curva Ajustada para Volume.....	103
Figura 5.33 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho.....	103
Figura 5.34 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho.....	104
Figura 5.35 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho.....	104
Figura 5.36 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho.....	105
Figura 5.37 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho.....	105
Figura 5.38 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho.....	106
Figura 5.39 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho.....	106
Figura 5.40 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho.....	107
Figura 5.41 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho.....	107
Figura 5.42 - Curva Ajustada para Volume em Função da Função Trabalho.....	108
Figura 5.43 - Curva Ajustada para Volume em Função da Função Trabalho.....	108

Índice de Tabelas

Tabela 3.1 - Dados das juntas do riser de perfuração	24
Tabela 3.2 - Dados da coluna de perfuração em aço	25
Tabela 3.3 - Dados dos elementos inferiores a serem considerados.	25
Tabela 3.4 - Estimativa da tração de topo.	27
Tabela 3.5 - Perfil de corrente.	29
Tabela 3.6- Resultado das análises	32
Tabela 3.7 - Resultados obtidos para um passeio da unidade flutuante com offset 0 e de 50 metros.	35
Tabela 4.1 - Descrição dos ensaios.....	58
Tabela 4.2 - Composição Química da camada de solda	67
Tabela 4.3 - Durezas HRC e HV determinadas para as camadas de solda.....	68
Tabela 4.4 - Teste de material restante no fluido catiônico.....	71
Tabela 4.5 - Teste de viscosidade no fluido catiônico.....	71
Tabela 4.6 - Teste de material restante no fluido BR MULL.....	72
Tabela 4.7 - Composição química do riser de aço X-65 em percentual de peso.....	73
Tabela 5.1 - Divisão do grupo de ensaios 1.....	77
Tabela 5.2 - Divisão do grupo de ensaios 2.....	77
Tabela 5.3 - Divisão do grupo de ensaios 3.....	78
Tabela 5.4 - Divisão do grupo de ensaios 4.....	78
Tabela 5.5 - Resumo dos resultados obtidos nas análises	110

1. INTRODUÇÃO

1.1 Considerações iniciais

A maior parte das reservas de hidrocarbonetos existente no Brasil encontra-se em águas marítimas profundas. Estudos sísmicos mostram que a cada ano novos reservatórios prováveis são identificados próximos da região costeira do país. A exploração destas reservas de gás e petróleo em lâminas d'água cada vez mais profundas implica em inovações, estudos e técnicas, tipos de materiais e equipamentos a serem utilizados na exploração destes recursos naturais.

A exploração de reservas petrolíferas é dividida em fases que compreendem a *prospecção, perfuração, completção, elevação e processamento*. Cada fase é composta de diferentes métodos e equipamentos que permitem desde o início até sua conclusão uma execução segura e eficiente. Este trabalho tem como ponto de concentração a fase de *perfuração* em reservas marítimas denominadas de *perfuração offshore*, com ênfase em águas profundas.

FIGUEREDO [1] relata o progresso da exploração offshore e destaca que os problemas começaram a surgir por volta da década de 50 com a utilização de navios sonda e seu posicionamento devido às condições de onda, corrente e vento. Desde então os projetos das embarcações flutuantes passaram a dar mais atenção às condições ambientais, pois as sondas de perfuração deveriam ter um sistema de ancoragem capaz de suportar o carregamento ambiental para dar segurança às operações de perfuração.

Ao final da década de 60 surgiram as primeiras embarcações com Sistema de Posicionamento Dinâmico (DPS), com a finalidade de manter o Navio numa posição favorável durante as operações de perfuração.

O problema do movimento da embarcação juntamente com o efeito das correntes marítimas refletem diretamente nos limites operacionais do riser de perfuração, ou seja, nos ângulos das ball/flex joints do topo e fundo.

O riser de perfuração é fixo em suas extremidades, onde na região superior encontra-se a plataforma e na inferior o preventor de explosão (Blowout Preventer - BOP). São nessas extremidades que se encontram as juntas flexíveis (ball/flex joints). Sob o efeito da corrente marinha, peso próprio e passeio da unidade flutuante, o riser

assume uma configuração do tipo “catenária” com curvatura suave ao longo da linha, exceto na região próxima à junta flexível inferior onde ocorre uma mudança de direção mais acentuada.

Uma coluna de perfuração é utilizada pela sonda para a abertura dos poços. Sua extremidade superior é fixada a um sistema de sustentação que permite sua rotação e descida, já na extremidade inferior encontra-se a broca que é um equipamento que tem a função de promover a ruptura e desagregação das rochas ou formações. Um esquema simplificado de um sistema de perfuração com o riser, preventor de explosão e demais componentes pode ser visto através da figura 1.1.

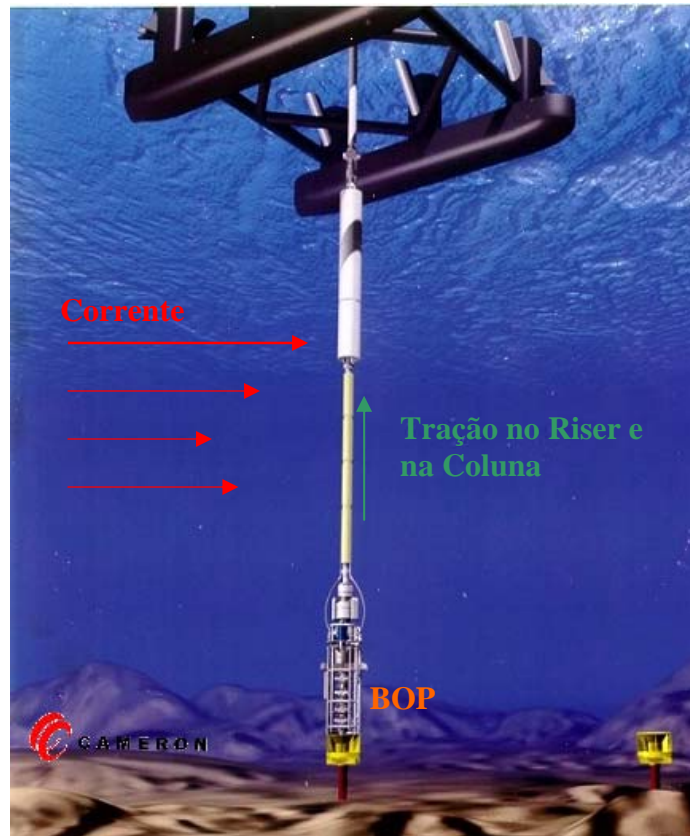


Figura 1.1 - Diagrama esquemático do sistema de perfuração

Como a coluna de perfuração trabalha no interior do riser de perfuração, as curvaturas impostas ao riser pelas forças de corrente e passeio da unidade causam um toque entre as duas linhas gerando nestes pontos forças de contato. Quando a coluna de perfuração encontra-se em rotação, ou seja, em serviço, essas forças de contato em

determinadas posições são de tamanha intensidade que geram um desgaste na superfície interna do riser, podendo levá-lo a falhar devido à perda de espessura.

O estudo realizado neste trabalho busca saber a espessura ou o volume de material perdido no riser a partir de um determinado tempo de operação na sonda. Para isso, é necessário conhecer a intensidade da força de contato aplicada e um coeficiente de desgaste entre os materiais do riser e da coluna de perfuração.

Para determinar o ponto de atuação e a intensidade das principais forças de contato, utilizou-se nesse trabalho um modelo numérico baseado no método dos elementos finitos, com o objetivo de simular uma operação de perfuração real representando seus principais equipamentos, entre eles o preventor de explosão (BOP), junta flexível, riser marinho e coluna de perfuração, sendo considerado também o efeito dos carregamentos de peso próprio, corrente marinha e tração de topo. O modelo também é capaz de traçar a trajetória da linha do riser e da coluna de perfuração, sendo possível observar sua configuração deformada sobre o efeito da corrente marinha, peso próprio e passeio da unidade.

De posse desses resultados de forças de contato, realizou-se um estudo tribológico experimental para se determinar o coeficiente de desgaste. Utilizando um aparato desenvolvido no Centro de Pesquisa da Petrobras (CENPES), foi possível simular o contato direto de uma conexão da coluna de perfuração com amostras retiradas de um riser de perfuração. Ao final dos testes, era possível obter uma curva com a trajetória do volume desgastado e do coeficiente de desgaste em função do tempo, e então, através de um modelo analítico desenvolvido por HALL et al. [2], prever um tempo de perfuração na sonda que poderia levar a um desgaste excessivo no riser de perfuração.

Uma das causas que pode levar o riser de perfuração a falhar é um escoamento local. Esta perda de resistência é devido à presença de alguma avaria, que na maioria das vezes é causada pela perda de espessura proveniente do desgaste.

Com a consciência dos danos ambientais e prejuízos econômicos que podem surgir pela falha do riser de perfuração em serviço, o problema aqui estudado já é de conhecimento de pesquisadores e empresas, que buscam uma solução eficiente junto a universidades e laboratórios de pesquisas.

1.2 Divisão dos capítulos

O primeiro capítulo apresentado faz um breve esclarecimento sobre o estudo realizado neste trabalho, e após, seguem os demais descritos abaixo:

No segundo capítulo, é apresentada a descrição completa do problema estudado, incluindo o conceito do riser e coluna de perfuração, e os esforços sofridos por eles quando submetidos ao passeio da unidade flutuante, corrente marinha e peso próprio. Também são encontrados neste capítulo os critérios, procedimentos operacionais e as possíveis falhas que podem ocorrer nos risers.

No terceiro capítulo, descreve-se o desenvolvimento do modelo numérico empregado, juntamente com os elementos utilizados pelo software ABAQUS para modelagem dos equipamentos. Neste mesmo capítulo, são encontradas as análises numéricas para os cenários escolhidos, e seus resultados são discutidos e apresentados em tabelas e de forma gráfica.

No quarto capítulo, é descrito o ensaio experimental realizado. Primeiramente os objetivos dos ensaios e uma explicação do estudo tribológico. Logo em seguida é apresentada a metodologia analítica com o modelo empregado. A metodologia experimental segue com os equipamentos utilizados e suas origens, amostras de riser e conexões utilizadas, características e composição dos fluidos e os métodos de aferições e aquisição de dados. Em seguida, é proposto o programa experimental e suas divisões.

No quinto capítulo, são encontrados os resultados dos testes experimentais, discutindo os principais fatores que influenciaram nos testes e em seguida suas análises contextuais, de tabelas e gráficos, que são mostrados de forma a esclarecer os resultados obtidos nos ensaios.

No sexto capítulo, são apresentadas as principais conclusões e sugestões para possíveis trabalhos futuros.

2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

2.1 Fundamentação

Após a prospecção da região e definição da localização do reservatório, é dado início a fase da perfuração com plataformas do tipo: navio-sonda ou semi-submersíveis, pois esses são os modelos utilizados em lâminas d'águas (distância que vai do fundo do mar até a superfície) profundas e ultra profundas.

Dificilmente em operações de perfuração, as plataformas ou unidades flutuantes ficam alinhadas com os poços, e junto com elas ficam desalinhados o riser e a coluna de perfuração. Esta excentricidade entre a plataforma e o poço é causada pelo passeio dessa unidade, devido à ação das correntes marinhas, ondas e ventos.

O riser de perfuração está ligado em sua extremidade superior à plataforma e na inferior ao preventor de explosão (BOP – Blowout Preventer), onde nessas extremidades encontram-se juntas flexíveis que fazem a ligação do riser com o BOP e com a plataforma. As juntas flexíveis restringem o ângulo vertical em até 10° e a API RP 16Q [3] considera o limite máximo do ângulo da junta flexível no caso acoplado (coluna e riser juntos) em serviço de 4° , e no caso desacoplado (somente riser) de 10° . Um modelo da junta flexível com seu centro de rotação pode ser visto na figura 2.1a. E o modelo do riser deformado, devido a presença da corrente marinha e do passeio da unidade, pode ser visto na figura 2.1b, que também apresenta um ângulo para a junta flexível inferior.

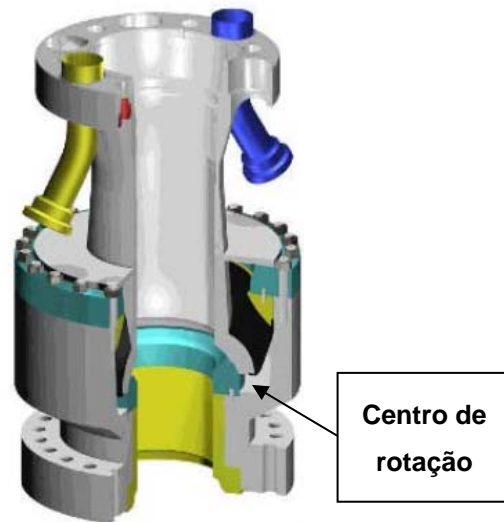


Figura 2.1a - Junta flexível em corte mostrando seu centro de rotação.

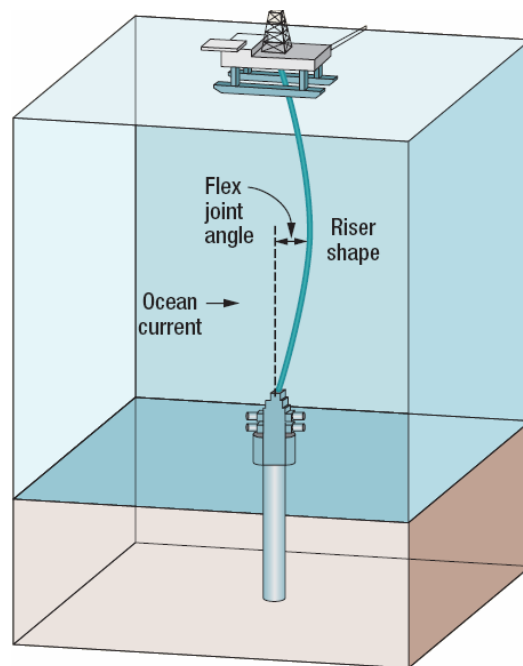


Figura 2.2b – Esquema do riser deformado devido presença da corrente marinha e passeio da unidade, apresentando um ângulo na junta flexível.

A coluna de perfuração é subdividida sequencialmente em tubos e elementos de ligações entre eles. Cada tubo da coluna de perfuração tem aproximadamente nove metros contendo conexões de quarenta centímetros. O diâmetro externo e a espessura

das conexões são maiores que dos tubos de perfuração, dessa forma tornam-se os elementos com maior rigidez flexional ao longo coluna.

Tendo a capacidade de se deformar sobre efeito da corrente marinha ao longo da lâmina d'água, o riser de perfuração assume uma configuração que se assemelha a uma “catenária” com curvas suaves. Porém, nas regiões próximas às extremidades, onde se encontram as juntas flexíveis, essas curvaturas tornam-se acentuadas provocando o encontro da coluna de perfuração com a parede interna do riser. Este encontro ou pontos de contato, normalmente se dão entre as conexões dos tubos de perfuração e a parede interna do riser. Isso se deve ao fato das conexões serem elementos com maior diâmetro e maior rigidez flexional, não permitindo na maioria das vezes, que a curvatura do riser entre em contato direto com o corpo do tubo de perfuração. As figuras 2.2a e 2.2b mostram o contato entre esse elementos, sendo que a figura 2.2a mostra o riser com uma curvatura que não permite o toque do corpo do tubo de perfuração com sua parede interna, o que não acontece com o exemplo ilustrado na figura 2.2b.

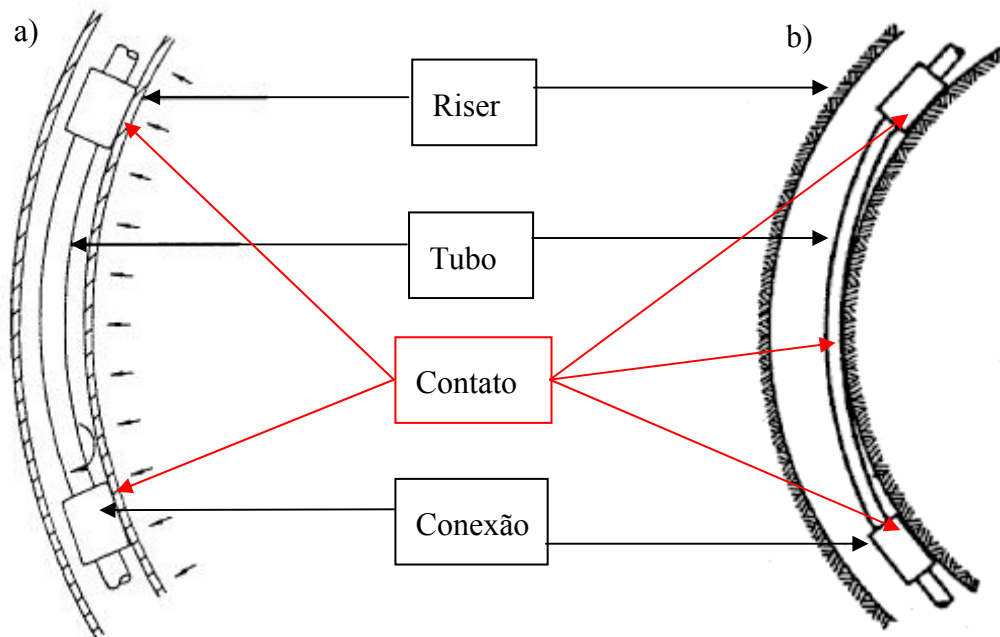


Figura 2.3 - Na parte “a” é mostrado o contato somente entre as conexões e o riser e na parte “b” o contato entre as conexão e o corpo do tubo de perfuração contra parede interna do riser.

2.2 Forças de contato

O riser e a coluna de perfuração têm seus pesos sustentados pela plataforma de forma independentes. Isso mostra que toda linha do riser e da coluna trabalham com esforços de tração, caso contrário isso causaria a flambagem da coluna e consequentemente sua falha. Em alguns casos, como em poços horizontais, a coluna de perfuração pode trabalhar sobre esforços de compressão com magnitude controlada para se obter uma boa taxa de penetração da broca sem que haja comprometimento quanto à flambagem.

Como a coluna de perfuração trabalha com tração de topo diferente à da linha do riser, uma análise acoplada confirma que o riser tem seu deslocamento lateral parcialmente restringido ou afetado pela presença da coluna de perfuração em seu interior. Essa restrição mostrada por BARBOSA et al. [4] é consequência dos pontos de contato da coluna com a parede interna do riser.

Os pontos de contato ao longo de toda linha do riser geram baixas forças de contato, exceto nas regiões próximas às juntas flexíveis onde as curvaturas tornam-se mais acentuadas, e dessa forma as intensidades das forças de contato passam a ser significativas. A figura 2.3 ilustra a junção do riser de perfuração com a junta flexível, e o BOP, e a passagem da coluna de perfuração pelo interior desses elementos. Nesta figura, é possível notar também o contato de uma conexão com o riser a partir de certa inclinação da junta flexível.

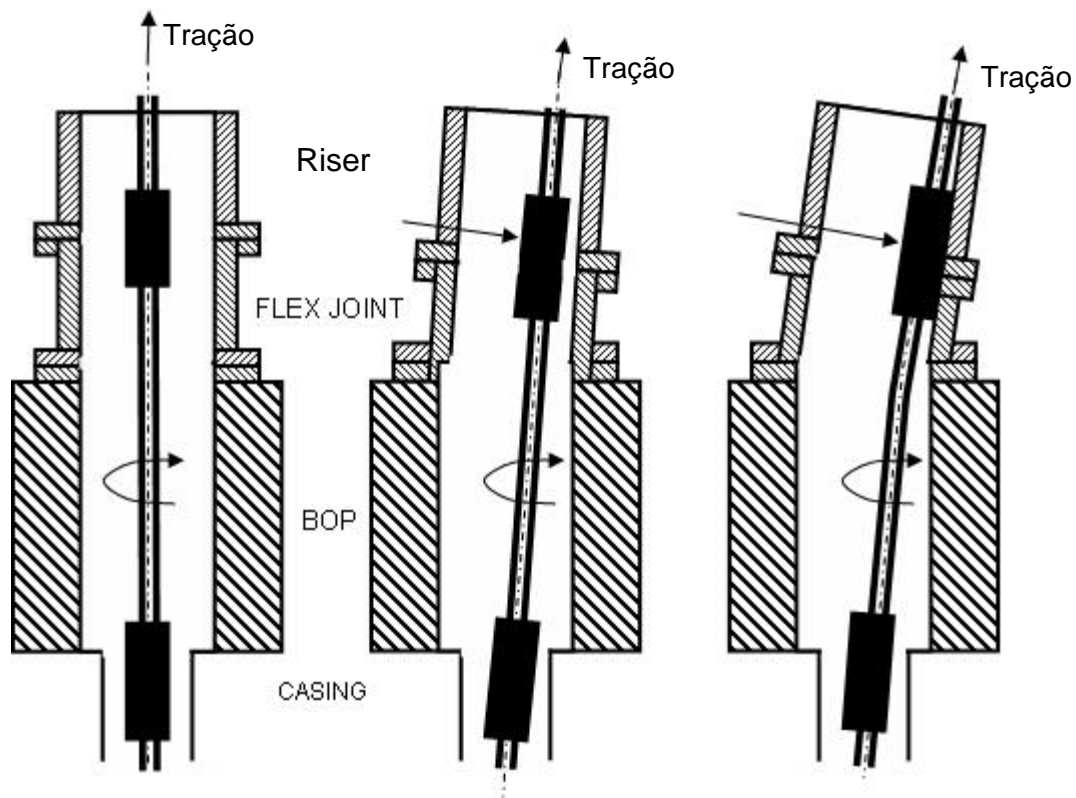


Figura 2.4 - Esquema simplificado da união do riser com a junta flexível e demais equipamentos ilustrando a coluna de perfuração em seu interior.

2.3 Causas de falha

As principais causas de falhas em risers de perfuração são identificadas como: flambagem da estrutura e escoamento local do material, provocado ou não por alguma avaria.

Para evitar a flambagem da linha do riser, aplica-se uma tração de topo superior ao peso total da coluna do riser, considerando seu peso na água do mar e o efeito dos flutuadores que podem ser vistos na figura 2.4. Toda essa tração excedente do peso da linha é repassada ao BOP. O aumento da tração no topo do riser reduz sua curvatura e, portanto as tensões devido à flexão. Obviamente, isso implica no aumento da tensão axial devido à tração. PACHECO [5] explica que deve-se atentar para que a componente lateral da tração no topo não provoque deflexão horizontal excessiva no BOP. “O momento devido ao peso do BOP e à excentricidade podem ocasionar a falha por flexão da coluna do condutor. A redução da tração no topo pode acarretar compressão local, que é mais provável de acontecer próximo à cabeça de poço”.



Figura 2.5 - Imagem dos flutuadores presentes nos riser em águas profundas e ultra profundas.

A falha por escoamento local pode se dar a partir de uma pequena perda de espessura proveniente de um desgaste na parede interna do riser de perfuração. Este desgaste é provocado pela conexão dos tubos de perfuração e são mais intensos na região próxima à junta flexível, onde se encontram os maiores valores de força de contato. O desgaste entre esses elementos, principalmente no riser, torna-se inevitável, pois a coluna de perfuração encontra-se em serviço, ou seja, com rotação e movimento de descida.

No caso de um desgaste no revestimento de poço, os danos podem se dar em proporções catastróficas, em se tratando de perda de pressão e possível perda de controle do poço (kick), podendo ocasionar um blowout, ou até mesmo um abandono do poço caso este desgaste se transforme em um rompimento. O revestimento de poço ou casing como é conhecido, são tubos de aço utilizados abaixo da cabeça de poço para vedação e controle dos fluidos.

No riser de perfuração, um possível rompimento causaria a perda do fluido causando prejuízos ambientais, e até mesmo um possível descontrole do poço. Neste trabalho, é focado o desgaste sobre o riser de perfuração. A figura 2.5 apresenta a imagem de um riser de perfuração desgastado e rompido devido contato com uma conexão da coluna de perfuração. Isso é confirmado pois a forma que o desgaste na parede interna do riser assume é coincidente com o diâmetro externo da conexão.



* Fotos retiradas de trabalhos de inspeção da empresa Maurer Engineering.

Figura 2.6 - Desgaste provocado na parede interna do riser de perfuração com contorno coincidente com o diâmetro externo da conexão da coluna de perfuração.

Para poder quantificar o volume de material perdido no riser, primeiramente é necessário saber qual a intensidade da força que causa esse tipo de avaria e seu ponto de atuação. Para isso foi utilizado um modelo numérico desenvolvido no software ABAQUS, capaz de simular um sistema de perfuração em águas ultra profundas, identificando as incógnitas de força e posição como também descrevendo a trajetória deformada da linha do riser sob o efeito da corrente marinha e passeio da plataforma.

No próximo capítulo, é apresentado o modelo numérico e as considerações feitas para um estudo de caso em lâmina d'água ultra profunda, incluindo as características geométricas e físicas dos elementos e a corrente marinha utilizada.

3. MODELO NUMÉRICO PARA ESTUDO DE CASOS

3.1 Seleção de elementos

No método dos elementos finitos, o domínio de integração do problema é subdividido em um número finito de regiões denominadas elementos finitos. Para cada elemento finito, seleciona-se uma função aproximadora e, em consequência, esta função aproxima o comportamento local em cada elemento. Essa divisão do domínio em elementos finitos dá-se o nome de malha de elementos, cujo refinamento pode ser aumentado ou diminuído variando-se as dimensões dos elementos. Os pontos de intersecção das linhas da malha (vértices dos elementos) são chamados de nós.

A constituição de um sistema dessa natureza implica que os diversos nós do modelo disponham de liberdade para deslocar e girar, de acordo com o carregamento, a rigidez e outras restrições, em um espaço tridimensional imerso em meio fluido. Esses fatores, conjugados às restrições do algoritmo do software ABAQUS/Standard para a aplicação pretendida, são determinantes para a escolha correta do tipo de elemento para modelar o tubo de perfuração, o riser marinho, revestimento de poço e o preventor de blowout. Outros tipos de elementos, todavia, também são necessários para acomodar restrições mecânicas no sistema, para permitir a investigação do contato entre as linhas e para incorporar a funcionalidade de equipamentos como a junta flexível inferior. O modelo numérico foi desenvolvido por CUSTÓDIO, A. B. [6] e utilizado neste trabalho com algumas modificações.

3.1.1 Elementos do tipo *tubo*

O software ABAQUS dispõe de vários tipos de elementos capazes de representar os tubos de perfuração, o riser marinho e demais componentes em elementos unidimensionais com propriedades mecânicas associadas. Nessa aplicação em particular, opta-se por elementos de viga tridimensional de Timoshenko com dois nós e

formulação híbrida, denominados B31H pelo programa, pelos motivos detalhados a seguir.

O uso de vigas de Timoshenko ao invés de vigas de Euler-Bernoulli é justificado pela não-satisfação da condição de esbeltez em alguns dos trechos, onde se recomenda tratamento mais adequado das deformações de cisalhamento. O custo computacional do uso de vigas de Timoshenko é pouco maior que de vigas de Euler-Bernoulli, porém é recomendável em face de tais deformações.

Outras deformações da seção como ovalização não são relevantes para exigir o emprego de elementos de dobramento (*elbow*), nem diferenças no comportamento do material (*plasticidade*) sob efeito de pressão interna e externa justificam o emprego de elemento do tipo tubo (*pipe*).

De posse desses conhecimentos, os elementos empregados são do tipo B31H pois possuem seção circular, cujas propriedades básicas informadas ao programa são raio externo e espessura.

Os dados de saída disponíveis para o tipo de elemento B31H são: tensão axial (rótulo S11) e tensão de cisalhamento na seção (S12), força axial (SF1), esforços cortantes (SF2 e SF3), momentos fletores (SM1 e SM2), momento torçor (SM3), deformação axial (SE1) e cisalhamento (SE2 e SE3), mudança de curvaturas (SK1 e SK2) e torção (SK3).

3.1.2 Modelo de equivalência da coluna de perfuração dentro do poço

Em um sistema de perfuração, a coluna com seus componentes se estende desde a broca até o sistema de sustentação e rotação localizado na unidade flutuante. Entretanto, em se tratando de um poço vertical para este trabalho, a adoção de tamanha extensão é desnecessária, feita a constatação de que entre os dois conjuntos (riser e coluna de perfuração) há forças de contato proporcionais à diferença de curvatura entre eles. É, portanto, dispendioso estender a análise a todo o poço vertical, porque as pequenas curvaturas no interior dele, pelo menos enquanto a coluna de perfuração não sofrer flambagem, não permitem o surgimento de grandes forças de contato abaixo da cabeça de poço. Assim, pode-se evitar estender a análise para representar o revestimento de poço e a coluna de perfuração até sua extremidade inferior.

Permitiu-se então na modelagem, a substituição de um trecho da coluna de perfuração, abaixo da cabeça de poço, por uma mola linear capaz de simular a rigidez axial e restrições, equivalentes a esse comprimento. Apenas um comprimento de 40 metros da coluna de perfuração abaixo da cabeça de poço, que corresponde a quatro juntas da coluna de perfuração, é detalhada e modelada, pois ainda nessa região grandes forças de contato poderiam ser encontradas. A outra alternativa exigiria um recurso computacional desnecessário para este trabalho e nenhuma força de contato significativa seria incorporada à análise.

A razão entre a rigidez axial da coluna de perfuração e o comprimento que se deseja substituir representa a rigidez da mola linear a ser implantada. Supondo que esta se mantenha relativamente reta e sob tração, obtém-se adequadamente a resposta em deslocamento vertical e forças verticais de extremidade, o comprimento substituído, através da seguinte formulação descrita pela equação (1). A partir do valor da rigidez axial, pode-se modelar no sistema ABAQUS, a mola linear com o emprego do elemento SPRING.

$$k_{dp} = \frac{EA_{dp}}{L_w} \quad (1)$$

onde:

k_{dp} = rigidez da mola linear equivalente;

EA_{dp} = rigidez axial da seção nominal do duto de perfuração;

L_w = comprimento do duto de perfuração a ser substituído.

3.1.3 Junta flexível inferior (flex joint)

O elemento do tipo junta flexível tridimensional é denominado JOINTC. Seu emprego visa modelar a interação entre dois nós que são coincidentes ou quase coincidentes geometricamente e que representam uma junta com uma rigidez interna e/ou amortecimento, de modo que o segundo nó pode se deslocar ou girar em relação ao primeiro nó. As rotações relativas nessa junta são limitadas pela formulação do elemento, que não recomenda seu uso fora do limite de 90 graus para qualquer das

direções. Os valores de rigidez em quaisquer dos seis graus de liberdade podem ser funções não-lineares do deslocamento, da rotação ou outros parâmetros como temperatura.

A saída do elemento informa as forças diretas (rótulos S11, S22 e S33), os momentos totais (S12, S13 e S23), os deslocamentos relativos (E11, E22 e E33) e as rotações na junta (E12, E13 e E23).

3.1.4 Elementos de contato entre o Riser e a coluna de perfuração

Elementos de contato de tubo a tubo modelam a interação entre um nó de um elemento de viga e uma linha de deslizamento ao longo de um ou vários elementos de viga, pórtico, cabo ou tubos adjacentes. No programa ABAQUS/Standard, esses elementos são denominado ITT31. Eles são colocados em todos os nós da coluna de perfuração.

Os dados de saída disponibilizados pelo programa ABAQUS/Standard para os elementos de contato ITT31 são: força normal entre os tubos (rótulo S11), forças transversais de fricção entre os tubos (S12 e S13), separação entre superfícies na direção normal (E11) e deslocamentos relativos acumulados entre as duas superfícies (E12 e E13).

3.2 Estudo de casos

Apresentada a modelagem dos elementos de uma sonda de perfuração, essenciais para os fins deste trabalho, cria-se um cenário em lâmina d'água ultra profunda para identificar as incógnitas de força de contato e ponto de atuação, e assim poder determinar a intensidade da força capaz de provocar uma avaria ou desgaste no riser, comprometendo sua integridade e estabilidade.

O cenário é criado a partir de uma lâmina d'água com 3000 metros, um poço com 1500 metros de profundidade e uma corrente anual utilizada por CUSTÓDIO [6]. Para se determinar um intervalo com forças de contato laterais coerentes com a lâmina d'água proposta, realizam-se análises reduzindo a corrente em 50% da sua velocidade original e variando-se o passeio da unidade flutuante. Primeiro, alinhou-se a unidade

flutuante ao BOP, e em seguida as análises foram realizadas em cinco pontos fixos em torno de um semicírculo com raio de 50 metros, com análises a cada 45°, conforme exemplificado no esquema da figura 3.1.

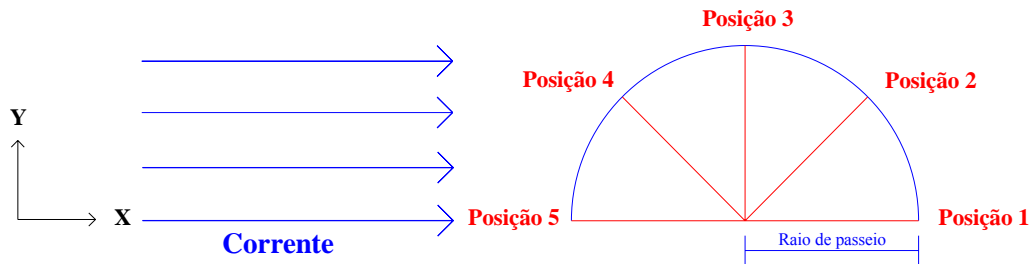


Figura 3.1 – Análises do passeio da unidade flutuante em torno do semicírculo com corrente em uma direção

A proposta para esse trabalho define um sistema padrão para a geometria e características mecânicas dos elementos, propondo dessa forma a seguinte composição:

- Seqüência de juntas do riser marinho empregada em FIGUEIREDO[1]
- Junta flexível com rigidez de 5280,3 KN.m/rad e ângulo limite de 10 graus;
- Preventor de explosão (BOP) com 6,49 m de altura;
- Revestimento interno de poço vertical representado até 40 metros de comprimento abaixo da cabeça de poço com 9-5/8” de diâmetro;
- Lâmina d’água e poço com 4500 m de comprimento;
- Coluna de perfuração com 5” de diâmetro e peso de 19,50 lbf/pé,
- Juntas de conexões (*tool joints*) do tipo NC50 e diâmetro de 6-5/8”.
- Passeio da unidade (offset) de 50 m correspondente a 1,7% da lamina d’água
- Perfil de corrente anual, valor máximo de superfície: 1,6 m/s

3.2.1 Especificação das juntas do riser de perfuração

O riser de perfuração de 3000 metros utilizado, é composto pelos trechos apresentados na tabela 3.1, obtidos de FIGUEIREDO[1]. As juntas J3 a J7 apresentam flutuadores com 1,32 m de diâmetro que lhes reduzem o peso molhado. O peso molhado total das juntas de J1 até J12 é aproximadamente 2.067 kN. As espessuras das juntas são bem próximas variando em torno de 2 cm.

Tabela 3.1 - Dados das juntas do riser de perfuração

JUNTAS DO RISER		Início [m CP]	Fim [m CP]	L [m]	D_{EXT} [m]	t [m]
<i>(solo)</i>	Junta J1	14,32	16,03	1,71	0,5460	0,0254
	Junta J2	16,03	333,03	317	0,5460	0,0254
	Junta J3	333,03	576,87	243,84	0,5334	0,0191
	Junta J4	576,87	1064,55	487,68	0,5334	0,0191
	Junta J5	1064,55	1674,15	609,6	0,5334	0,0175
	Junta J6	1674,15	2283,75	609,6	0,5334	0,0175
	Junta J7	2283,75	2893,35	609,6	0,5334	0,0175
	Junta J8	2893,35	2966,51	73,15	0,5334	0,0175
	Junta J9	2966,51	2973,36	6,86	0,5460	0,0254
	Junta J10	2973,36	2978,36	5	0,5460	0,0254
	Junta J11	2978,36	2996,36	18	0,6604	0,0254
<i>(superf.)</i>	Junta J12	2996,36	3003,36	7	0,6604	0,0254

JUNTAS		W_S/L [kN/m]	W_M/L [kN/m]	D_H [m]	L/junta [m/junta]	W_M [kN]
<i>(solo)</i>	Junta J1	32,53	28,3	0,55	1,71	48,39
	Junta J2	6,36	5,53	0,55	24,38	1753,48
	Junta J3	10,37	1,06	1,32	24,38	257,5
	Junta J4	10,03	0,83	1,32	24,38	403
	Junta J5	9,35	0,16	1,32	24,38	98
	Junta J6	8,62	-0,59	1,32	24,38	-357,5
	Junta J7	7,87	-1,3	1,32	24,38	-789,75
	Junta J8	4,79	4,16	0,55	24,38	304,65
	Junta J9	9,58	8,34	0,55	6,86	57,18
	Junta J10	9	8	0,55	5	40
	Junta J11	11,57	10,07	0,7	18	181,17
<i>(superf.)</i>	Junta J12	11,57	10,07	0,7	7	70,46

Sendo:

L – Comprimento;

W_S/L – Peso seco por unidade de comprimento;

D_{ext} – Diâmetro externo;

W_M/L – Peso molhado por unidade de comprimento;

t – Espessura;

DH – Diâmetro Hidrodinâmico.

3.2.2 Especificação da coluna de perfuração

A coluna de perfuração se apresenta em juntas com 30' (9,144 m) de comprimento, unidas por conexões do tipo NC 50. As principais propriedades da coluna de perfuração são apresentadas na tabela 3.2. O peso nominal da junta (incluindo as terminações) é cerca de 19,50 lbf/pé (284,6 N/m).

Tabela 3.2 - Dados da coluna de perfuração em aço.

Designação:	PIN NC50	TUBO 5"	BOX NC50
Diâmetro externo:	6-5/8" (0,1683 m)	5" (0,127 m)	6-5/8" (0,1683 m)
Diâmetro interno:	3-1/2" (0,0889 m)	4,276" (0,1086 m)	3-1/2" (0,0889 m)
Comprimento:	7" (0,1778 m)	28'7" (8,7122 m)	10" (0,254 m)
Peso molhado:	1,059 kN/m	0,224 kN/m	1,059 kN/m

3.2.3 Especificação dos elementos externos

Apesar do riser de perfuração ser o elemento mais citado no que diz respeito ao desgaste, há outros elementos externos à coluna de perfuração com os quais ela pode entrar em contato. Na tabela 3.3, apresenta-se um resumo das propriedades desses elementos.

O preventor de explosão (BOP) é o elemento mais rígido do sistema, ele é incorporado no modelo como uma estrutura cilíndrica de 1,8 m de diâmetro externo cujo furo central vazante tem 0,53 m de diâmetro. A junta flexível tem 1,13 m de altura e admite-se que a flexão ocorre em torno de seu ponto inferior, e sua rigidez à flexão é de 92,2 kNm/° (5.280 kN.m/rad).

Tabela 3.3 - Dados dos elementos inferiores a serem considerados.

Designação	Comprimento [m]	Acumulado [m]	D_{EXT} [m]	D_{INT} [m]
BOP	6,49	6,49	1,800	0,530
LMR Package	6,70	13,19	1,797	0,467
Junta flexível	1,13	14,32	1,020	0,580

3.3 Forças atuantes no sistema

Uma operação de perfuração offshore inclui forças de naturezas distintas, nos itens abaixo são citadas todas que influenciam o riser e a coluna de perfuração.

O riser está submetido permanentemente:

- ao seu peso próprio;
- ao peso do fluido de perfuração contido;
- ao empuxo proporcional ao volume de água salgada deslocada;
- à tração externa na direção vertical;
- à imposição de deslocamento no plano da superfície da água (devido ao passeio da unidade flutuante) na sua extremidade superior;
- às restrições de movimento na sua base;
- às forças de arraste relacionadas a um perfil de correntes marinhas;
- às forças devido ao contato com o duto de perfuração.

Já a coluna de perfuração está submetida a esforços como:

- seu peso próprio;
- peso do fluido de perfuração contido;
- empuxo proporcional ao volume de lama deslocada;
- tração externa vertical;
- imposição de deslocamento no plano da superfície da água (devido ao passeio da unidade flutuante) na sua extremidade superior;
- forças devido ao contato com os elementos adjacentes (riser de perfuração, revestimento de poço, LMRP e junta flexível).

3.3.1 Tração de topo no riser

A tração de topo, como é denominada, imposta ao riser, deve exceder o valor correspondente ao seu peso próprio em 278kN. Este excesso de força conhecido por *overpull*, deve ser mantido por medidas de segurança de desconexão e evitar qualquer força de compressão sobre o BOP.

Na prática é difícil conseguir exatamente esse valor, pois há componentes de força de contato ao longo do comprimento do riser que modificam a distribuição da força de tração no topo. A tração no topo, portanto, é calculada pela soma do valor do overpull no BOP e o peso de todos os elementos acima, resultando em aproximadamente 3.700 kN, como mostrado a tabela 3.4. Os valores com sinal negativo são devido à presença de flutuadores nos risers:

Tabela 3.4 - Estimativa da tração de topo.

JUNTA / ELEMENTO	L [m]	W_M / L [kN/m]	W_M [kN]	T_{abaixo} [kN]	T_{acima} [kN]
LMR	6,70	192,407	1289,127	278,000	1567,127
Junta flexível inferior	1,13	42,823	48,390	1567,127	1615,517
Junta J1	1,71	28,298	48,390	1615,517	1663,907
Junta J2	317	5,531	1753,486	1663,907	3417,392
Junta J3	243,84	1,056	257,500	3417,392	3674,892
Junta J4	487,68	0,826	403,00	3674,892	4077,892
Junta J5	609,6	0,161	98,00	4077,892	4175,891
Junta J6	609,6	-0,586	-357,500	4175,891	3818,391
Junta J7	609,6	-1,296	-789,750	3818,391	3028,642
Junta J8	73,15	4,165	304,642	3028,642	3333,284
Junta J9	6,86	8,338	57,197	3333,284	3390,481
Junta J10	5	8,000	40,000	3390,481	3430,481
Junta J11	18	10,065	181,174	3430,481	3611,654
Junta J12	7	10,065	70,456	3611,654	3682,111

Onde

L – Comprimento W_M/L – Peso molhado por unidade de comprimento

W_M – Peso molhado T_{abaixo} – Força de tração abaixo da junta especificada

T_{acima} – Força de tração acima da junta especificada

3.3.2 Tração de topo na coluna de perfuração

Cada tubo da coluna de perfuração mais conexão, com 9,144 metros de comprimento, têm seu peso molhado em cerca de 2460 N (269 N/m). Sabendo que a coluna se estende desde a plataforma até à broca, seu peso submerso no fluido de perfuração nos 4500 metros de extensão, é de aproximadamente 1210 kN.

3.3.3 Cargas hidrodinâmicas

Em um sistema real de perfuração, os parâmetros operacionais estão em constante mudança. Estas mudanças são influenciadas principalmente pela incidência da corrente marinha sobre o riser, e também pela movimentação da unidade flutuante. Para o estudo de forças de corrente atuantes no riser, a formulação de Morison é empregada. Para o cálculo da força atuante, por unidade de comprimento, em um elemento cilíndrico vertical, é válida a seguinte formulação descrita na equação (2):

$$F_D = \frac{1}{2} \rho c_D D_H v^2 \quad (2)$$

onde:

ρ = massa específica da água salgada;

c_D = coeficiente de arrasto;

D_H = dimensão específica na direção da incidência;

v = velocidade do escoamento incidente.

O coeficiente de arrasto é determinado experimentalmente segundo FALTINSEN [7]. Para uma seção cilíndrica com corrente em torno de 1 m/s e diâmetro em torno de 0,50 m, o número de Reynolds é aproximadamente igual a 37000. Resultados experimentais sugerem a utilização de um coeficiente de arrasto em torno de 1,2 (enquanto não houver VIV).

Algumas juntas do *riser* podem possuir flutuadores, de modo que o diâmetro para fins de cálculo de força de arraste é o do flutuador. Um perfil da corrente anual foi utilizado nesse trabalho, na tabela 3.5 são apresentadas suas velocidades de acordo com a profundidade que graficamente pode ser visto na figura 3.1.

Tabela 3.5 - Perfil de corrente.

Elevação	Direção	Velocidade	
		[m]	[graus]
0	0	1,60	3,11
50	0	1,30	2,53
100	0	1,20	2,33
140	0	1,00	1,94
230	0	0,60	0,97
340	0	0,60	0,97
415	0	0,50	0,76
545	0	0,50	0,8
750	0	0,41	1,17
915	0	0,39	1,17
3003,37	0	0,00	0

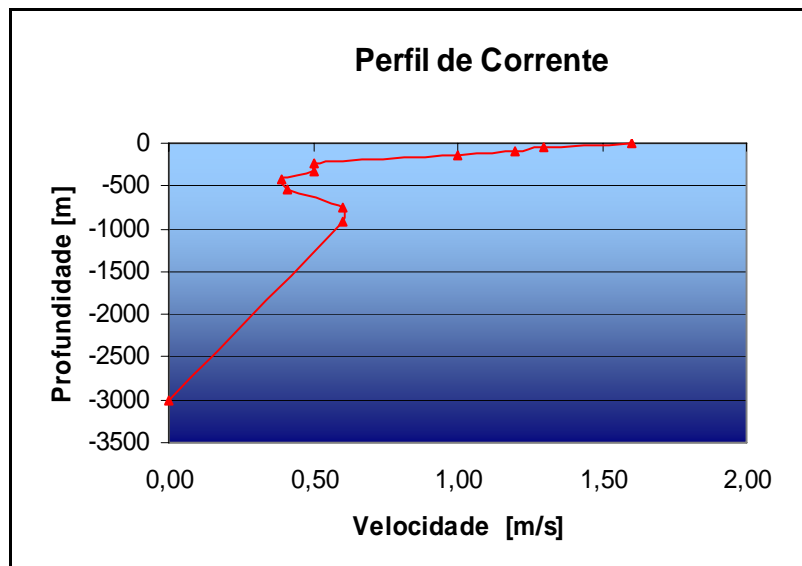


Figura 3.2 - Perfil de corrente utilizado na análise.

Reunindo os dados apresentados anteriormente em seleção de elementos, estudo de caso em lâmina d'água ultra profunda e esforços atuantes sobre o sistema, realiza-se análises com o software ABAQUS baseado no método dos elementos finitos. Com o resultado dessas análises é possível obter a força de contato lateral, seu ponto de atuação máximo ao longo da linha e a configuração deformada das linhas do riser e coluna de perfuração.

3.4 Análise dos resultados

Os valores das forças de contato sofrem modificações significativas quando reduz-se a corrente marinha original em 50% e varia-se o passeio da unidade. Com o objetivo de avaliar essas modificações de intensidade das forças de contato laterais e o deslocamento das linhas, simulou-se a operação do sistema de perfuração offshore com 3000 metros de lâmina d'água.

Em uma análise de elementos finitos é possível extrair uma gama de resultados que nem sempre são essenciais. Para ajudar o entendimento dos resultados das análises criaram-se tabelas contendo apenas informações úteis para este trabalho. Os resultados de força de contato e deslocamento, coletados das análises, podem ser vistos graficamente através das figuras que serão mostradas sucessivamente às tabelas.

Basicamente as tabelas trazem as seguintes informações:

- Localização e intensidade da força máxima de contato na porção inferior (abaixo da profundidade de 1500 metros)
- Localização e intensidade da força máxima de contato na porção superior (até 1500 metros abaixo da superfície);
- Número de forças maiores que 1000 N e 10.000 N;
- Número de pontos de contato reais obtidos;
- Ângulo na junta flexível inferior.

3.4.1 Pontos de contato

As análises geram um grande número de pontos de contato ao longo do comprimento das linhas. De maneira geral, existem mais de 250 pontos de contato entre a coluna de perfuração e os elementos externos a ela. Entretanto, nota-se que a maior parte deles gera uma força de contato pequena. Os pontos de maior interesse para o trabalho são os de contato mais elevados, que em ambas análises foram registrados no riser de perfuração. Os resultados obtidos permitem identificar, na maioria dos casos, apenas um ponto onde a força de contato sempre atinge um valor superior a 10 kN nas análises, ponto esse localizado exatamente sobre a segunda junta do riser, logo acima do BOP, a aproximadamente 16 metros do solo marinho.

A escolha da posição relativa da coluna de perfuração dentro do sistema é arbitrária, inicialmente sendo adotada uma junta de 30 pés situada 40 metros abaixo da cabeça de poço. Uma vez sendo deslocada ligeiramente para cima ou para baixo, pode-se achar uma situação mais desfavorável ao desgaste, ou seja, à medida que a coluna de perfuração avança com uma taxa de penetração (ROP) os pontos críticos de contato sofrem ligeira modificação devida, principalmente, à posição relativa das conexões (*tool joints*). Baseado no trabalho de BARBOSA et al. [8] que estudaram as forças de contato entre coluna de perfuração e riser para tubos de perfuração em aço e alumínio, adota-se essa posição inicial como padrão para as análises, pois nela encontra-se um ponto de contato entre a conexão e o riser marinho com intensidade bastante elevada, e traz a informação desejada para a conclusão deste trabalho.

3.4.2 Efeito da corrente marinha

Para analisar o efeito da influência da corrente marinha sobre o sistema de perfuração e sobre a capacidade de interferir no processo do desgaste, manteve-se o passeio (offset) da plataforma em 50 metros, aproximadamente 1,8% da lâmina d'água, e reduziu-se o perfil de velocidade da corrente pela metade. Esta redução gerou resultados que demonstram influenciar em alguns fatores que contribuem para o desgaste do riser de perfuração, como por exemplo:

- na intensidade das forças de contato ao longo da linha;
- na curvatura do riser;
- no ângulo da junta flexível inferior;
- no número de pontos de contato.

Dos pontos de contato determinados nas análises, os únicos com intensidade significativa, para cada caso, foram localizados na região da junta flexível, e seu ponto de atuação não sofreu modificação. A curvatura do riser também sofreu alteração com a modificação da corrente, levando o ângulo da junta flexível reduzir à metade do seu valor inicial. Como se pôde notar nas análises, a velocidade com que a corrente marinha atinge o riser de perfuração influencia diretamente na máxima força de contato, reduzindo sua intensidade a menos da metade, em consequência da curvatura do riser ter

vido amenizada. A tabela 3.6 traz o resumo dos resultados das análises, e nas figuras 3.2 e 3.3 é possível encontrar a configuração deformada do riser e a distribuição das forças de contato ao longo da linha, respectivamente.

Tabela 3.6- Resultado das análises

CASO	Corrente	
	Normal	Reduzida
Máxima força de contato (inferior) – [kN]	25,649	11,171
Posição da máxima força (inf.) – [m]	16,17	16,17
Máxima força de contato (superior) – [kN]	2,417	0,601
Posição da máxima força (sup.) – [m]	2873	2875
Pontos com força maiores que 1 kN	15	2
Pontos com força maiores que 10 kN	1	1
Número de pontos de contato	328	189
Força de tração no BOP – [kN]	279,7	275,4
Ângulo da junta flexível – [graus]	4.50	2,39

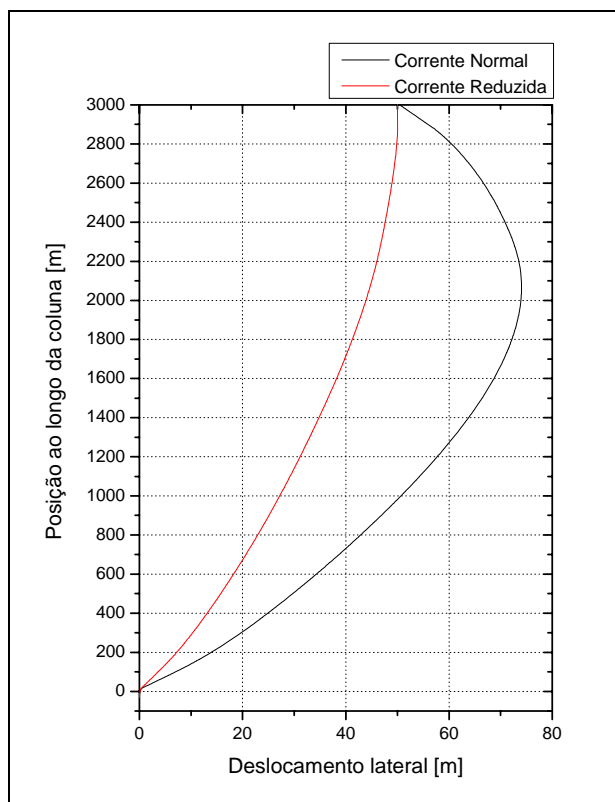


Figura 3.3 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante

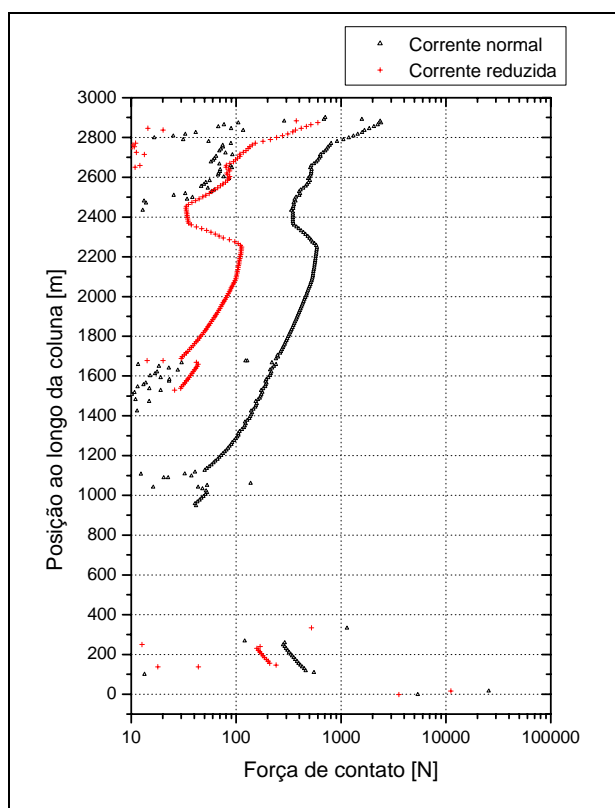


Figura 3.4 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser

3.4.3 Efeito do passeio da unidade flutuante

O passeio de uma unidade flutuante afeta de maneira prejudicial um sistema de perfuração provocando um maior ângulo da junta flexível inferior. Um ângulo excessivo pode provocar a interrupção no processo de perfuração e ainda gerar um aumento das forças de contato principalmente na região próxima à junta flexível. BARBOSA et al. [8] apresentaram limites para o passeio da unidade relacionado-os ao ângulo máximo da junta flexível sob especificações da API RP 16Q [3].

As análises realizadas neste estudo apresentam passeios radiais da unidade flutuante com raio de 50 metros de comprimento, de maneira a realizar um giro de 180° em torno do BOP ou cabeça do poço. Realizou-se ainda, uma análise para o caso de um raio nulo, que representa um alinhamento da unidade flutuante com o BOP. A corrente marinha é mantida com a mesma intensidade, direção e sentido enquanto a plataforma percorre este semicírculo com ângulos de 45 graus, desta forma pode-se analisar também o efeito de uma corrente reversa quando a plataforma ultrapassar os 90 graus a partir do ponto inicial.

Quando se tem a plataforma com o offset 0, não há um deslocamento lateral da unidade em relação à cabeça de poço, e considerando que as forças de corrente continuam com a mesma intensidade, nota-se uma curvatura mais regular nas linhas. No entanto, há um aumento das forças de contato entre o riser e a coluna de perfuração até uma profundidade de 2100 metros da superfície, a partir deste ponto observa-se um decréscimo até o BOP.

No offset de 50 metros, à medida que o semicírculo é percorrido, nota-se a redução da força de contato máxima, devido ao efeito de corrente reversa provocado a partir da terceira posição conforme ilustra a figura 3.1. A resistência feita pelo riser contra a força de corrente é mais expressiva quando se aproxima da posição 5, onde neste ponto de análise, as forças de contato mais elevadas ao longo da linha são encontradas na região superior, onde se tem as maiores curvaturas, ou seja, até 1500 metros abaixo da superfície próxima à unidade flutuante.

A tabela 3.7 traz o resumo dos resultados dos offsets 0 e 50 metros. As figuras de 3.5 a 3.16 apresentam de maneira gráfica os deslocamentos das linhas (coluna e riser de perfuração) e em seguida suas forças de contato encontradas para os offsets de 0 e 50 metros, respectivamente.

Tabela 3.7 - Resultados obtidos para um passeio da unidade flutuante com offset 0 e de 50 metros.

CASO	Offset 0	Posição 1	Posição 2	Posição 3	Posição 4	Posição 5
Máxima força de contato (inferior) – [kN]	14,3	25,6	23,5	17,4	8,9	3,3
Posição da máxima força (inf.) – [m]	16,17	16,17	16,17	16,18	16,18	16,18
Máxima força de contato (superior) – [kN]	2,6	2,4	2,4	2,5	2,9	3,0
Posição da máxima força (sup.) – [m]	2883	2873	2873	2883	2883	2883
Pontos com força maiores que 1 kN	15	15	15	15	15	15
Pontos com força maiores que 10 kN	1	1	1	1	0	0
Número de pontos de contato	351	328	343	369	369	361
Força de tração no BOP – [kN]	286,9	279,1	281,7	286,6	291,4	293,4
Ângulo da junta flexível – [graus]	2,84	4,50	4,01	2,84	1,66	1,17

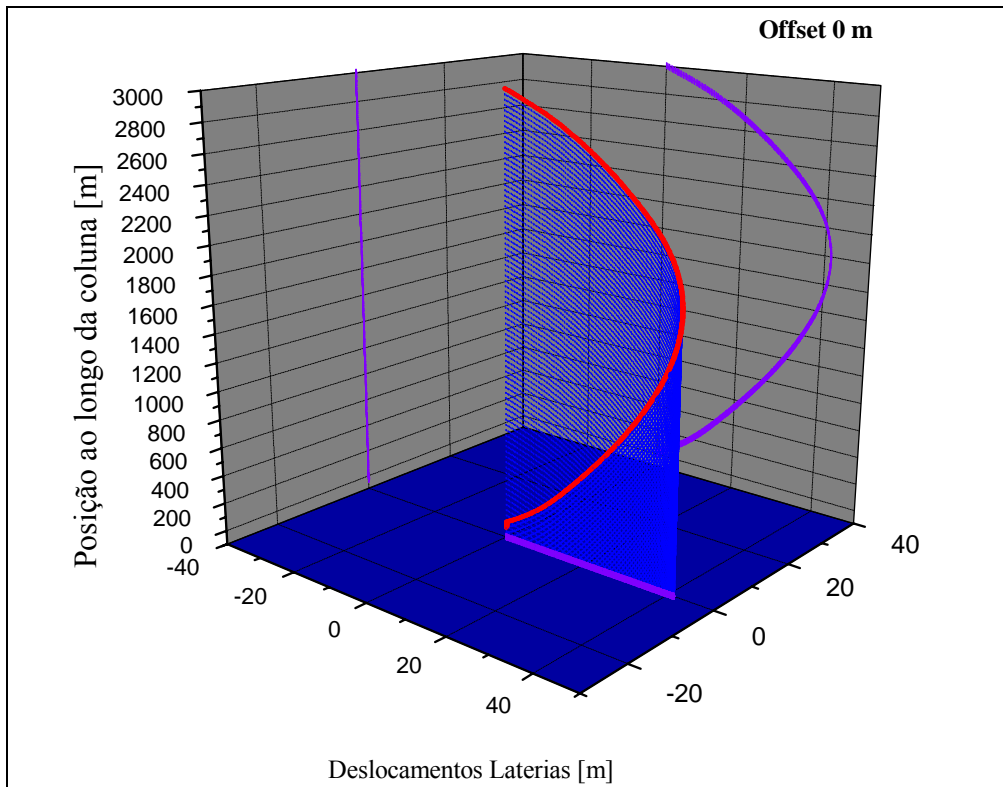


Figura 3.5 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 0

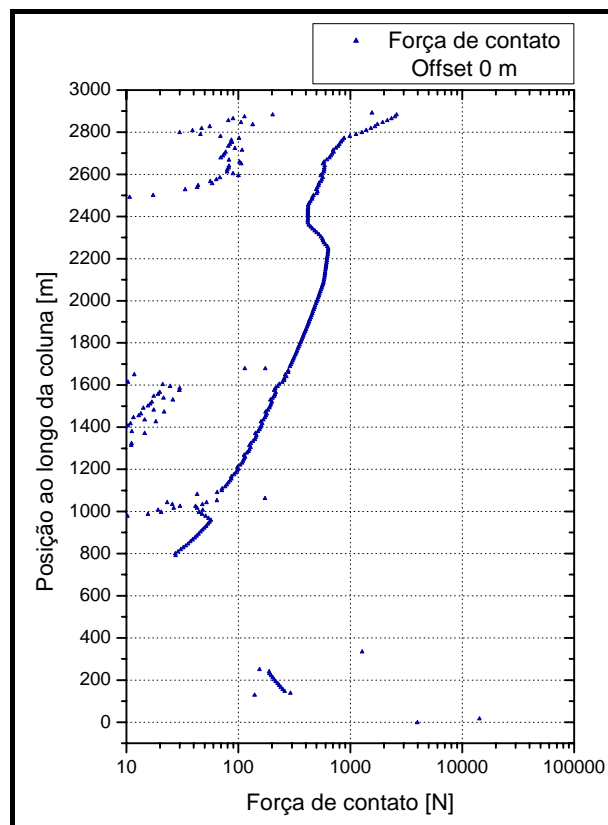


Figura 3.6 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – offset 0

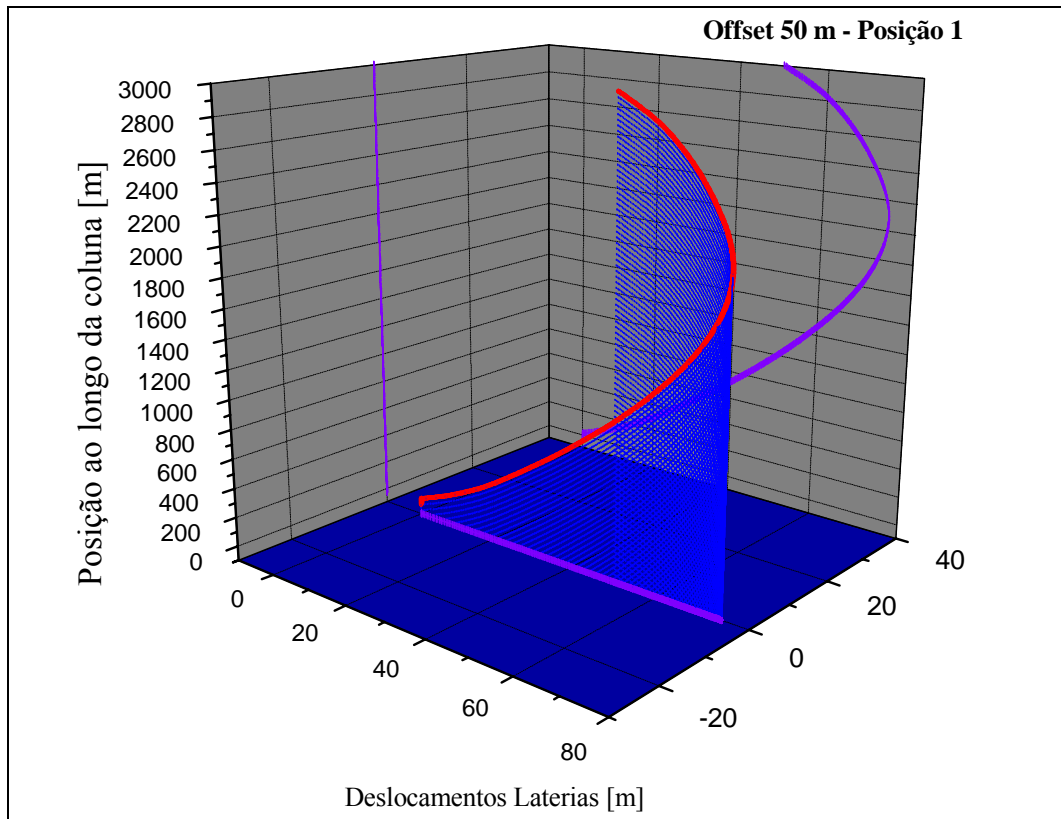


Figura 3.7 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 50 metros Posição 1

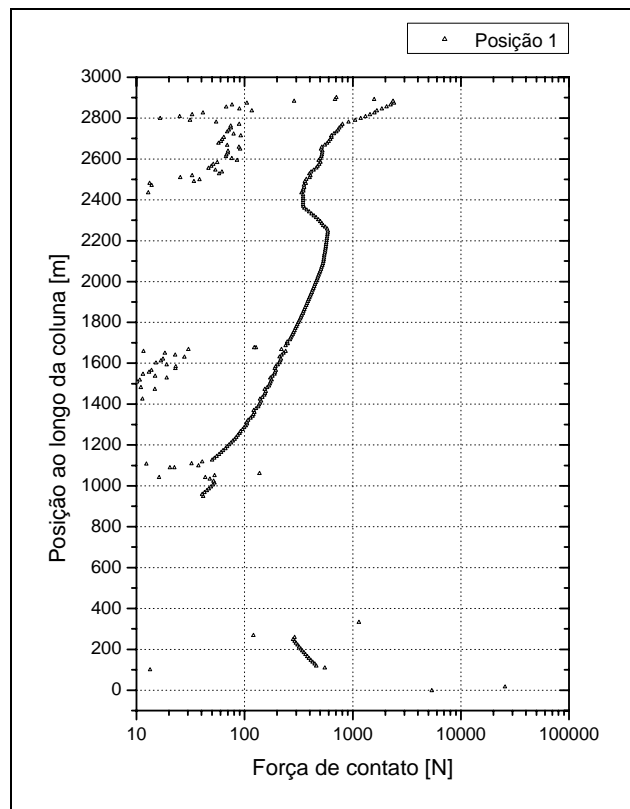


Figura 3.8 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – Posição1

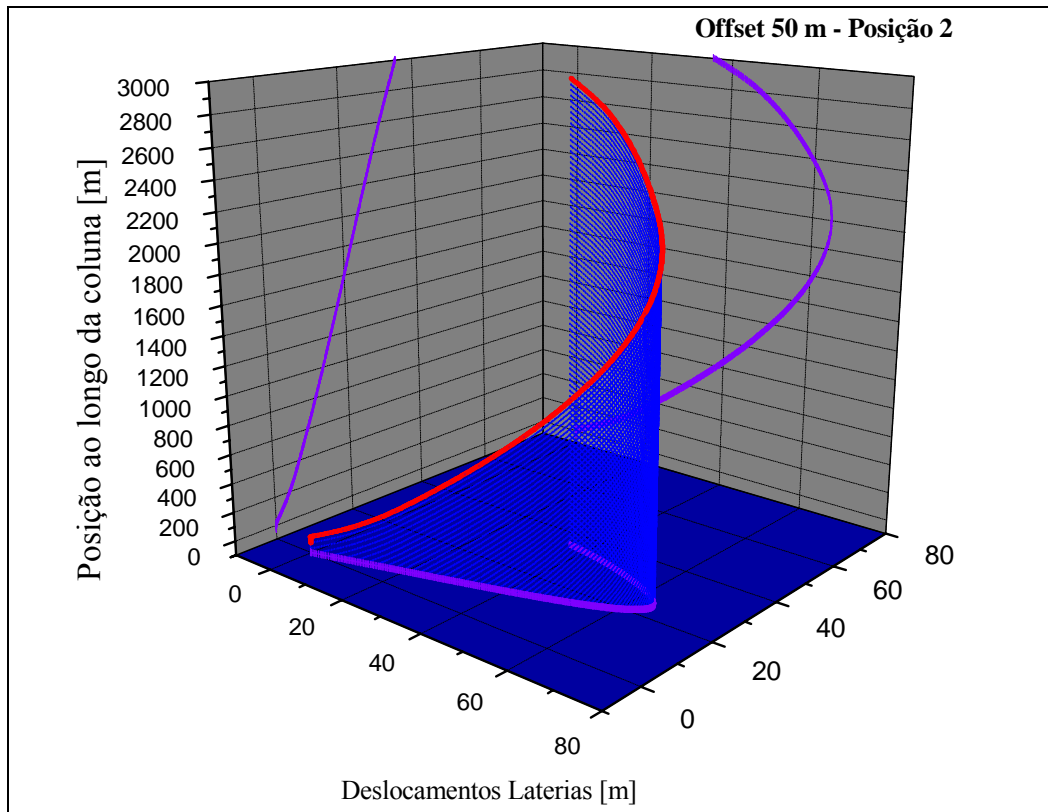


Figura 3.9 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 50 metros - Posição 2

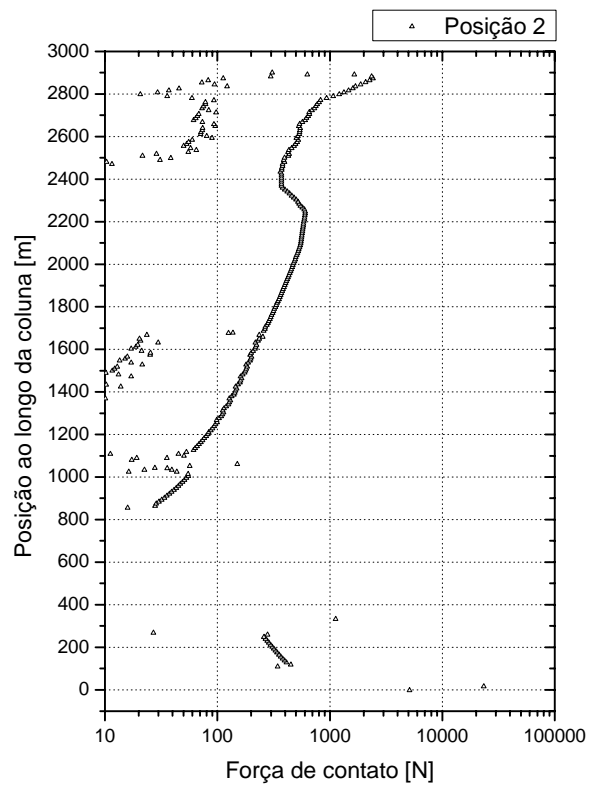


Figura 3.10 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – Posição 2

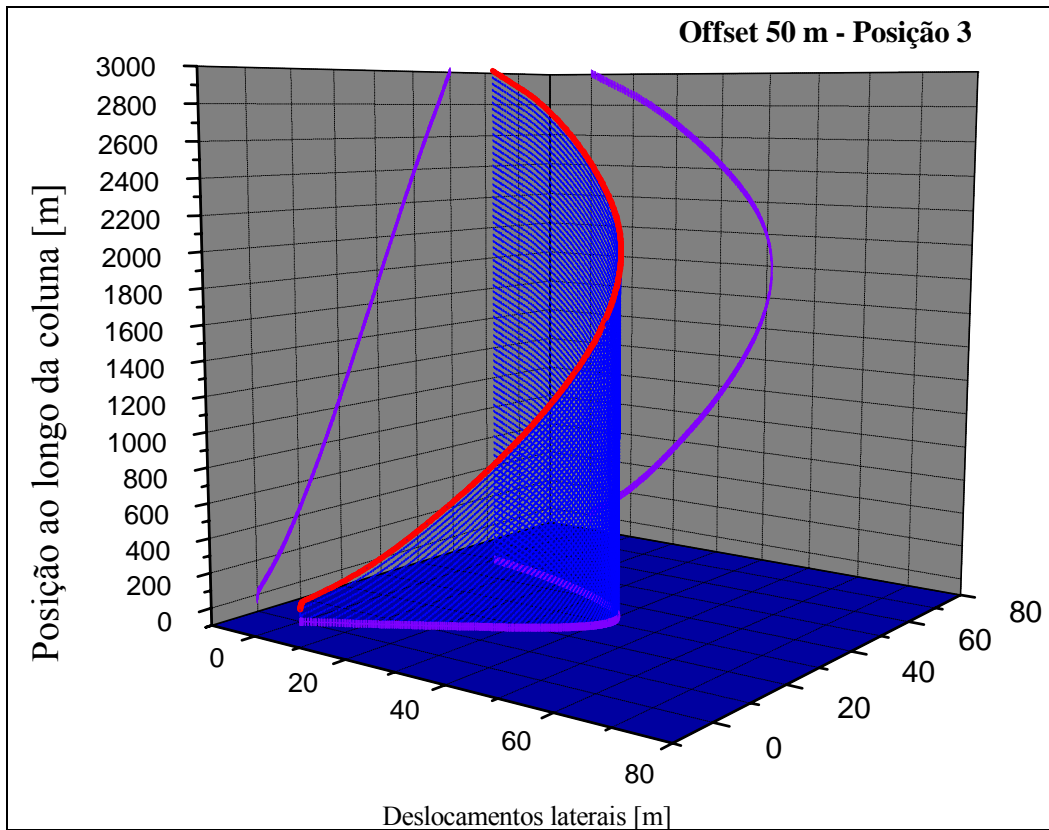


Figura 3.11 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 50 Posição 3

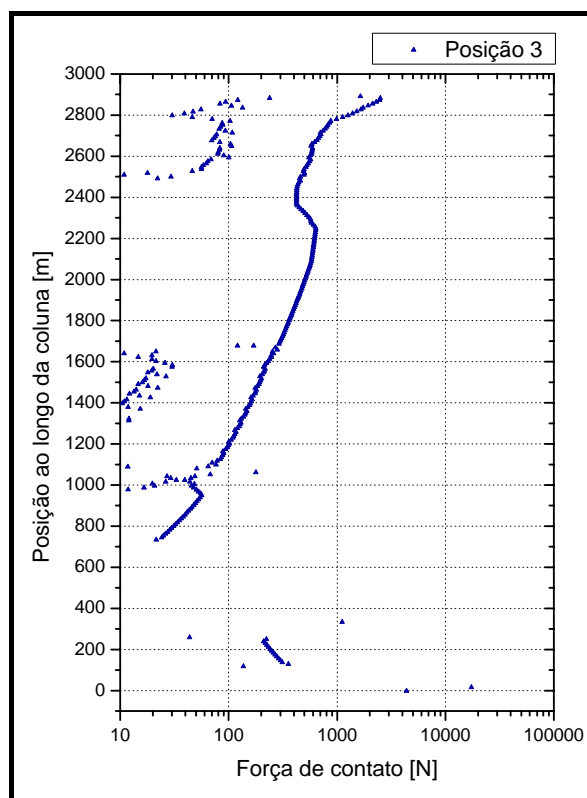


Figura 3.12 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – Posição 3

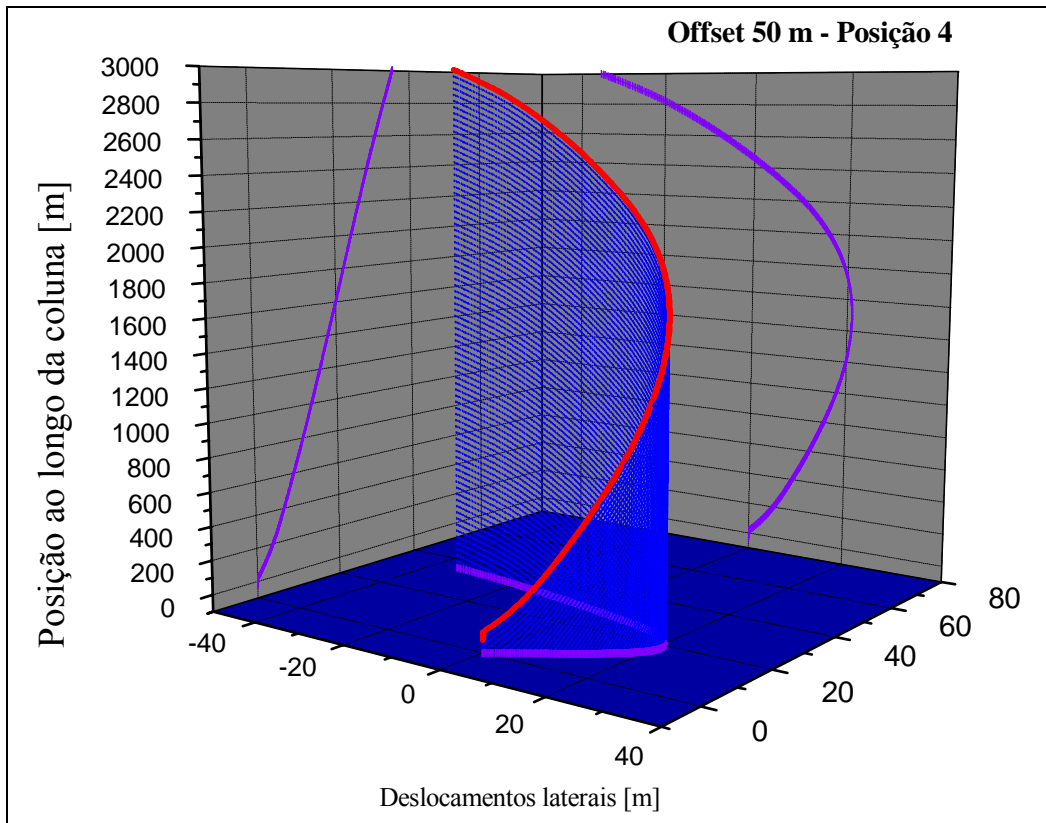


Figura 3.13 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 50 Posição 4

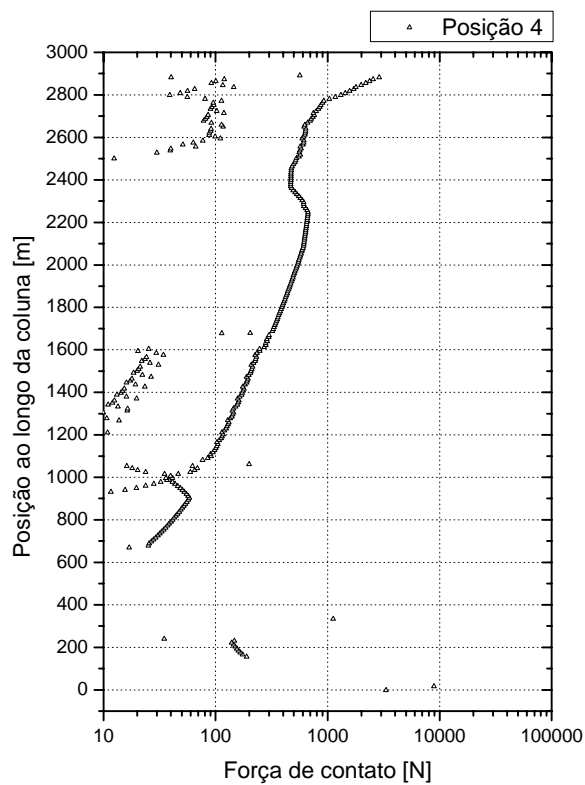


Figura 3.14 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – Posição 4

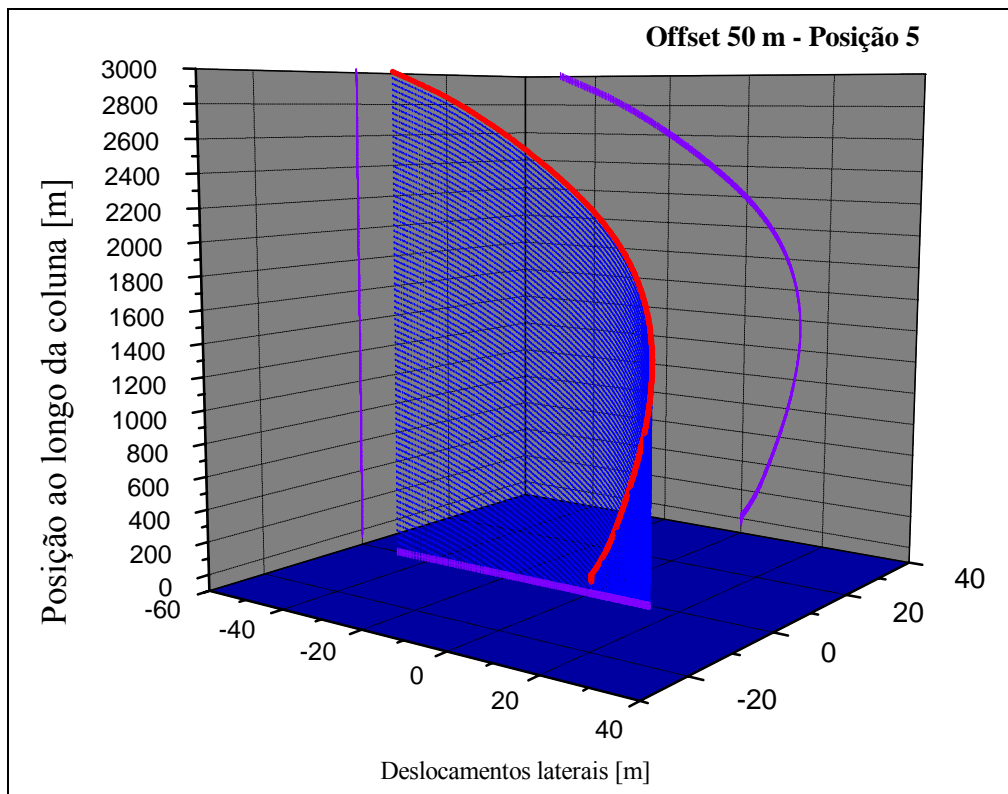


Figura 3.15 - Configuração deformada do riser sobre efeito da corrente marinha e passeio da unidade flutuante – offset 50 Posição 5

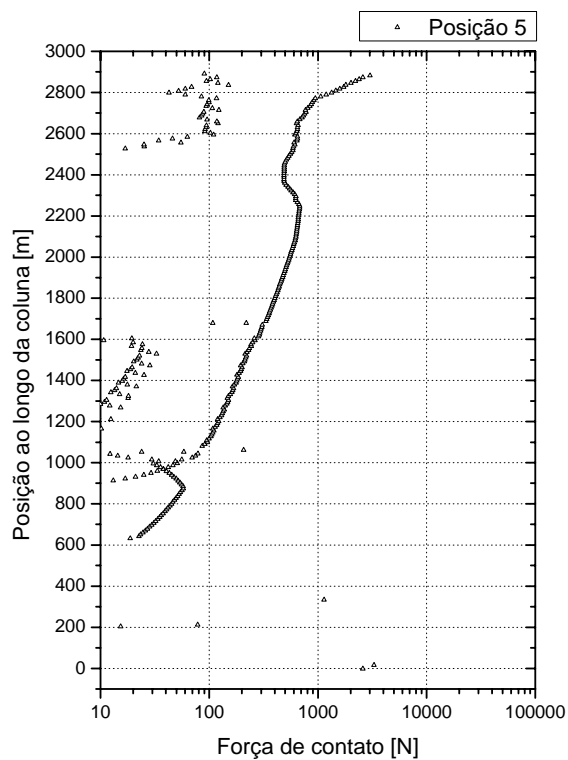


Figura 3.16 - Intensidade das forças de contato ao longo da linha do riser – Posição 5

Neste estudo apresentado através de análises numéricas, determinaram-se forças de contato para duas situações de corrente e com offsets diferentes em um ambiente real de perfuração. Com os valores das forças de contato adquiridas, pode-se ter uma margem de grandeza dessas forças capazes de causar uma avaria na parede interna do riser em águas ultra profundas. Em face disto, realiza-se um estudo experimental baseado em formulações analíticas para se determinar um fator de desgaste, e assim, quantificar a perda volumétrica de material proporcionada por uma determinada força de contato lateral.

4. PROGRAMA EXPERIMENTAL

4.1 Estudo tribológico

Interações superficiais controlam o desempenho de grande parte dos dispositivos mecânicos, sendo que a maior parte desses operam sob deslizamento lubrificado. Nesse caso, a função essencial do lubrificante é a redução do atrito e do desgaste dos elementos deslizantes, e em alguns casos o controle da temperatura. A presença de lubrificante na interface de contato entre superfícies que se diferem mesmo em ordem molecular é capaz de alterar as respostas tribológicas do sistema.

Em termos de desenvolvimento de lubrificantes, materiais, e soluções alternativas para fins tribológicos, busca-se um avanço no entendimento da interação óleo-superfície. Na prática, é comum uma abordagem experimental para o desenvolvimento e estudo dessas alternativas, onde procura-se simular o sistema mecânico em questão no laboratório.

O lubrificante em questão se trata do fluido de perfuração, que no seu caminho ascendente, transporta os resíduos das formações rochosas no poço, passando pelo espaço anular entre a coluna de perfuração e o riser, cumprindo o ofício de transportar o material, resfriar a broca e lubrificar o contato entre os demais componentes. E com essa disposição, torna-se necessário ao estudo tribológico, a simulação em laboratório do contato entre a coluna de perfuração e o riser marinho.

A causa fundamental deste desgaste, como já salientado, é o contato entre a superfície externa das conexões da coluna de perfuração com a superfície interna de elementos externos a ela. Esse desgaste causa uma perda na espessura na parede interna desses elementos, podendo ou não comprometê-los quanto ao seu emprego. Porém, elementos como o LMRP e o BOP são de grande espessura que não necessitam de tamanha atenção. Já o riser de perfuração e o casing são elementos de pequena espessura e sua redução pode comprometer o elemento quanto à sua integridade estrutural, chegando à paralisação das atividades para sua substituição, ou em caso de rompimento, pode suceder numa provável contaminação do meio ambiente por parte dos fluidos de perfuração, gerando assim altos custos operacionais.

Como o sistema em questão trata-se de uma sonda de perfuração offshore, um grande número de variáveis são envolvidas, busca-se então focar, neste trabalho, o problema do desgaste ocorrido no riser de perfuração.

Apesar do desgaste do marine riser não ser historicamente considerado um problema essencial para a indústria de perfuração, tem gerado um conflito com as operações de perfuração. A indústria do petróleo gasta aproximadamente dez milhões de dólares extras por ano com equipamentos que sofrem com o desgaste. A habilidade de se produzir superfícies duráveis de baixo atrito e fluidos lubrificantes eficientes se tornou um fator importante e permitiu o desenvolvimento, por exemplo, de novos fluidos utilizados nas operações de perfuração offshore, e o desenvolvimento de superfícies de sacrifício, como os *hardfacings* ou *hardbandings* presentes nas conexões da coluna de perfuração. Apesar disso, muitos aspectos do atrito no deslizamento ainda continuam não bem entendidos.

4.1.1 Hardfacing

As conexões nos tubos de perfuração também são submetidas ao desgaste durante a perfuração de poços petrolíferos. O efeito do desgaste sobre o riser ou sobre a própria conexão pode ser bem minimizado se essas forem protegidas por uma camada de sacrifício chamada de “hardfacing” ou “hardbanding”. Acumulam-se até hoje anos de estudos sobre o material do hardfacing, em soluções que podem diminuir o desgaste do riser.

O hardfacing também conhecido por hardbanding foi desenvolvido por volta de 1930. Inicialmente, era utilizado para proteger os tubos de perfuração (*drill pipes*) e outros equipamentos contra um desgaste abrasivo prematuro. Desde então, vem ocorrendo mudanças em sua forma e aplicações, porém foi nos últimos anos que novas tecnologias surgiram permitindo que o hardbanding protegesse o riser ou o casing e os próprios tubos de perfuração.

Durante os últimos 60 anos, o hardbanding foi responsável por muitas falhas de casing aumentando o custo em milhões de dólares para reparos, e até mesmo abandono de poços. Juntamente com as tecnologias que vem sendo aplicadas na perfuração de poços, como direcionais, horizontais, ou multidirecionais vem o problema do

aparecimento de grande arrasto com torques. O aparecimento dessas forças gera uma fricção que, como consequência, desgasta o entorno da coluna de perfuração, do riser e do casing. Hoje existem vários tipos de hardbanding no mercado que permitem uma adequada resistência ao desgaste.

O hardbanding consistia de um aço macio formado por partículas de carbureto de tungstênio que era fundido ao aço da conexão por um processo de soldagem, impedindo que essa entrasse em contato com a região lateral. Isto foi satisfatório, até a necessidade de se atingir poços com localizações mais críticas. Desde então, novos conceitos de hardbanding foram criados e aprimorados como os da companhia Hughes Tool Company, que desenvolveram o *Hughes Smooth XTM* e o *Super Smooth XTM* hardbanding que reduziram bastante o desgaste nos risers e casing. Mais atualmente, a companhia Arco Technology desenvolveu uma nova geração de hardbandings compostas por cromo, a *Arco 200XTTM*. Este tipo conseguiu proteger o casing ou riser e a conexão ao mesmo tempo, e devido a sua composição química, sua dureza Rockwell atingiu uma faixa de 52 a 60 HRC com um baixo coeficiente de desgaste.

Várias companhias em torno do mundo pesquisam hardbandings cada vez mais eficientes, onde o conceito de resistência ao desgaste deve ser perseguido, então chegou-se à conclusão que o hardbanding deve alcançar os dois objetivos listados abaixo:

- Estender a vida útil da conexão; e
- Reduzir o desgaste do riser e/ou casing.

Grandes esforços vem sendo dedicados através de estudos sobre o hardfacing com inúmeros experimentos e publicações. LEWIS e WRIGHT [9] em 1967 conduziram experimentos com vários materiais para hardfacing e demonstraram, por exemplo, que com carbureto de tungstênio, o maior desgaste foi sofrido pelo casing e praticamente não se observou um desgaste prejudicial sobre o hardfacing, apenas um alisamento de sua superfície. Mas é importante lembrar que naquela época o objetivo principal era preservar a conexão. Também comprovaram um aumento do desgaste com a elevação da pressão de contato e da velocidade de rotação.

Intensivos testes já foram e vem sendo realizados por diversos autores. BRADLEY e FONTENOT [10] comprovaram a influência da rotação da coluna sobre o

desgaste do casing. TRUE e WEINER [11] estudaram em 1975 o efeito dos fluidos de perfuração sobre o desgaste do casing. GOOCH [12] experimentou uma dupla camada de hardfacing em seus experimentos. NBVIG [13] propôs uma avaliação da eficiência da proteção da tool joint a respeito da resistência ao desgaste passivo, sobre o hardfacing, e do ativo, sobre o casing. Por sua vez, WILLIAMSON [14] investigou o desgaste sobre a variação da pressão de contato. BEST [15] avaliou o uso de pequenas partículas de carbureto de tungstênio no material do hardfacing. Contudo, todos os autores concordam em um ponto, superfícies lisas diminuem o desgaste do riser/casing, enquanto que superfícies mais rugosas apresentam altas taxas de desgaste, mesmo quando as partículas são pequenas.

4.1.2 Objetivos dos ensaios

Em face do citado anteriormente, busca-se um melhor entendimento sobre o desgaste entre essas duas superfícies com a realização de ensaios paramétricos. Embora a maioria dos autores tenham realizado seus estudos sobre o uso do hardfacing contra a camada interna do casing, neste trabalho, altera-se os experimentos para o riser de perfuração, pois através das análises numéricas realizadas para o cenário deste trabalho, ao longo de toda linha do riser, se encontram as forças de contato com maior intensidade.

Com a realização e resultado dos ensaios experimentais busca-se o entendimento das curvas do Fator de Desgaste. Com este conhecimento é possível avaliar o uso das conexões dos tubos de perfuração durante as operações e, então, analisando os tipos de materiais em contato e o tipo de fluido utilizado, é possível presumir a variação do Fator de Desgaste, e portanto prevenir analiticamente quanto a uma perda de espessura comprometedoras que possa levar o marine riser a falhar, evitando conseqüências danosas não só financeiramente à empresa mas também ao meio ambiente.

Levando o resultado dos testes mais adiante, é possível também desenvolver novas composições de materiais para o hardfacing e novos modelos com formas diferentes para um uso com maior aproveitamento, reduzindo assim o desgaste de ambos materiais estendendo suas vidas úteis.

4.2 Caracterização experimental

O aparato para o estudo experimental simula o contato de uma conexão sobre uma amostra de riser com controle de todas as variáveis do sistema. Em geral, procedimentos com essa abordagem adotam os seguintes passos:

- Caracterização das solicitações reais. Neste caso, embora se tenha a quantificação real limita-se o estudo ao máximo desempenho do equipamento.
- Entendimento e identificação das principais variáveis que afetam o desempenho do sistema, que é composto pelos pares em contato e pelo lubrificante, como também o carregamento mecânico (carga, velocidade e temperatura), os materiais e os tipos de superfície em contato.
- Realização de ensaios em condições próximas do sistema real, ou considerando ao menos as variáveis e condições de maior relevância.

A descrição experimental da abordagem citada acima evidencia um ponto crítico, que é a identificação das variáveis de maior relevância para o sistema em questão. Para minimizar a complexidade do sistema real, essas variáveis são adotadas aproximadamente aos seus valores na prática e de forma que caracterizem adequadamente o desempenho tribológico do sistema.

No estudo tribológico de sistemas deslizantes lubrificados como este, as variáveis, sejam elas materiais, operacionais ou sistêmicas, devem provocar alterações no desempenho da lubrificação na interface do contato, o que, conseqüentemente, influencia nas respostas de desgaste e atrito. Entre tais variáveis do ensaio podem ser citadas:

- O carregamento mecânico (carga, velocidade e temperatura);
- As características dos materiais como energia específica, dureza e coeficiente de atrito;
- O acabamento superficial da conexão (com ou sem hardfacing), e as características do lubrificante.

Segundo a literatura, a natureza química do fluido utilizado altera as respostas de atrito de um sistema. Porém, assim como o fluido neste tipo de ensaio, é relevante citar que as propriedades químicas dos materiais também influenciam no atrito do sistema. Experimentos realizados para se definir coeficientes de atrito de materiais chegam à conclusão que quanto maior o número de átomos de carbono da cadeia molecular principal, menor é o coeficiente de atrito. Portanto, quanto maior for a dureza do material e, conseqüentemente, sua tensão de ruptura, menor será seu coeficiente de atrito ocasionando assim num menor desgaste do material.

4.3 Metodologia analítica

Um importante aspecto deste estudo é o caminho pelo qual foi normalizado. Um modelo de *eficiência de desgaste* foi desenvolvido para simplificar comparações entre fluidos, risers, força lateral, tempo de contato e velocidade de rotação. O modelo de eficiência de desgaste relaciona a quantidade de material removido pelo desgaste com a energia dissipada no processo. HALL et al. [2] desenvolveram um método de cálculo analítico para esta situação de desgaste, que parte de conceitos da física clássica. Esta metodologia apresentada a seguir será utilizada nos resultados dos ensaios laboratoriais.

Conforme explicita WHITE e DAWSON [16], o modelo de eficiência de desgaste foi desenvolvido para um conceito de *coeficiente de desgaste* elaborado por HOLM [17], que considera o desgaste como sendo um processo de transferência de átomos entre superfícies. Ele concluiu que o volume desgastado é proporcional ao produto da força lateral e distância deslizada, e inversamente proporcional à dureza do material. Mais tarde, ARCHARD [18] fez poucas modificações no modelo de HOLM [17], que de modo geral permaneceu em sua forma original. RABINOWICZ [19] em uma publicação ofereceu uma excelente discussão sobre esses modelos anteriores.

4.3.1 Modelo analítico

Neste estudo, foram unidas ao modelo de *coeficiente de desgaste* às equações propostas por HALL et al. [2]. Esta mudança na determinação do volume desgastado deu um significado físico ao modelo, que em seu conceito leva em consideração a energia específica do material e a energia dissipada no processo do desgaste. O modelo

de coeficiente de desgaste calculado pode ser chamado de “Eficiência de Desgaste”, pois mede a eficiência do processo.

$$E = \frac{U}{U_t} \quad (3)$$

A expressão (3) pode ser lida como a relação entre a *energia específica do material* pela *energia dissipada no processo*. Esta equação representa o conceito da Eficiência de Desgaste. Suas variáveis físicas podem ser descritas como seguem:

$$E = \frac{\xi \times V}{\mu \times \Phi \times S_d} \quad (4)$$

onde:

ξ = Energia específica do material por unidade de volume;

V = Volume desgastado;

μ = Coeficiente de atrito;

Φ = Força lateral aplicada;

S_d = Distância de deslizamento.

A energia específica do material é a energia necessária para retirar uma unidade de volume do material. Esta energia no aço está de alguma forma ligada à dureza Brinell, que por sua vez está ligada à sua tensão de ruptura. SHIGLEY et al. [20] descreve a relação entre a dureza Brinell do aço e sua tensão de ruptura da seguinte forma:

$$T_R \text{ (MPa)} = 3,45 \times H_B \quad (5)$$

Onde:

H_B = Dureza Brinell do aço;

T_R = Tensão de ruptura do material em MPa.

Alterando a equação (4) analiticamente pode-se determinar o volume desgastado da seguinte forma:

$$V = E \times \frac{\mu \times \Phi \times S_d}{\xi} \quad (6)$$

A distância deslizada pela tool joint quando está em contato com o riser é representada por S_d , e pode ser determinada da seguinte forma:

$$S_d = \pi \times D \times N \times t \times 60 \quad (7)$$

Onde:

N = Número de rotações por minuto do eixo;

D = Diâmetro externo da conexão;

t = Tempo em horas do ensaio.

Para melhorar a equação de determinação do volume desgastado, HALL et al. [2] criaram uma variável que contem as variáveis trabalháveis, ou seja, as variáveis que podem ser controladas pelo sistema, apresentadas pela equação (6). Essa variável recebeu o nome de “*Função Trabalho*”, e é representada pela letra ψ . A Função Trabalho pode ser descrita como:

$$\psi = \Phi \times S_d \quad (8)$$

Com o intuito de reunir as variáveis materiais do sistema e simplificar ainda mais a equação de determinação do volume desgastado, foi criada uma variável dependente do tipo de material e fluido utilizado, ou seja, reuniu-se as variáveis dependentes apenas da microestrutura e constituição do material, e foi denominada de *Fator de Desgaste* (WF). Com a equação (6), o Fator de Desgaste pode ser retirado da seguinte maneira:

Considerando a equação (6) tem-se:

$$V = \frac{E \times \mu}{\xi} \times \Phi \times S_d \quad (9)$$

Onde retira-se que:

$$WF = \frac{E \times \mu}{\xi} \quad (10)$$

A forma final da equação do volume desgastado, considerando as equação (8) e (10), pode ser descrita como:

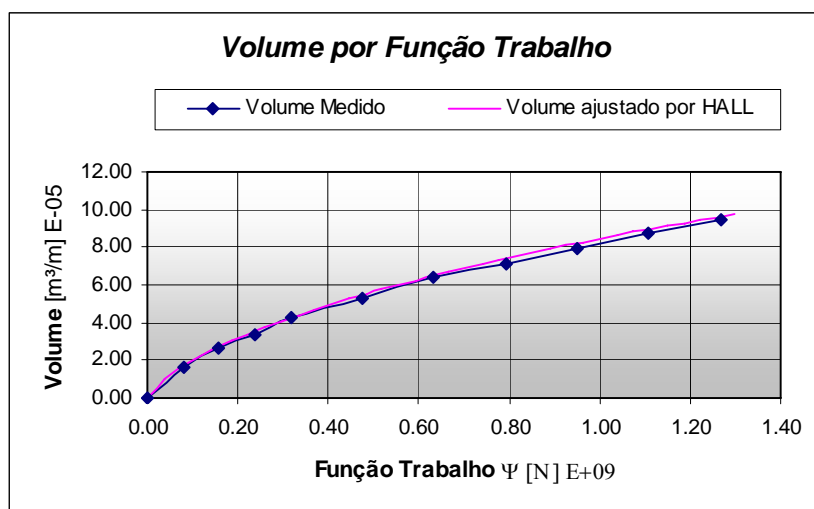
$$V = WF \times \psi \quad (11)$$

4.3.1.1 Interpretação da equação

A equação (11) indica que o volume desgastado aumenta linearmente com a função trabalho (com o tempo, por exemplo). No entanto, nos ensaios realizados por HALL et al. [2], o comportamento do volume não se manteve linear com a variação do tempo na função trabalho. HALL et al. [2] ajustaram várias curvas pelos pontos de volume aferidos durante os ensaios, de acordo com eles a função que mais se ajustou aos pontos foi do tipo exponencial, conforme a equação (12).

$$V = A \times \left(1 - e^{(-B \times \psi^C)}\right) \quad (12)$$

Onde tem-se que as constantes A, B e C, são características dos materiais casing/riser, conexão (tool joint) e fluido de perfuração, respectivamente. Um exemplo desta curva pode ser retirado dos ensaios realizados por HALL et al. [2], conforme ilustra a figura 4.1.



* Função: $V(\Psi) := A \cdot [1 - e^{(-B \cdot \Psi^C)}]$

* Para A= 4.36457; B= 0.22291 C= 0.99826

Figura 4.1 - Volume por Função Trabalho

HALL et al. [2] conduziram mais de 475 ensaios laboratoriais com duração de 8 horas cada, sobre determinados tipos de casings e risers, obtendo assim um vasto banco de dados que os levaram a confirmar os resultados obtidos.

A curva ajustada por HALL et al. [2] apresenta uma tendência assintótica, ou seja, isto seria dizer que não há mais desgaste a partir de certa profundidade atingida. Isso pode ser facilmente explicado pelo aumento da superfície de contato, pois uma vez que a força aplicada é mantida constante, a conexão (ou hardfacing, se presente) penetra na superfície interna da amostra aumentando a superfície de contato, e conseqüentemente, fazendo com que a pressão de contato reduza. Essa redução influi também na tensão cisalhante atuante, reduzindo sua intensidade a ponto de não ser mais capaz de desagregar os átomos do material do casing/riser e do hardfacing, fazendo com que a curva de altura de penetração e volume desgastado apresente um valor constante a partir de um certo tempo.

4.3.1.2 Fator de desgaste

HALL et al. [2] definem como Fator de Desgaste convencional a inclinação da reta que liga o ponto inicial da curva do gráfico de Volume desgastado por Função

Trabalho, até o último ponto medido ao final das oito horas de ensaio. Este é um valor médio para o Fator de Desgaste retirado de cada ensaio.

Como a inclinação da curva de volume por Função Trabalho não é constante, existe uma variação no valor do Fator de desgaste que pode ser encontrado instantaneamente, segundo Hall, pelo diferencial da curva em qualquer ponto. O Fator de Desgaste diferencial, então, corresponde à inclinação da tangente de um certo ponto da curva ajustada de (V, ψ) .

Em termos da equação (11), os fatores de desgaste convencional e diferencial são dados pelas equações (13) e (14), respectivamente. Na figura 4.2, estes fatores são representados graficamente.

- Fator de desgaste convencional

$$WF(\psi) = \frac{V(\psi)}{\psi} = \frac{A \times (1 - e^{(-B \times \psi^c)})}{\psi} \quad (13)$$

- Fator de desgaste diferencial

$$\delta WF(\psi) = \frac{dV}{d\psi} = \frac{A \times e^{(-B \times \psi^c)} \times (1 - e^{(-B \times \psi^c)} + B \times C \times \psi^c)}{\psi^2} \quad (14)$$

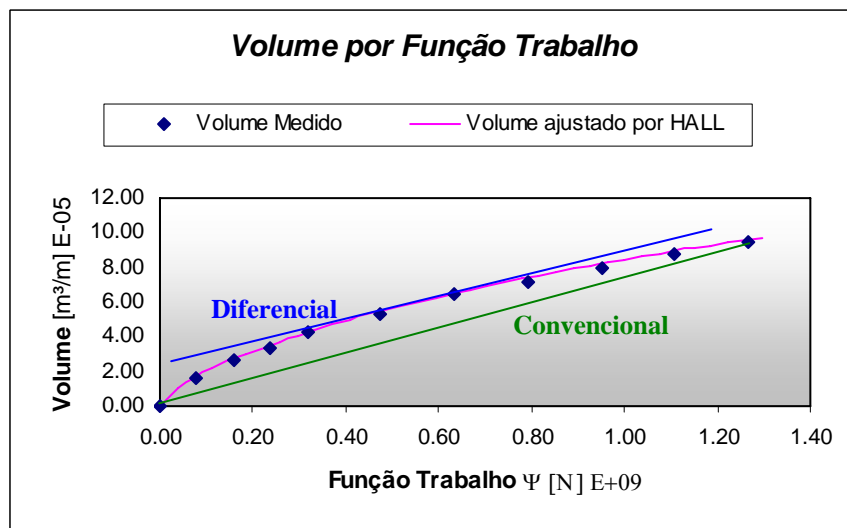


Figura 4.2 - Fatores de desgaste, Convencional e Diferencial

4.3.1.3 Pressão de contato

A figura 4.3 apresenta os elementos para se determinar a pressão de contato, que é definida como sendo a razão entre a força lateral (Φ) e a área de desgaste projetada sobre a superfície interna do riser.

$$P_c = \frac{\Phi}{A_c} \quad (15)$$

Onde:

P_c = Pressão de contato;

Φ = Força lateral aplicada;

A_c = Área projetada.

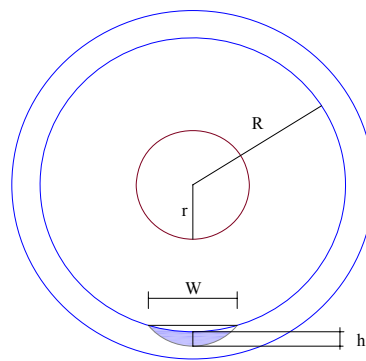


Figura 4.3 - Relação entre profundidade e largura desgastada

Onde se lê:

W = largura da área desgastada;

h = altura penetrada;

R = raio interno do riser; e

r = raio externo da tool joint.

A pressão de contato limiar (CPT) definida por Hall et al. [2] é a pressão na qual o Fator de Desgaste convencional coincide com o diferencial no gráfico de Pressão de contato por Fator de Desgaste. A pressão de contato limiar pode ser usada para estimar a

máxima profundidade de desgaste para uma determinada força lateral. Onde a pressão de contato é encontrada pela projeção da área desgastada, se iguala à limiar, podendo então ser determinado W (largura do desgaste) da seguinte forma:

$$W = \frac{\Phi}{CPT} \quad (16)$$

Onde:

CPT = Pressão de contato limiar;

Φ = Força lateral aplicada;

Caso o valor encontrado para a largura (W) seja maior que o diâmetro da conexão, isto significa que a profundidade (h) aumentaria sem limite, ou seja, ultrapassando a espessura do riser.

A profundidade de desgaste pode ser encontrada a partir de relações geométricas com as variáveis da figura 4.3. Estas relações geométricas analíticas foram desenvolvidas com auxílio de programas matemáticos. Resolvendo analiticamente em função de h, a equação pode ser descrita da seguinte forma:

$$h = r - R + \sqrt{r^2 + R^2 - \frac{W^2}{2} - \left(\frac{1}{2} \times \sqrt{4r^2 - W^2} \times \sqrt{4R^2 - W^2}\right)} \quad (17)$$

Substituindo na equação (17) o valor encontrado para W na equação (16), obtém-se uma previsão da altura de penetração num ensaio de desgaste.

A equação (18) apresenta a integral do volume por unidade de comprimento de material removido do riser, e na equação (19) o desenvolvimento dessa integral.

$$V = 2 * \int_0^{\frac{w}{2}} (d + \sqrt{r^2 - x^2}) - (\sqrt{R^2 - x^2}) dx \quad (18)$$

$$V = \frac{1}{4} * W * \left(4(h - r + R) + \sqrt{4r^2 - W^2} - \sqrt{4R^2 - W^2} \right) + r^2 \arctan \left[\frac{W}{\sqrt{4r^2 - W^2}} \right] - R^2 \arctan \left[\frac{W}{\sqrt{4R^2 - W^2}} \right]$$

(19)

O conceito de pressão de contato pode ser mais significativo que o conceito do Fator de Desgaste, salienta HALL et al. [2], explicando que o Fator de Desgaste dá uma indicação da medida na qual o riser irá desgastar, enquanto que a pressão de contato limiar fornece uma estimativa antecipada da profundidade máxima.

4.4 Programa e método experimental

Os ensaios foram realizados de forma satisfatória, condizentes com o plano de trabalho. Como se tratava de uma primeira gama de ensaios realizados, registrou-se erros de ordem mecânica e operacional. Porém, obteve-se dentre quinze amostras utilizadas apenas três descartadas por esses tipos de falhas.

Os ensaios foram conduzidos da seguinte maneira:

- Ao início dos ensaios todas as amostras eram gabaritadas com pontos que distanciavam de 1 cm entre si;
- Levadas ao aparato de desgaste, eram fixadas nele através de parafusos, isso permitia apenas uma região exata de contato;
- Durante a realização dos ensaios eram feitas paradas para leituras de espessura em períodos de: 15min, 30 min, 1, 2, 4 e 8 horas;
- Em cada período de leitura, era também medido o comprimento da área de contato naquele tempo.

Para investigar a influência das variáveis carregamento, rotação e abrasividade do hardfacing e fluidos, no desempenho da lubrificação em um contato com geometria pouco complexa, devido a sua variabilidade com o andamento do ensaio, o procedimento experimental constituiu na realização de ensaios de deslizamento em um equipamento laboratorial.

Para os testes foram colocados uma conexão e uma amostra de riser em contato submetidos a uma força lateral constante com intensidade próxima à encontrada no modelo numérico. O diâmetro externo da conexão utilizada era de aproximadamente 16 cm contendo um hardfacing de 7 cm de comprimento que fazia aumentar seu diâmetro em quase 3 mm. Realizou-se também alguns testes com uma conexão com mesmo diâmetro externo, porém, sem o hardfacing, isso para avaliar a capacidade de proteção ou abrasividade do hardfacing sobre a superfície interna do riser. As amostras de riser tinham comprimento de 30 cm, sendo capazes de conter todo o comprimento em contato com a conexão.

Dentre os parâmetros modificados pode-se citar: duas velocidades de rotação (80 e 125 rpm); duas intensidades de carregamento mecânico (1000 e 2000 PSI); dois tipos de fluidos lubrificantes (base óleo e base água); e dois tipos de conexões (com e sem hardfacing).

4.4.1 Ensaios

Um primeiro ensaio preliminar foi realizado para verificar a viabilidade das variações dos parâmetros e das medições de espessuras a serem realizadas. Notou-se porém, que a utilização de rotações muito elevadas (acima de 125 rpm) não seriam possíveis pois o equipamento não fora projetado para tal exigência, havendo um desperdício de fluido irrecuperável.

Quanto à área nominal de contato e desgaste, observou-se que após feitas as aferições, o retorno da amostra era coincidente com a posição de saída, garantindo assim, que o contato entre as superfícies se mantinha inalterado em todos os intervalos, visto que as amostras de risers eram aparafusadas.

O carregamento mecânico ou força lateral utilizada foi limitada pela pressão disponível no local, sendo restrito seu uso a 2000 psi ou aproximadamente 890 Kgf. Para certificar quanto à regularidade da pressão, foi utilizado um acumulador que garantia uma força de contato constante entre as superfícies da amostra de riser e da conexão.

Após algumas observações de caráter geral com este ensaio preliminar, ficaram estabelecidos ao todo 12 condições a serem estudadas nos ensaios, que são apresentadas

na tabela 4.1. Os ensaios não puderam ser repetidos devido a um limitado número de amostras disponíveis.

Tabela 4.1 - Descrição dos ensaios

Nº	Força lateral psi	Rotação RPM	Smooth Hardfacing	Tipo de Fluido
1	2000	125	Tipo 1	BR MULL
2	2000	80	Tipo 1	BR MULL
3	2000	125	Tipo 1	Catiônico
4	2000	80	Tipo 1	Catiônico
5	1000	125	Tipo 1	Catiônico
6	1000	80	Tipo 1	Catiônico
7	1000	125	Tipo 1	BR MULL
8	1000	80	Tipo 1	BR MULL
9	1000	80	SEM	BR MULL
10	1000	125	SEM	BR MULL
11	1000	125	SEM	Catiônico
12	1000	80	SEM	Catiônico

*BR MULL: Fluido de perfuração base óleo

*Catiônico: Fluido de perfuração base água

4.4.2 Equipamentos operacionais

4.4.2.1 Aparato de simulação

O equipamento experimental foi desenvolvido no Centro de Pesquisa da Petrobras (CENPES) e é capaz de simular o contato entre uma conexão do tubo de perfuração e uma amostra de riser. Este aparato foi criado a partir de um torno mecânico antigo da marca *IMOR ECONOMASTER*, contendo um eixo fixo e composto por rolamentos em suas extremidades, permitindo uma rotação constante em torno do eixo. Este aparato admite também a escolha entre diferentes velocidades de rotações variando entre 40 e 1200 rpm. No entanto, conforme explicado, como se tratava de um ensaio lubrificado, só foram utilizadas velocidades de 80 e 125 rpm devido a limitações do equipamento. No eixo deste equipamento, adapta-se uma conexão cuja superfície inferior entra em contato com uma pequena amostra de riser, provocando intencionalmente um desgaste localizado. O aparato conta ainda com uma pequena bomba centrífuga para circulação do fluido a ser utilizado. A capacidade de armazenamento de fluido no reservatório é de 50 litros, isso permite que o fluido permaneça um maior tempo em uso sem perder suas características lubrificantes. A figura 4.4 apresenta este equipamento localizado no CENPES.



Figura 4.4 - Aparato de Simulação de desgaste

4.4.2.2 Acumulador de pressão

Para permitir um contato entre a amostra de riser e a conexão com intensidade constante foi utilizado um acumulador de pressão da marca FLUTROL, proveniente da empresa Comércio e Controle de Fluidos. A pressão máxima que pode ser enviada ao equipamento para atuar como força lateral depende da disponibilidade da linha local. No CENPES, a máxima pressão disponível é próxima de 2300 PSI, então, para este estudo foi utilizada uma pressão máxima de contato de 2000 PSI, que devido às características do contato transmitem uma força lateral chegaria a 890 Kgf.

A máquina acumuladora transfere uma pressão controlada para o aparato de simulação através de um êmbolo de aço maciço com seção circular e área de 1 in². Essa pressão descarregada pelo êmbolo é passada à região central inferior de um compartimento retangular, no qual está apoiada a amostra de riser. Na figura 4.5, é mostrado o painel de leitura com a mesa acumuladora de pressão, e na figura 4.6, é possível observar o êmbolo que transmite a pressão para o sistema.

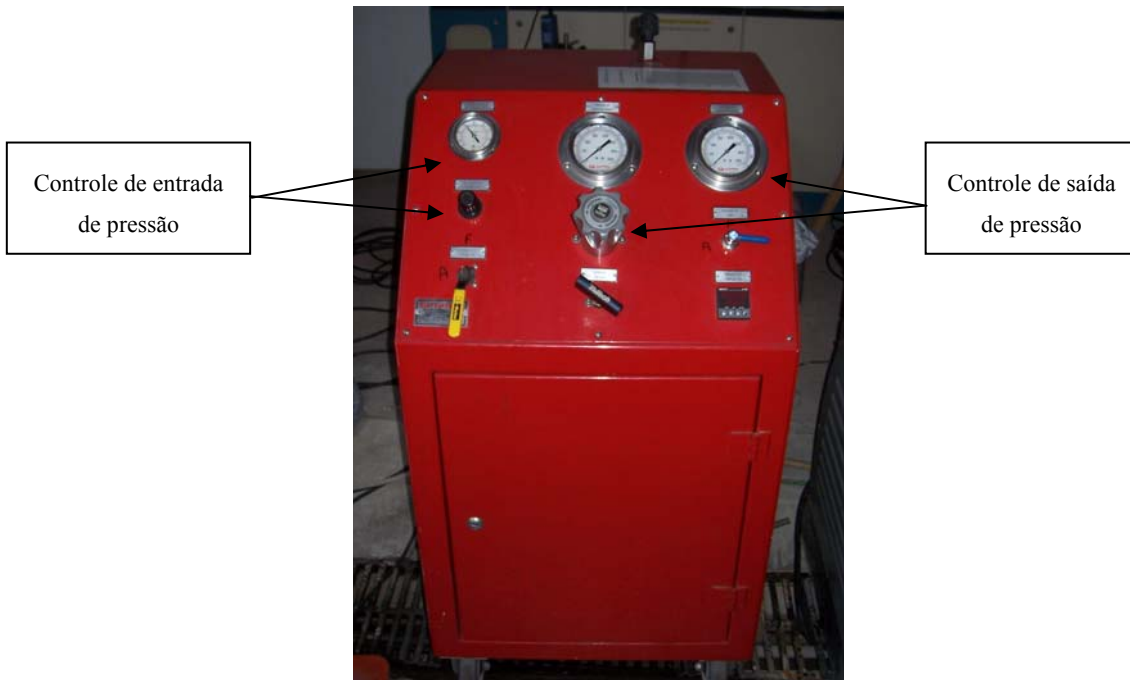


Figura 4.5 - Mesa acumuladora de pressão

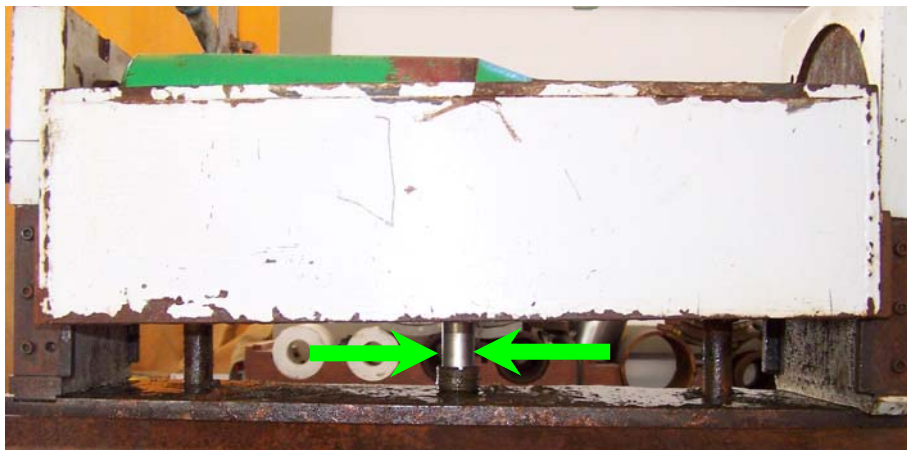


Figura 4.6 - Êmbolo utilizado para transferência de pressão

4.4.2.3 Instrumento de leitura de espessura

Para as aferições de espessura, pensou-se na utilização de um aparelho de ultrassom, porém, a curvatura da amostra de riser juntamente com a curvatura provocada pelo desgaste poderiam mascarar as leituras de espessuras. Optou-se, então, por um medidor de espessura digital da marca MAINARD. Este medidor com arco alongado de 30 cm permite a varredura de toda a amostra com leituras precisas de ordem centesimal. A

espessura máxima que pode ser lida pelo aparelho é de 30 mm, o que é satisfatório, uma vez que a espessura média das amostras eram de 17,50 mm. A precisão da leitura é devido ao instrumento contar com uma parte plana e a outra pontiaguda, melhorando a exatidão no ponto de leitura. Na figura 4.7, é mostrado o medidor de espessura utilizado.



Figura 4.7 - Medidor de espessura

Para auxiliar na medida do comprimento da área desgastada em cada período de leitura, foi utilizado um paquímetro digital.

4.4.3 Materiais

Os materiais metálicos utilizados nos ensaios eram pertencentes ao CENPES. As conexões utilizadas foram fornecidas por empresas do ramo, e as amostras de riser foram projetadas e recortadas no próprio Centro de Pesquisa. Os fluidos utilizados podiam ser produzidos no Centro de Pesquisa (base água) ou provenientes de sondas de perfuração da Bacia de Campos (base óleo).

4.4.3.1 Conexões (Tool Joints)

Os testes realizados contavam com dois tipos de conexões, com e sem hardfacing. Uma empresa “Y” forneceu a conexão sem hardfacing e uma empresa “X” forneceu outra com hardfacing. Ao todo, foram utilizadas três conexões, sendo uma sem hardfacing e duas com.

4.4.3.1.1 Conexões sem hardfacing

A figura 4.8 mostra a conexão sem hardfacing antes de ser utilizada nos ensaios, caracterizada por uma superfície lisa com pouca ou quase nenhuma irregularidade.



Figura 4.8 - Conexão sem Hardfacing

Nas conexões sem o hardfacing, o desgaste era mais estável e provocado de forma mais regular. A presença de uma superfície lisa (poucas irregularidades) ao começo e ao fim dos ensaios, mostrou influenciar nos resultados de modo a reduzir de forma considerável o desgaste.

Esperava-se que o desgaste sobre a amostra do riser assumisse um formato cilíndrico, mas isso não foi observado devido ao equipamento não manter paralelo o contato entre a amostra e a conexão. Então, o desgaste se dava de forma cônica, e era registrado um aumento em seu comprimento a cada período de leitura.

A figura 4.9 mostra o acréscimo de desgaste sobre a amostra de riser registrado pelo ensaio 9. Os parâmetros utilizados nesse ensaio sem hardfacing foram: pressão de contato de 1000 PSI, velocidade do eixo de 80 rpm e fluido BR MULL. De 15 minutos

a 8 horas de ensaio, é possível observar o aumento do comprimento do desgaste sobre a amostra.

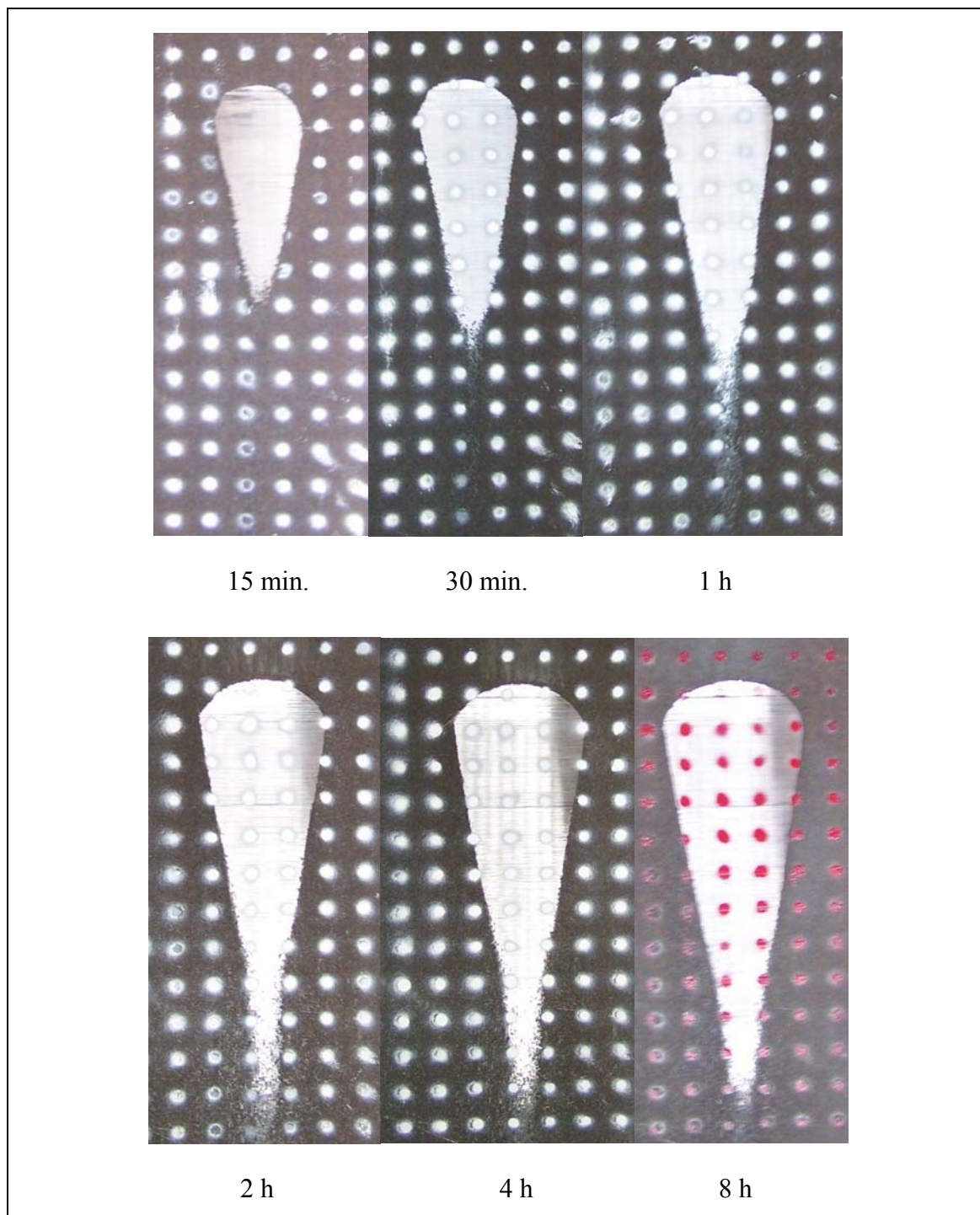


Figura 4.9 - Desenvolvimento do desgaste na amostra do ensaio 9

4.4.3.1.2 Conexões com hardfacing

A figura 4.10 apresenta uma das conexões que foram utilizadas nos ensaios com hardfacing.

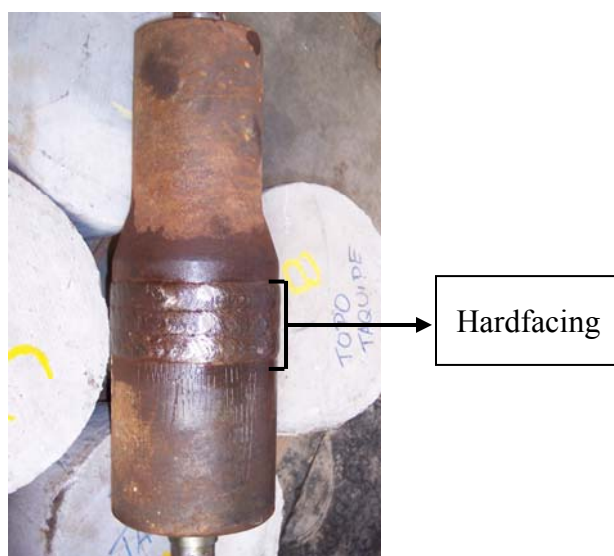


Figura 4.10 - Conexão com Hardfacing

Antes de se iniciar os ensaios, era perceptível que o hardfacing era dividido em três gomos bem definidos. Em suas superfícies, era possível notar ondulações, ou seja, irregularidades que deixavam o ensaio bastante barulhento no início. Esta aspereza inicial aumentou a taxa de desgaste nas primeiras amostras.

Como o equipamento não conseguia manter exatamente paralelas a conexão e a amostra de riser, as conexões com hardfacing apresentavam um desgaste no seu corpo, e este desgaste também podia ser visto sobre as amostras. Isto não é necessariamente errôneo, pois nas operações de perfuração a coluna de perfuração dificilmente se encontra paralela ao riser. Como se trata de ensaios paramétricos, o desgaste provocado pelo corpo da conexão nas amostras também era incluído como volume desgastado. Esse fato pode alterar os resultados, pois trata-se de materiais em contato com composições diferentes, podendo então acelerar ou retardar o desgaste da conexão.

A exemplo, a figura 4.11 apresenta o desenvolvimento do ensaio de número 8, através de fotografias tiradas nos períodos de leitura de espessura. Este ensaio foi realizado com pressão de 1000 PSI, velocidade de 80 rpm e fluido BR MULL. Em ordem crescente (de 15 minutos a 8 horas), pode ser observado e discernido o desgaste provocado pelo hardfacing e o corpo da conexão.

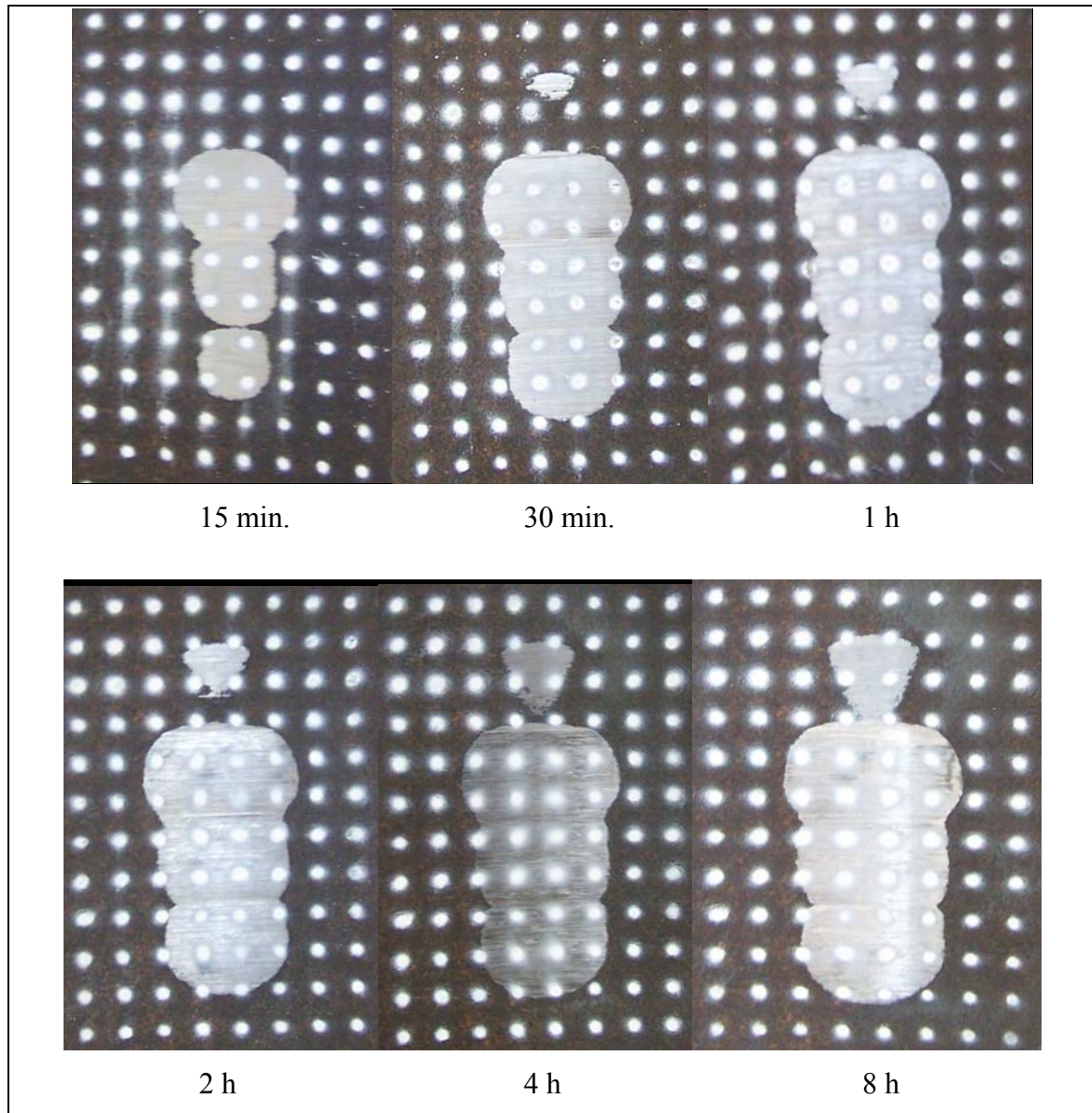


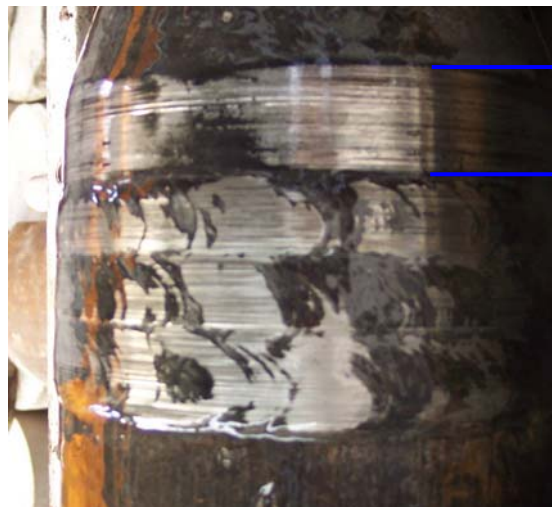
Figura 4.11 - Desenvolvimento do desgaste na amostra do ensaio 8

Nas figuras 4.12 e 4.13, podem ser comparadas a superfície da conexão com hardfacing ao início e ao final dos ensaios, respectivamente. Nota-se uma superfície

mais lisa ou desgastada ao final dos ensaios. Este alisamento tem grande influência no sentido de reduzir o desgaste na amostra do riser.



Figura 4.12 - Detalhe do Hardfacing novo



Desgaste provocado
no corpo da conexão

Figura 4.13 - Detalhe do Hardfacing desgastado

A perda de espessura por parte do hardfacing é perceptível e mais complexa de ser determinada quantitativamente, pois o que antes era visto como ondulações nos gomos do hardfacing, ao final de um ciclo (realização de quatro ensaios) observava-se um alisamento em suas superfícies, conforme era esperado, pois o emprego deste elemento na conexão visa exatamente impedir o desgaste do casing ou riser. Com a utilização de um paquímetro, era possível aferir a altura antes e depois do ciclo, e os

resultados não eram tão claros, isso porque havia variação na leitura de altura inicial e final em torno da circunferência, devido à presença das ondulações irregulares sobre os gomos. O não paralelismo entre a amostra e a conexão também prejudicava a leitura da perda de altura no hardfacing ao final dos ciclos, pois uma extremidade sempre se desgastava mais que a outra.

A composição química, durezas Rockwell C e Vickers e a microestrutura do material do hardfacing utilizado foi retirada de um estudo feito por uma empresa ligada à fornecedora da conexão com hardfacing, especializada na investigação de falhas metalúrgica e mecânica, avaliação de performance de materiais e estudos de desgaste abrasivo.

4.4.3.1.2.1 Composição química do hardfacing

A composição química do material do hardfacing pode ser encontrada na tabela 4.2 que segue.

Tabela 4.2 - Composição Química da camada de solda

Liga	C	B	Cr	Mo	V	Nb	Ti	W
Mod. X	1,1	-	4,5	0,7	0,07	0,01	3,0	-
Liga	Mn	Si	Ni	Cu	Al	Co	S	P
Mod. X	0,92	0,72	0,08	0,17	-	0,02	0,02	0,02

4.4.3.1.2.2 Dureza do hardfacing

Os resultados das durezas Rockwell C e Vickers 10 kg são apresentadas na tabela 4.3 juntamente com seus desvios padrões. Na última coluna da tabela, é mostrado o equivalente valor de Vickers 10 kg em HRC, utilizando uma conversão padrão.

Tabela 4.3 - Durezas HRC e HV determinadas para as camadas de solda.

Liga	HRC Mean	HRC Std. Dev.	HV Mean	HV Std. Dev.	HRC from HV
TCS Ti+	56,5	0,7	643	21	57,5

A conversão para HRC do valor encontrado para Vickers 10 kg se aproxima do valor obtido na superfície da amostra do hardfacing. Porém, no Centro de Pesquisa da Petrobras (CENPES), foram feitas análises para determinação da dureza HRC da superfície do hardfacing, e o resultado obtido foi de 48 HRC. De certa forma, este resultado torna-se um pouco discrepante do encontrado pela empresa prestadora do serviço.

O perfil da dureza Vickers 10 kg, ao longo da profundidade do hardfacing, encontrado pela empresa, é apresentada na figura 4.14. É importante notar que o gráfico mostra uma forte queda da dureza em função da profundidade, independente da posição lateral em que foi retirada a medida.

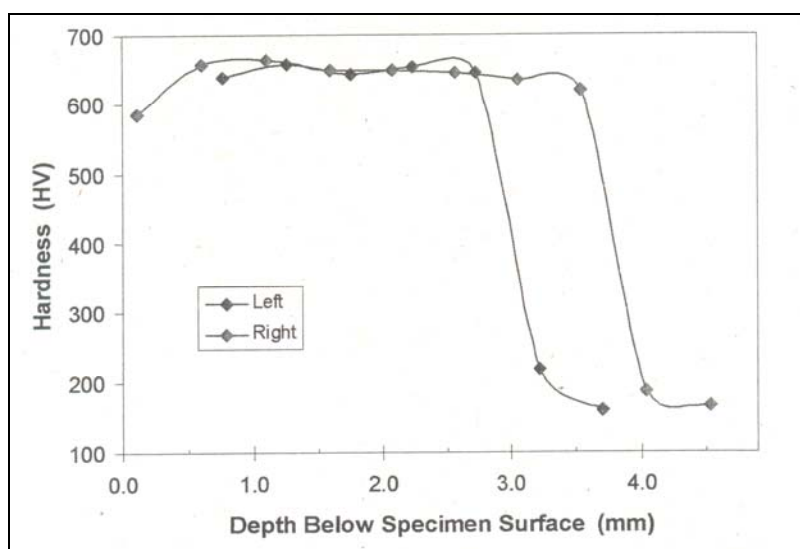


Figura 4.14 - Perfil da dureza Vickers 10 kg

Este gráfico deixa claro que à medida que o desgaste vai ocorrendo mais rápido, vai se perdendo material do hardfacing. Ao longo de um ciclo completo nos ensaios no CENPES, pode-se dizer que houve uma perda de altura pelo hardfacing de no máximo dois milímetros, o que comparando ao gráfico, não teria atingido a zona de queda de dureza. Com uma análise mais detalhada, pode ser observado que nos dois lados analisados, as zonas críticas podem estar compreendidas entre 2,5 mm e 3,5 mm, o que não impede que qualquer outro ponto ao longo da circunferência do hardfacing atinja valores críticos maiores ou menores que este intervalo. Porém essas zonas em que se mantém a dureza quase constante tem sua profundidade em cerca de 2,5 mm.

4.4.3.2 Fluidos

Os fluidos utilizados nas operações de perfuração tem funções definidas como: Limpar o fundo dos poços de cascalhos gerados pela broca e transportá-los até a superfície; exercer pressão hidrostática sobre as formações, de modo a evitar influxo de fluidos indesejáveis (kick); estabilizar as paredes do poço e; resfriar e lubrificar a coluna de perfuração e a broca.

Os fluidos disponibilizados para os ensaios são os mesmo utilizados em sondas de perfuração, basicamente são formados por dois grupos: à base água, denominado de CATIÔNICO e base óleo, produzido pela própria Petrobras com nome comercial de BR MULL. Para os ensaios, esperava-se que o fluido a base óleo (BR MULL) tivesse melhor desempenho contra a abrasividade, quando comparado ao fluido base água (Catiônico). Porém, o resultado final dos testes mostrou uma semelhança quanto às características lubrificantes dos dois fluidos. Suas principais características, composição e atuação nos testes são mostrados adiante.

4.4.3.2.1 Catiônico

Os fluidos catiônicos são produzidos à base água, pois são utilizados principalmente, no início das operações de perfuração. Portanto, sua perda misturada à água do mar não é prejudicial financeiramente e nem ao meio ambiente, pois em sua composição não se encontram materiais químicos tóxicos.

Os fluidos Catiônicos utilizados foram produzidos no Centro de Pesquisa da Petrobras e são compostos por diversos elementos com pesos diferentes. Entre os elementos que compõem o fluido pode-se citar: Goma Xantana, CMC AV AS, CMC AV AS Tipo 2, NaCl, Polímero Catiônico, Triazina, Soda Caustica, Detergente e Baritina.

Ao início dos ensaios, quando o fluido havia sido preparado com pouco tempo, sua coloração era esbranquiçada e com uma certa viscosidade. Ao final de dois testes, a coloração tornava-se escura, quase negra, isso devido a temperatura atingir aproximadamente 85 °C durante os ensaios. Pela dificuldade da circulação do fluido no equipamento, notava-se que sua viscosidade havia aumentado ao final de um ciclo, e dessa forma suas características lubrificantes eram alteradas com o uso. As figuras 4.15 e 4.16 mostram o fluido após ser preparado e ao final de dois ensaios, respectivamente.



Figura 4.15 - Fluido Catiônico novo

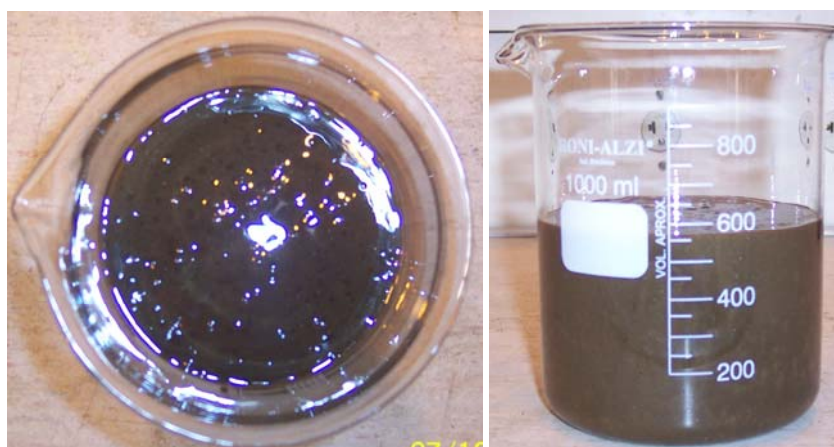


Figura 4.16 - Fluido Catiônico usado

Após a realização dos ensaios, foram feitos testes de viscosidade e de material restante com as amostras dos fluidos mostrados acima. As tabelas 4.4 e 4.5 trazem esses resultados, e comprovam uma maior viscosidade do fluido e porcentagem de sólidos na amostra utilizada.

Tabela 4.4 - Teste de material restante no fluido catiônico

Materiais	
NOVO	USADO
Água:92%	Água:88%
Sólido:8%	Sólidos:12%

Tabela 4.5 - Teste de viscosidade no fluido catiônico

RPM	Reologia [grau]	
	NOVO	USADO
600	49	116
300	35	84
200	29	70
100	21	52
6	8	20
3	6	17

4.4.3.2.2 BR MULL

Os fluidos base óleo como o BR MULL são desenvolvidos para serem utilizados em operações de perfuração onde seu retorno e recuperação é possível. Isso porque trata-se de um fluido tóxico que prejudica o meio ambiente e para sua aquisição é necessário um alto investimento inicial. O custo de um barril pode chegar a U\$ 170,00. Por este motivo, esses tipos de fluidos sofrem um tratamento de limpeza quando retornam à plataforma.

O BR MULL foi desenvolvido para situações mais rigorosas ou seja, para operações onde o contato entre a coluna de perfuração e o riser/casing torna-se mais abrasivo. Suas características lubrificantes são mais eficazes que os fluidos a base água, onde sua composição é basicamente água, óleo e partículas sólidas que não foram identificadas neste trabalho, e seu peso específico chega a atingir 10,8 lbf/gal.

As características do BR MULL não se alteravam de forma considerável durante os ensaios. A temperatura era elevada em aproximadamente 50°C durante os ensaios, o que levava a uma pequena perda de parafina, que com a reposição do fluido não alterava sua lubricidade inicial. A figura 4.17 mostra o fluido BR MULL utilizado nos testes, e na tabela 4.6 são apresentados os resultados dos testes realizados com o fluido novo e usado por um ciclo de ensaios.



Figura 4.17 - Fluido BR MULL novo

Tabela 4.6 - Teste de material restante no fluido BR MULL

BR MULL	NOVO	USADO
Água	22%	30%
Óleo	68%	56%
Sólidos	10%	14%

4.4.3.3 Amostras de riser

O trecho do riser de aço utilizado para retirar as amostras para os ensaios era de propriedade do CENPES. A transformação deste riser em amostras foi realizada no próprio Centro de Pesquisa que, utilizando de equipamentos apropriados, desenvolveu amostras com dimensões de aproximadamente 35x25 cm. O aço do riser era um X-65 cuja composição pode ser encontrada na tabela 4.7 que segue.

Tabela 4.7 - Composição química do riser de aço X-65 em percentual de peso.

Composição	C	S	P	Mn	Ni	Cr	SI	Mo
[%]	0,050	0,004	0,010	1,686	0,010	0,138	0,200	0,195

As amostras antes de serem ensaiadas eram gabaritadas através de uma folha plástica com furos espaçados a cada um centímetro. A marcação era feita com intuito de fixar pontos com espessuras definidas para então, após o período de contato e desgaste com a conexão, poder remarcar-los alinhados com os pontos que não sofreram desgaste, e medir suas perdas de espessuras até o final do ensaio. A figura 4.18 mostra uma amostra gabaritada após um certo período de ensaio.

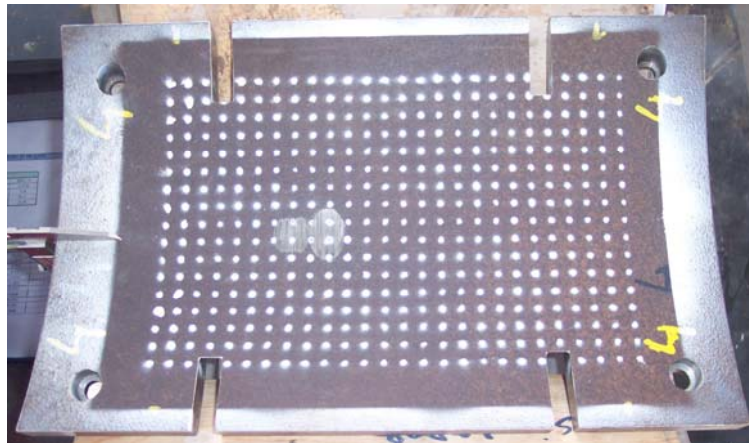


Figura 4.18 - Amostra gabaritada para leitura

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

5.1 Fatores que influenciam nos resultados experimentais

Como pôde ser visto, um estudo tribológico reúne um conjunto de parâmetros variáveis onde qualquer pequena modificação influencia no resultado esperado. Durante as análises notou-se alguns aspectos curiosos, que levavam a resultados inesperados, como a presença ou não de hardfacing, velocidade de rotação e tipo de fluido utilizado. O efeito desses parâmetros sobre os testes serão apresentados separadamente a seguir.

5.1.1 Efeito do hardfacing

Como já foi explicado, o hardfacing é um elemento desenvolvido para aumentar a vida útil da conexão e prevenir o desgaste do riser/casing. O hardfacing é um material que apresenta a menor dureza entre os materiais do riser/casing e do corpo da conexão. Seu desgaste durante os ensaios foi perceptível, conforme era de se esperar. Porém, o desgaste causado sobre as amostras foi ainda maior, principalmente nas primeiras amostras. Isso levou a um questionamento quanto ao seu uso. Optou-se então pela realização de testes com uma conexão sem o hardfacing. Utilizando os mesmos parâmetros de análises realizadas com o hardfacing, os resultados obtidos foram um tanto quanto surpreendentes, registrando uma menor taxa de desgaste. Alguns fatores podem ter influenciado nesses resultados, contudo vale ressaltar o que foi salientado por outros autores: o volume desgastado é proporcional ao produto da força lateral e distância deslizada, e inversamente proporcional à dureza do material. Com isso, materiais em contato com dureza elevada têm baixo coeficiente de atrito e levam a baixas taxas de desgaste. Esta explicação é bastante relevante visto que o material da conexão em contato com o riser tem maior dureza e menor coeficiente de atrito, o que pode ter levado aos resultados obtidos.

5.1.2 Efeito da Rotação

Dentre alguns fatos curiosos a respeito dos ensaios, pode ser citado o efeito causado pela velocidade de rotação. Pela lógica, uma rotação mais elevada tenderia a levar a amostra a desgastar-se mais rapidamente. Porém, em alguns ensaios, era observado o inverso. Como exemplo podem ser citados os ensaios 9 e 10 que trabalhavam com rotações de 80 e 125 rpm, respectivamente. Ao aplicar uma rotação mais elevada na amostra 10, registrou-se um menor volume de material perdido, isso pode ser visto quando compara-se o volume final de cada período de ensaio.

Este fenômeno é explicado por WHITE e DAWSON [16] que em seus ensaios laboratoriais constataram a existência de valores muito baixos para os coeficientes de atrito com elevado tempo de ensaio. A causa desses reduzidos valores durante os ensaios é a ocorrência da *Lubrificação Hidrodinâmica*, explicam os autores.

A *Lubrificação Hidrodinâmica* normalmente está associada a este tipo de ensaio que envolve rotação lubrificada e duas superfícies em contato. Isto ocorre quando o fluido utilizado na lubrificação é puxado para dentro de um *gap*, em uma fina camada, entre a superfície da conexão e do riser, que antes estavam em contato. Dependendo da viscosidade do fluido e da velocidade do eixo, o fluido pode ser forçado para dentro do *gap* com alta pressão suportando parte ou todo carregamento do mancal. Segundo WHITE e DAWSON [16], a presença da Lubrificação Hidrodinâmica normalmente não é esperada, mas sua ocorrência pode ser confirmada com a medida da pressão do fluido no *gap*.

5.1.3 Efeito dos fluidos

Durante os ensaios devido à pressão e à rotação, a temperatura dos fluidos e das amostras em contato chegavam a atingir valores bastante elevados da ordem de 50 a 85 °C (fluidos base óleo e água, respectivamente). Os testes eram parados em tempos determinados e havia uma reposição dos fluidos e com isso a temperatura não excedia esses valores. Quanto à temperatura, não é possível avaliar a lubricidade dos fluidos, pois não foram realizados testes de viscosidade em temperaturas diferentes.

O que se pode dizer sobre os fluidos é que as características lubrificantes dos base óleo são superiores dos de base água. Porém, nos ensaios realizados foram

observados alguns resultados que contradizem esta afirmação. Para não envolver o efeito do hardfacing novo ou usado, pode-se comparar os resultados encontrados para os ensaios de número 10 e 11, que utilizaram 125 rpm sobre uma conexão sem hardfacing e fluidos à base óleo e água, respectivamente. As figuras 5.1 e 5.2 ilustram o desgaste ao final de oito horas de ensaio para estas amostras.

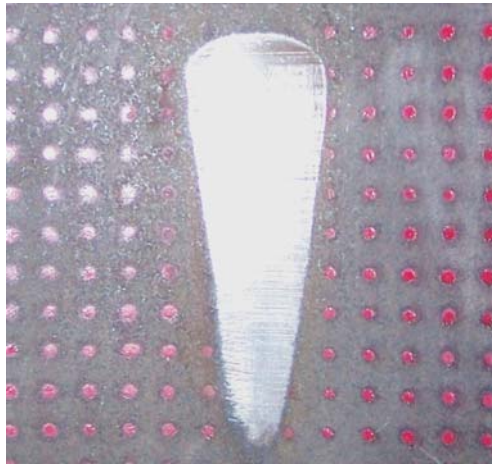


Figura 5.1 - Amostra desgastada por uma conexão sem Hardfacing e com Fluido BR MULL ao final de oito horas de ensaio – Ensaio 10



Figura 5.2 - Amostra desgastada por conexão sem Hardfacing e com Fluido Catiônico ao final de oito horas de ensaio – Ensaio 11

Quanto a este fato, não é possível chegar a uma conclusão lógica, mas a afirmação que se pode fazer é que a lubrificação hidrodinâmica, explicada

anteriormente, ocorre mais facilmente em fluidos com menor viscosidade. Quando comparado ao BR MULL, o fluido catiônico é menos viscoso e mais fácil de ser succionado para dentro do *gap* criado pelo fenômeno. Outra razão que pode ter colaborado para tal resultado foi a baixa força de contato lateral escolhida para esses ensaios (1000 psi), o que voltou a contribuir com o fenômeno.

5.2 Divisão dos resultados

De posse dos resultados obtidos nos doze ensaios experimentais realizados, apresentar-se-ão suas análises em grupos que compreendem o mesmo tipo de fluido e mesmo tipo de conexão, porém, com modificações na rotação e na força de contato lateral, ou seja, os grupos de resultados serão divididos conforme as tabelas 5.1 a 5.4 apresentadas a seguir:

➤ Grupo 1

Tabela 5.1 - Divisão do grupo de ensaios 1

Ensaio N°	Força lateral PSI	Rotação RPM	Smooth HardFacing	Tipo de Fluido
1	2000	125	Tipo 1	BR MULL
2	2000	80	Tipo 1	BR MULL
7	1000	125	Tipo 1	BR MULL
8	1000	80	Tipo 1	BR MULL

➤ Grupo 2

Tabela 5.2 - Divisão do grupo de ensaios 2

Ensaio N°	Força lateral PSI	Rotação RPM	Smooth Hardfacing	Tipo de Fluido
3	2000	125	Tipo 1	Catiônico
4	2000	80	Tipo 1	Catiônico
5	1000	125	Tipo 1	Catiônico
6	1000	80	Tipo 1	Catiônico

➤ **Grupo 3**

Tabela 5.3 - Divisão do grupo de ensaios 3

Ensaio N°	Força lateral PSI	Rotação RPM	Smooth Hardfacing	Tipo de Fluido
9	1000	80	SEM	BR MULL
10	1000	125	SEM	BR MULL

➤ **Grupo 4**

Tabela 5.4 - Divisão do grupo de ensaios 4

Ensaio N°	Força lateral PSI	Rotação RPM	Smooth Hardfacing	Tipo de Fluido
11	1000	125	SEM	Catiônico
12	1000	80	SEM	Catiônico

Para se ter um melhor entendimento dos gráficos, é preciso falar sobre a pressão de contato nas amostras. No início dos testes, a pressão de contato é bem elevada, onde seu valor pode “tender ao infinito”. Isso é esperado porque a área de contato no início é bastante reduzida, fazendo com que o volume cresça rapidamente no início e tenda a uma possível estabilização em um certo tempo (“infinito”). A melhor maneira de se observar esta reação foi reduzindo a pressão de contato lateral de 2000 para 1000 psi o que leva a uma estabilização do gráfico de forma mais rápida.

5.2.1 Grupo 1

A característica do primeiro grupo foi a utilização do fluido BR MULL, sendo relevante nos resultados a diferença quanto ao uso do hardfacing. No ensaio de número 1, o hardfacing se encontrava novo com uma superfície bastante áspera, já para os ensaios 2, 7 e 8 a conexão havia sido utilizada pelo menos duas vezes, fazendo com que a superfície do hardfacing ficasse mais lisa.

O ensaio de número 2 foi realizado duas vezes devido à constatação de erros na leitura das espessuras na sua primeira execução. Ao ser realizado pela segunda vez, o hardfacing já se apresentava bastante desgastado, por este motivo obteve-se um volume

perdido com baixos valores em comparação ao primeiro teste, uma vez que a pressão utilizada era de 2000 psi.

Fazendo uma comparação entre os ensaios 7 e 8, embora se encontrassem com o mesmo fluido e força lateral, se diferenciavam na velocidade de rotação que era de 125 e 80 rpm, respectivamente. Imaginava-se que quanto maior a rotação maior seria o desgaste. Porém, o resultado encontrado comprovou o contrário. Pode-se explicar isso pela por uma possível ocorrência do fenômeno de Lubrificação Hidrodinâmica, encontrado também por outros autores conforme já mencionado. Os resultados em termos de *Volume* [m³/m] em função da *Função Trabalho* Ψ [N] e *Tempo* [h], respectivamente, podem ser vistos graficamente nas figuras 5.3 e 5.4 que são apresentadas.

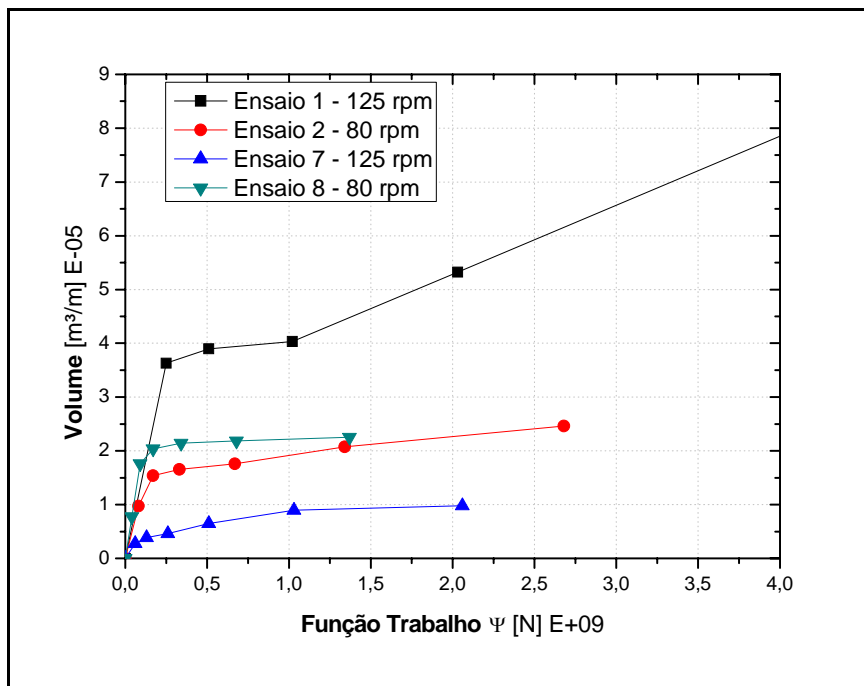


Figura 5.3 - Volume por Função Trabalho

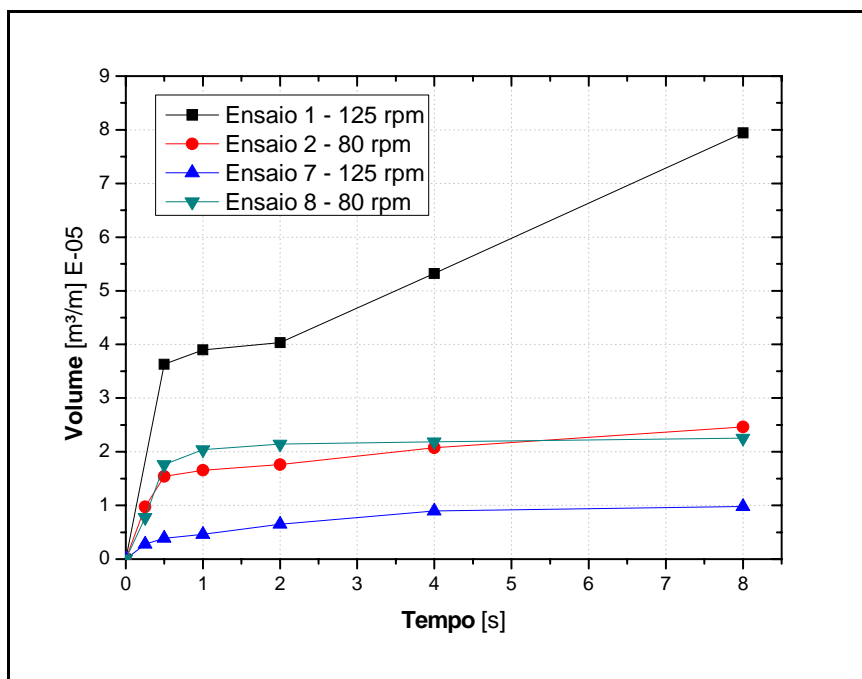


Figura 5.4 - Volume em Função do Tempo

Um ponto analisado sobre os resultados deixou bem claro que para os hardfacings utilizados nos ensaios da empresa “X” o comportamento apresentava-se muito abrasivo no início, ou seja, quando haviam hardfacings novos. A explicação pode ser bem lógica, considerando o fato de sua superfície ser fabricada com muitas ondulações e irregularidades, conforme explicado anteriormente. A comprovação disso pode ser vista observando o volume final encontrado para os ensaios 2 e 8, obtendo resultados bem próximos. As diferenças entre eles eram a pressão lateral utilizada, que para a amostra 2 era de 2000 psi e para amostra 8 era de 1000 psi, e o nível de uso do hardfacing. Imaginava-se que pelo fato da amostra 2 ser submetida a um pressão duplicada, seu volume de material perdido iria ser muito maior, porém na maioria dos períodos de leitura, o desgaste registrado pela amostra 8 foi maior, chegando ao final com resultado de ambos bem próximos. A explicação desse fato é devido a amostra 2 ter sido ensaiada após quatro testes e a amostra 8 após dois testes, deixando evidente a influência da superfície do hardfacing.

Através das figuras 5.5 *Pressão de Contato* [N/m²] E+06 por *Função Trabalho* Ψ [N] e 5.6 de *Pressão de Contato* [N/m²] E+06 por *Tempo* [h], pode-se perceber que cada ensaio tende a aproximar-se assintoticamente de um valor. Isso pode ser visto com

clareza no ensaio de número 8, que apresenta quase uma assíntota para o valor de $1,9 \times 10^6$ N/m² de pressão de contato.

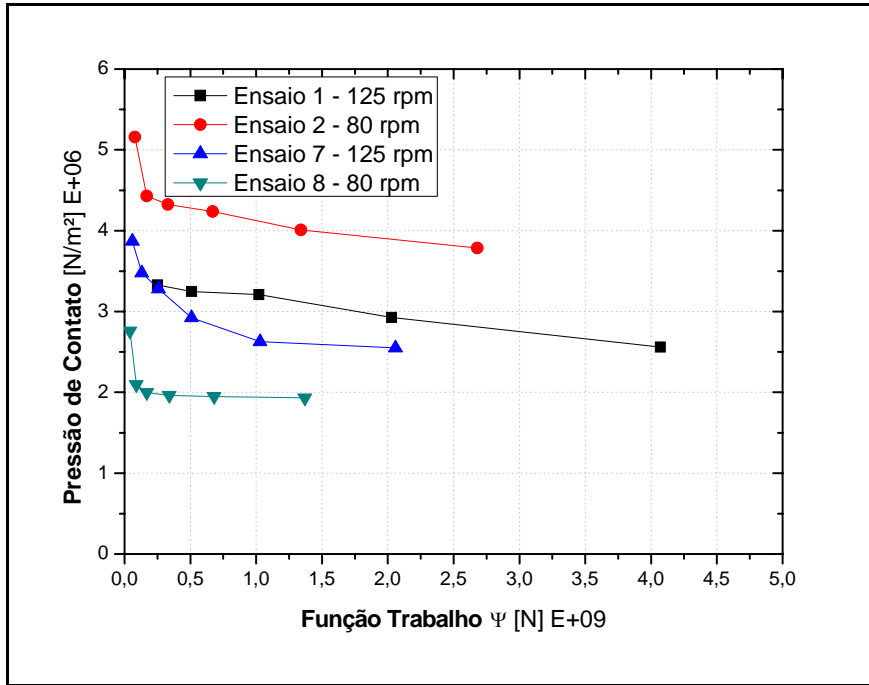


Figura 5.5 - Pressão de contato em Função da Função Trabalho

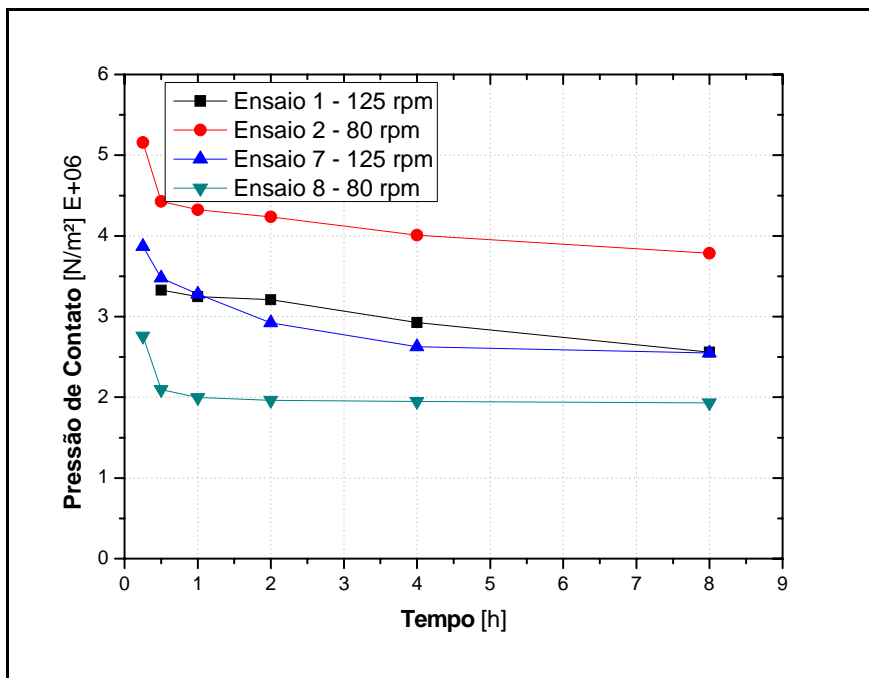


Figura 5.6 - Pressão de contato em Tempo

Todos os ensaios deste grupo, exceto o de número 1, apresentam uma descendência clara de um valor muito alto de pressão de contato tendendo para um valor definido. O ensaio 1 não apresentou esta curva, pois a sua realização não contava com períodos de leitura de 15 minutos, que foi fundamental para conseguir registrar essa descendência.

Para determinar o Fator de Desgaste, plota-se os gráficos representados pelas figuras 5.7 e 5.8 que coloca o *Fator de desgaste* [1/Pa] E-14 em função da *Função Trabalho* Ψ [N] e *Tempo* [h], respectivamente.

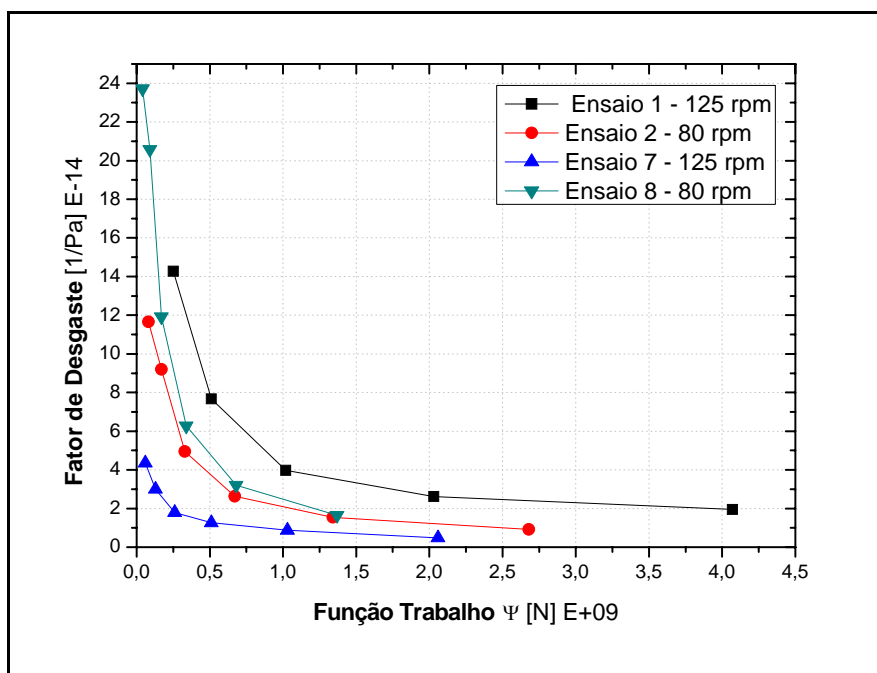


Figura 5.7 – Fator de desgaste em função da Função Trabalho

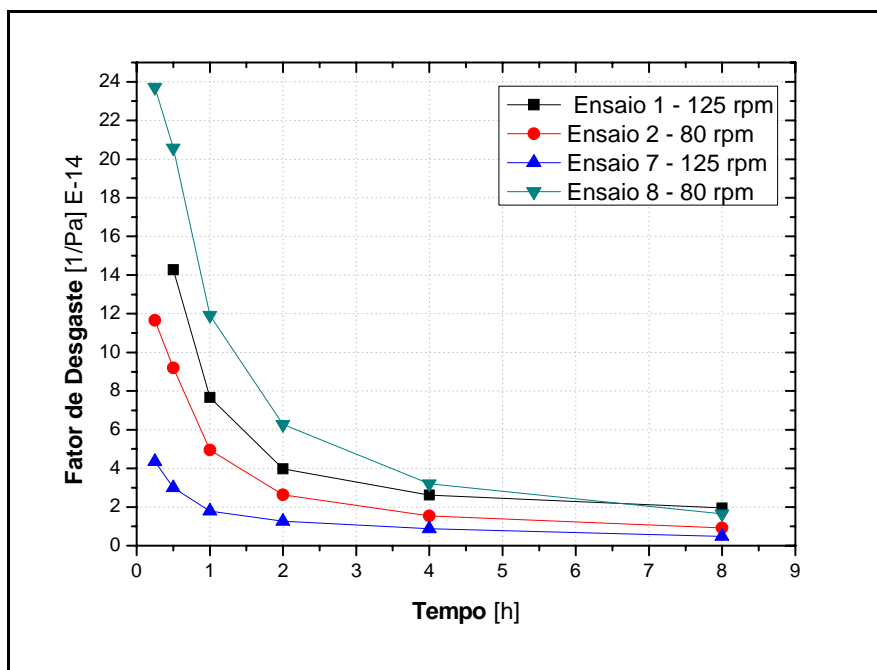


Figura 5.8 - Fator de Desgaste em função do Tempo

Nota-se que o ensaio de número 8, apresentou o maior valor de fator de desgaste aos 15 minutos entre os testes. Isto poderia ser definido anteriormente conforme explicado por HALL et al. [2], onde esclarecem que o valor do fator de desgaste Convencional e Instantâneo dependem da inclinação da curva de Volume por Função Trabalho. Assim, quanto maior a inclinação da curva neste gráfico maior será o valor do fator de desgaste. Logo, pode-se estender esta explicação para os demais ensaios, ou seja o fator de desgaste está diretamente relacionado com a inclinação da curva de volume por tempo.

Analisando os gráficos, é possível dizer também que ao final de oito horas de ensaio, todos os testes tiveram seus valores de fator de desgaste aproximados, em torno de 1 a 2 [1/Pa] E-14. Seria então possível afirmar que, caso o volume e a pressão de contato tivessem atingido valores constantes para os testes a partir de um certo tempo, todos os valores de fator de desgaste seriam levados a zero, não havendo, portanto, mais registro de perda de material ou desgaste.

De forma a visualizar o desgaste ocorrido com as amostras deste grupo, apresenta-se a figura 5.9 que mostra a forma assumida pelas amostras ao final das 8 horas de ensaio.

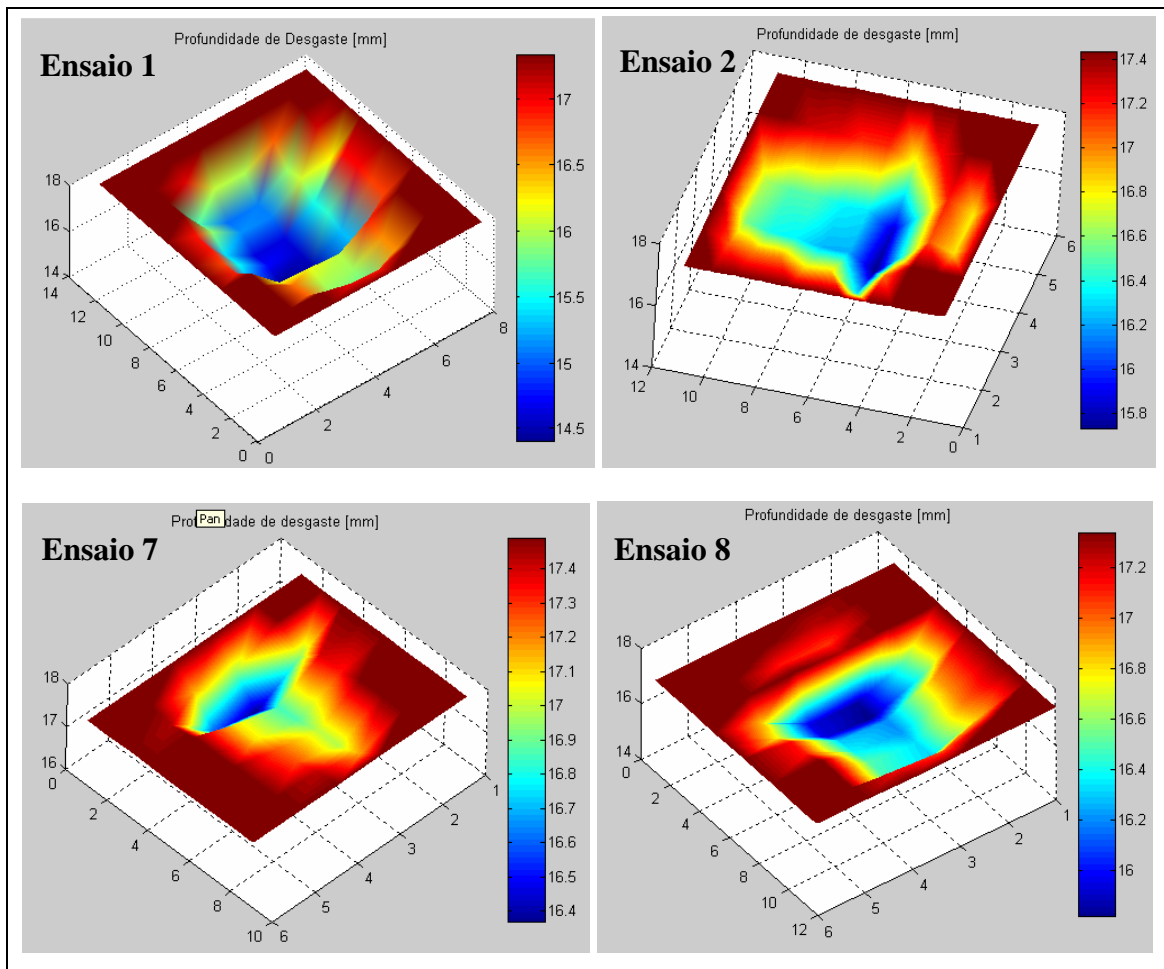


Figura 5.9 – Modelo do desgaste ao final de oito horas de ensaio para cada amostra do grupo 1

Com este espectro do desgaste nas amostras, fica fácil perceber que o volume perdido pela amostra do ensaio 1 é superior aos demais do grupo devido à presença do hardfacing novo. A região onde o desgaste é provocado pelo hardfacing também fica destacada nas amostras pela cor azul escuro, onde são obtidas as maiores profundidades. O valor de cada altura desgastada pode ser retirada pela diferença entre dos valores correspondentes às cores na barra colorida. O desgaste provocado pelo corpo da conexão pode ser visto mais intensamente nas amostras dos ensaios 2 e 8.

Dessa forma, os resultados deste grupo de ensaios são satisfatórios e condizentes com a literatura especializada, sendo portanto válidos quanto às ocorrências e podendo ser utilizados em pesquisas futuras.

5.2.2 Grupo 2

O segundo grupo a ser analisado utilizou o fluido Catiônico durante os testes. Este fluido apresenta uma natureza mais abrasiva que o BR MULL, o que foi confirmado pelos resultados obtidos. Porém, durante a análise desses resultados foi observado um caso em que o BR MULL se demonstrou mais abrasivo que o Catiônico. Outra diversidade entre os testes desse grupo foi a utilização de hardfacing usado e novo, ou seja, hardfacings com superfície áspera e lisa. Os ensaios de número 5 e 6 utilizaram o hardfacing novo e os ensaios 3 e 4, utilizaram um hardfacing com pelo menos três testes acumulados.

Os resultados obtidos demonstraram-se coerentes, pois os valores encontrados para o volume desgastado nos testes descrevem curvas suaves, exceto para o ensaio de número 4, que para o volume final apresentou uma inclinação acentuada, levando-o a registrar o maior valor de volume de material perdido dentro do grupo. As figuras 5.10 e 5.11 apresentam os resultados de *Volume* em função da *Função Trabalho* e do *Tempo*, respectivamente.

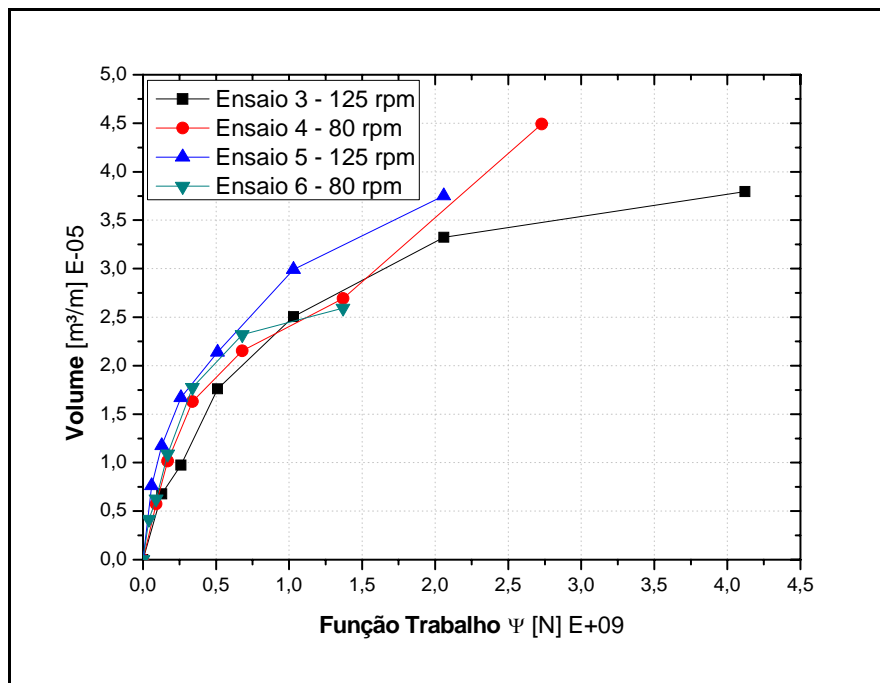


Figura 5.10 - Volume em Função da Função Trabalho

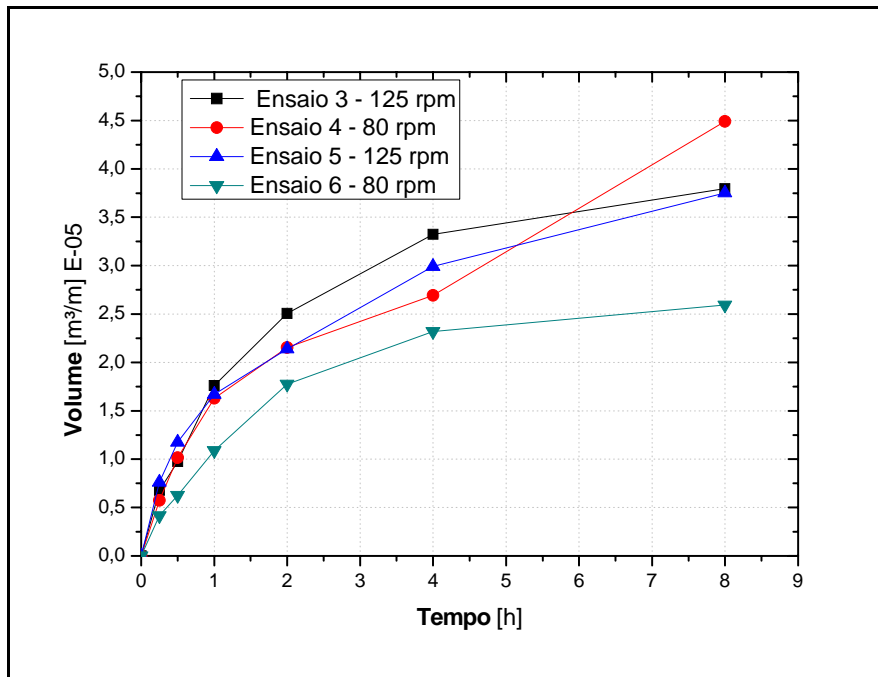


Figura 5.11 - Volume em função do Tempo

Analisando os resultados graficamente, é possível perceber que as amostras de números 3 e 5 obtiveram aproximadamente o mesmo volume de material perdido nas oito horas de teste. Considerando-se que esses ensaios foram realizados com a mesma rotação e com cargas de 2000 e 1000 psi, para as amostras 3 e 5, respectivamente, constata-se novamente a influência do nível de utilização do hardfacing, que para amostra 3 já acumulava-se o quarto teste, e para a amostra 5 era utilizado um hardfacing novo.

Observa-se também a possível presença do fenômeno da Lubrificação Hidrodinâmica, podendo-se agora concluir mais um detalhe. Seu efeito foi notado apenas nos testes que trabalhavam com hardfacings desgastados ou seja, em superfícies lisas. Para isso, compara-se os ensaios 3 e 4 onde trabalhavam com o hardfacing usado. O ensaio 3 foi realizado com rotação de 125 rpm, enquanto que, o ensaio 4 obtinha apenas 80 rpm, sendo ambos com a mesma carga aplicada. Observa-se então, que o maior desgaste foi obtido pelo ensaio 4 com menor rotação.

As figuras 5.12 e 5.13 trazem os resultados gráficos da *Pressão de Contato* em função da *Função Trabalho e Tempo*, respectivamente.

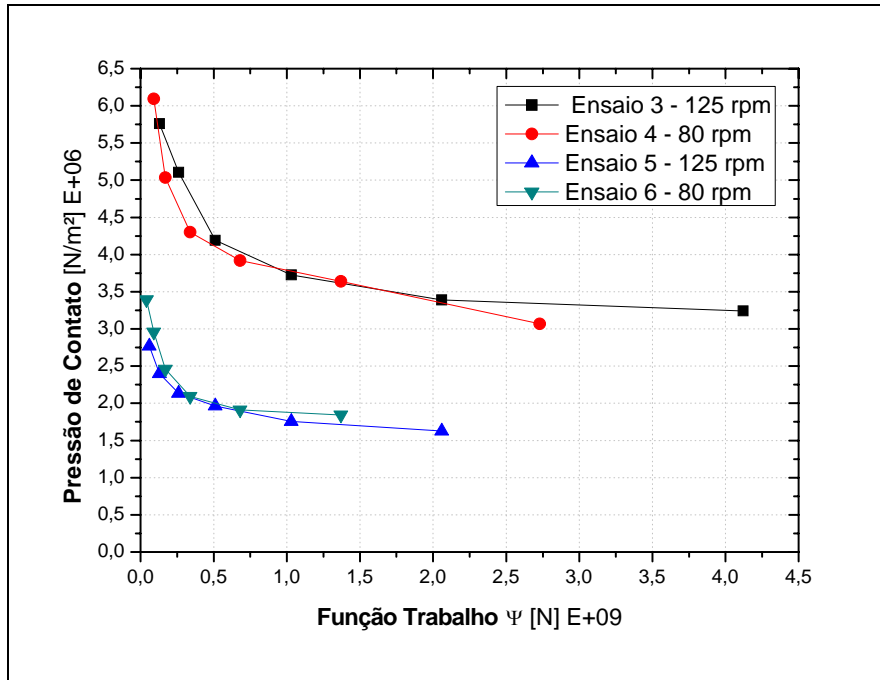


Figura 5.12 - Pressão de contato em função da Função Trabalho

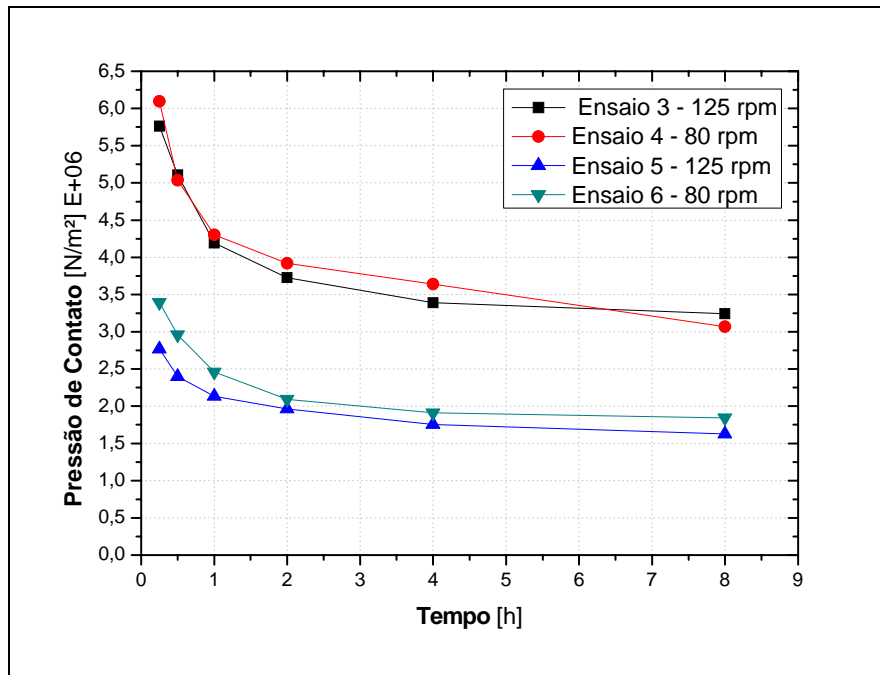


Figura 5.13 - Pressão de contato em função Tempo

A pressão de contato neste grupo ficou bem definida, separando os ensaios que trabalharam com carga de 2000 e 1000 psi. Os maiores valores de pressão de contato foram registrados para os ensaios que trabalhavam com 2000 psi, e ambos aproximaram-se do valor de $3,2 \text{ N/m}^2 \text{ E}+06$ ao final de oito horas de ensaio. Já para os

ensaios que foram realizados com 1000 psi, coube uma pressão de contato final de $1,8 \text{ N/m}^2 \text{ E}+06$. As figuras 5.14 e 5.15 apresentam os resultados de *fator de desgaste* por *Função Trabalho* e *Tempo*, respectivamente.

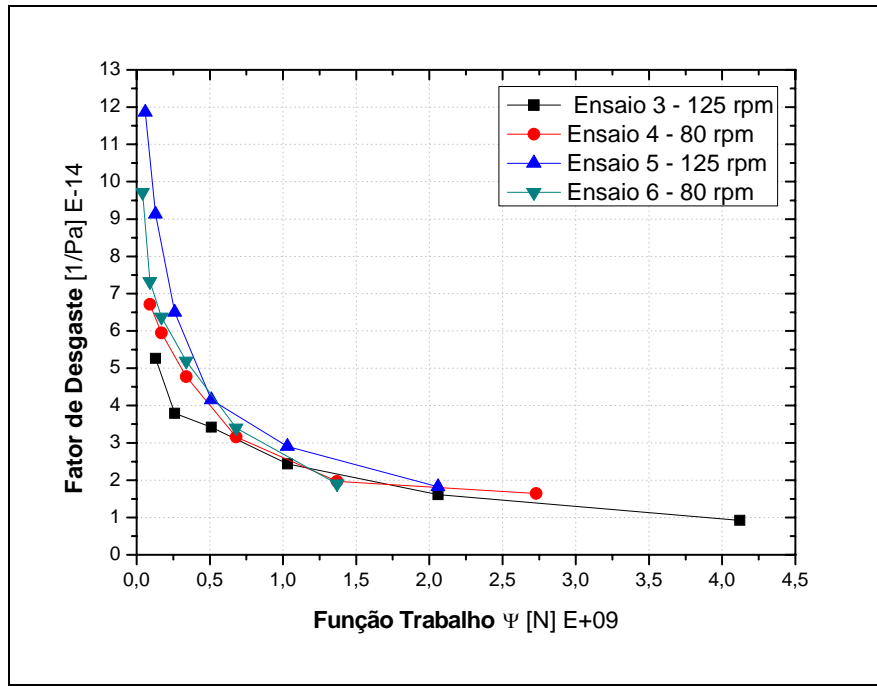


Figura 5.14 - Fator de desgaste em função da Função Trabalho

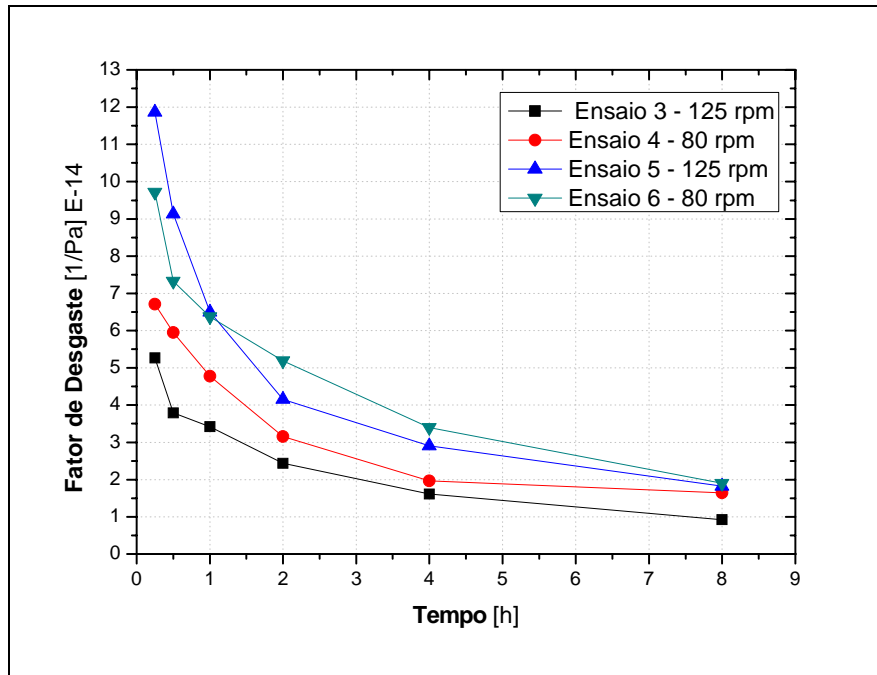


Figura 5.15 - Fator de desgaste em Função do Tempo

Como o fator de desgaste é definido como a inclinação da curva de volume por Função Trabalho, nota-se então que as maiores inclinações pertencem aos ensaios de número 5 e 6, que embora tenham sido realizados com menor carga que os demais do grupo, apresentaram o maior desgaste inicial. Isto foi consequência do uso de uma conexão com hardfacing novo.

A figura 5.16 apresenta os espectros das amostras desgastadas ao final das 8 horas de ensaio deste grupo de ensaios.

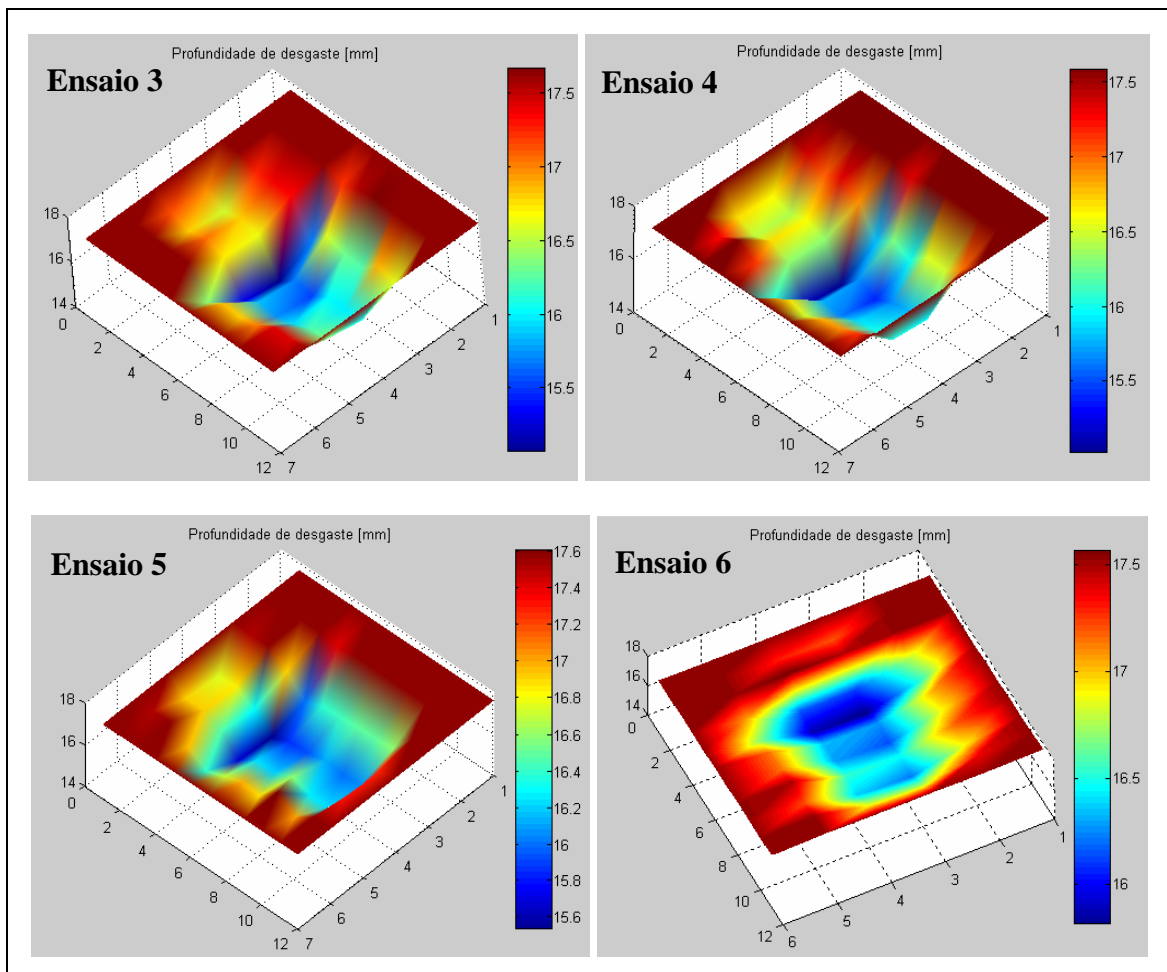


Figura 5.16 - Modelo do desgaste ao final de oito horas de ensaio para cada amostra do grupo 2

Em todas as amostras, é possível perceber o desgaste causado pelo hardfacing e pelo corpo da conexão. Com a análise deste grupo de ensaios, pode-se afirmar que os resultados corroboram com o esperado, observando-se pouca variação entre eles. Visto isso, é notória a validade dos resultados destes ensaios.

5.2.3 Grupo 3

Este grupo caracterizou-se por testes com conexão sem a presença do hardfacing. As amostras 9 e 10 ensaiadas são utilizadas para avaliar o uso do hardfacing com o fluido BR MULL, que nos ensaios anteriores apresentaram altas taxas de desgaste.

Como se trata de uma superfície bem menos rugosa que a do hardfacing, o contato da conexão com a amostra obteve menores índices de desgaste quando comparadas às dos grupos anteriores. A suspeita da ocorrência do fenômeno da lubrificação hidrodinâmica pode ser admitida, pois no ensaio de número 10, embora com maior rotação (125 rpm), o desgaste se deu em menores proporções que o ensaio 9 com baixa rotação (85 rpm). As figuras 5.17 e 5.18 mostram estes resultados graficamente com o *Volume* em função da *Função Trabalho* e *Tempo*, respectivamente.

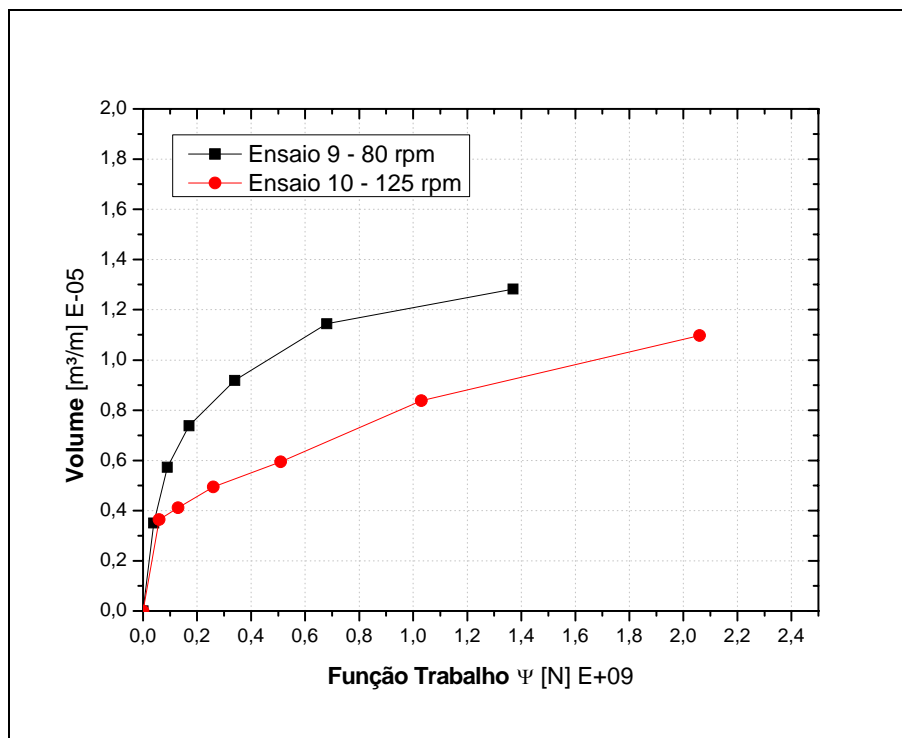


Figura 5.17 - Volume em função da Função Trabalho

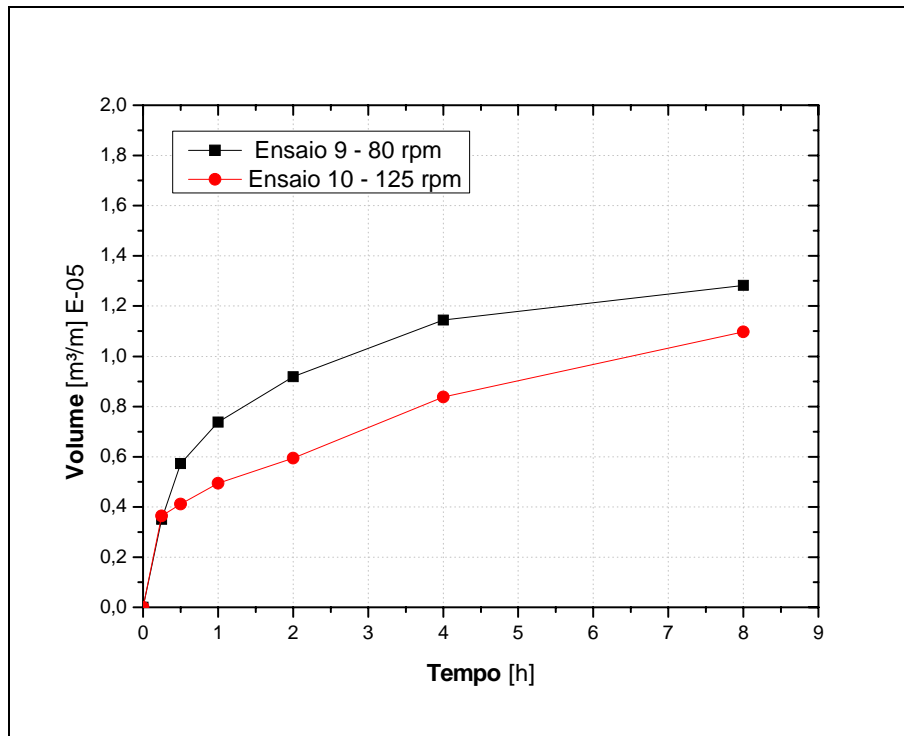


Figura 5.18 - Volume em função do Tempo

Os resultados aqui encontrados são um tanto quanto inesperados pois, sobre algumas amostras de riser constatou-se um menor desgaste quando comparadas a ensaios realizados com hardfacing. Por exemplo, pode-se citar o ensaio de número 8 que contém os mesmos parâmetros do ensaio 9, sendo diferenciado apenas pela presença do hardfacing. O resultado foi um volume de material perdido mais alto para o ensaio 8, que trabalhou com hardfacing. Já os ensaios 7 e 10, que foram ensaiados com e sem hardfacing, respectivamente, e demais parâmetros iguais, apresentaram um volume final com valores bem próximos, porém com menor volume registrado com a amostra 7. Valendo lembrar que para o ensaio 7, a conexão se encontrava com o hardfacing já desgastado (liso).

As figuras 5.19 e 5.20 apresentam os resultados graficamente em termos de *Pressão de Contato* por *Função Trabalho* e *Tempo*, respectivamente.

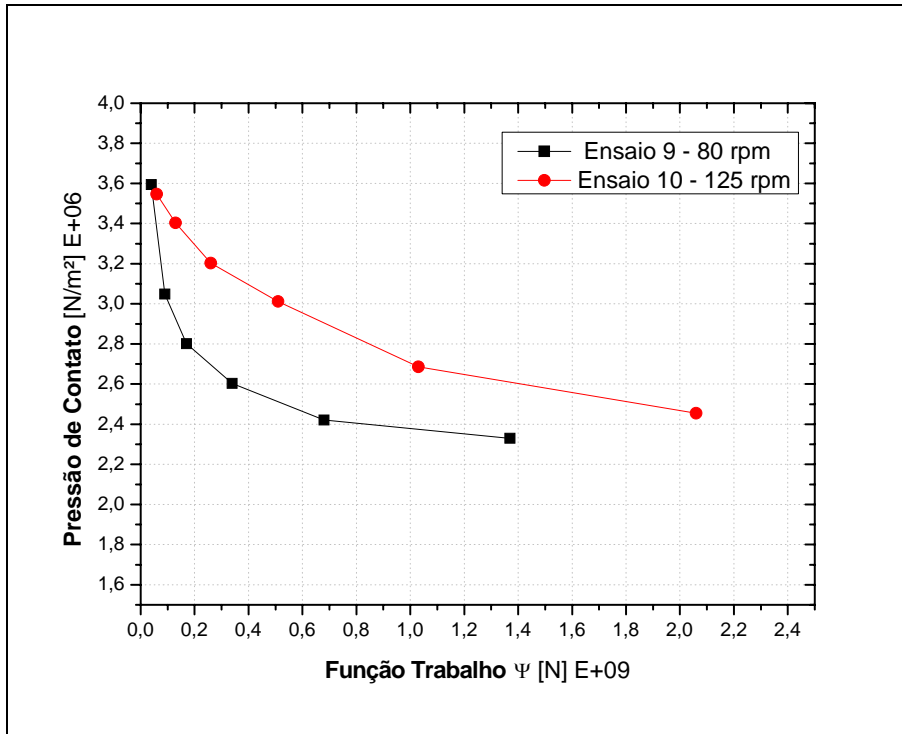


Figura 5.19 - Pressão de contato em função da Função Trabalho

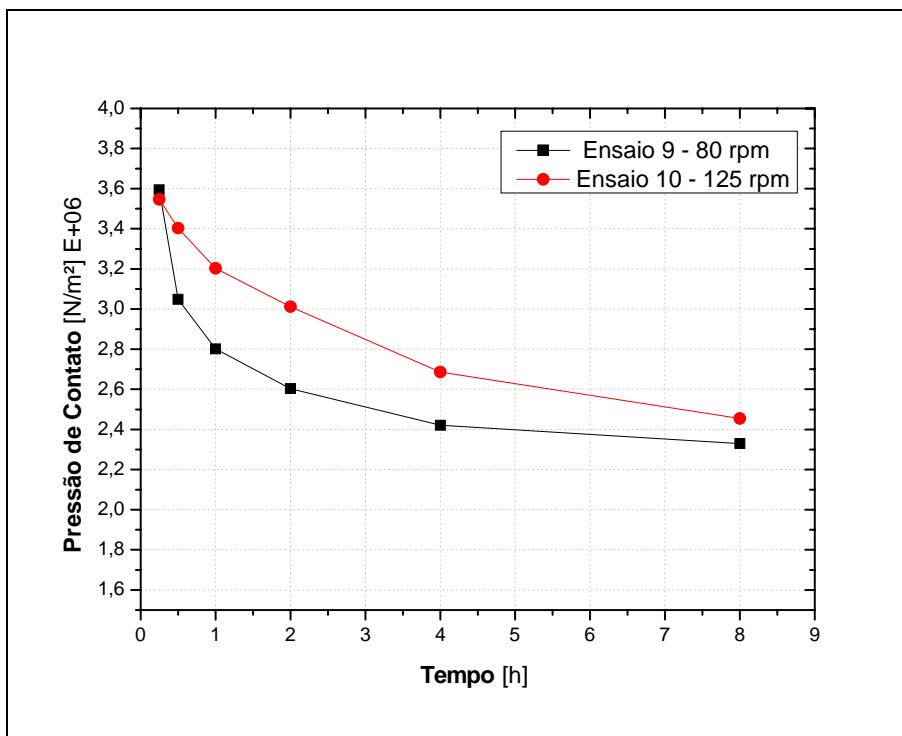


Figura 5.20 - Pressão de contato em função Tempo

As pressões de contato foram bem definidas mostrando uma tendência à estabilização mais rápida por parte do ensaio com menor rotação, ou seja, o de número 9. Isso porque o desgaste sobre a amostra se deu de forma mais rápida levando conseqüentemente a uma queda mais brusca da pressão de contato.

As figuras 5.21 e 5.22 trazem os resultados de *fator de desgaste* em função da *Função Trabalho* e do *Tempo*, respectivamente, para esses ensaios (9 e 10).

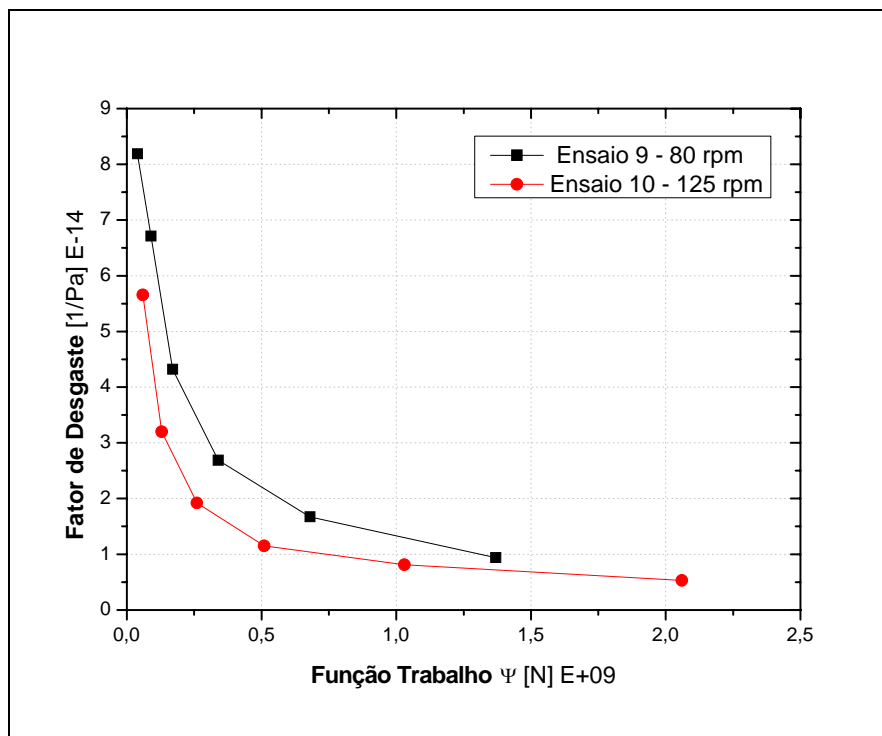


Figura 5.21 – Fator de Desgaste em função da Função Trabalho

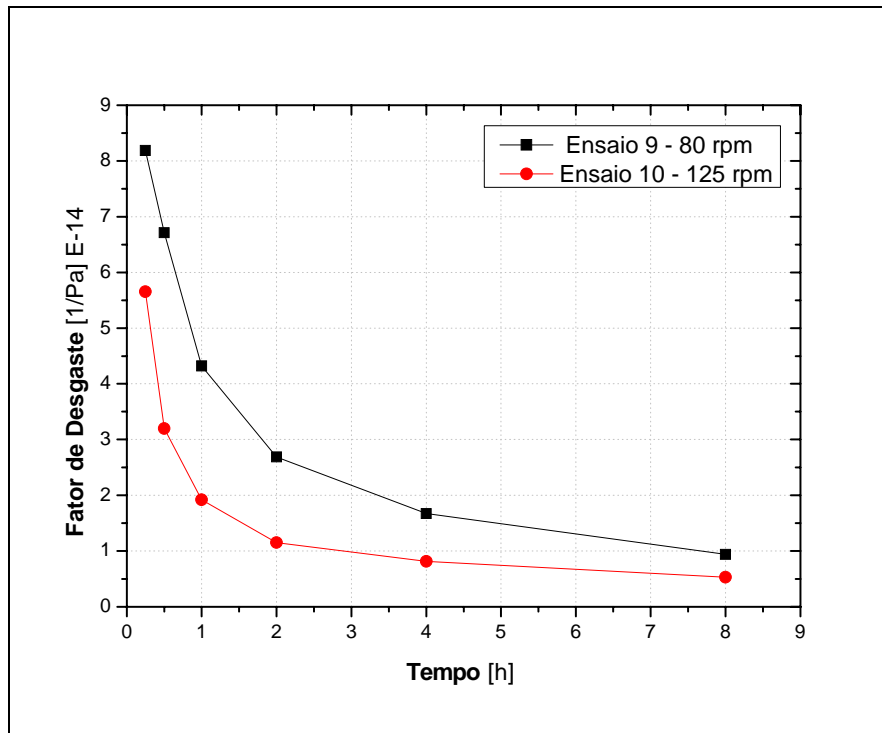


Figura 5.22 – Fator de Desgaste em função do Tempo

Em comparação com ensaios que utilizaram o hardfacing e velocidade de 80 rpm, o *fator de desgaste* apresentou valores mais baixos no início. Enquanto que para amostras que trabalharam com 125 rpm, o fator de desgaste inicial foi maior, a exemplo dos ensaios 8 e 9, e 7 e 10, respectivamente. Esse resultado condiz com o volume de material perdido, pois a taxa de desgaste registrada pela amostra 7 (com hardfacing), foi menor desde o início, mostrando um possível eficiência do hardfacing.

Comprovando a redução do desgaste ocorrido nas amostras ensaiadas por este grupo, apresenta-se a figura 5.23 mostrando a forma obtida pela amostra após as oito horas de ensaio.

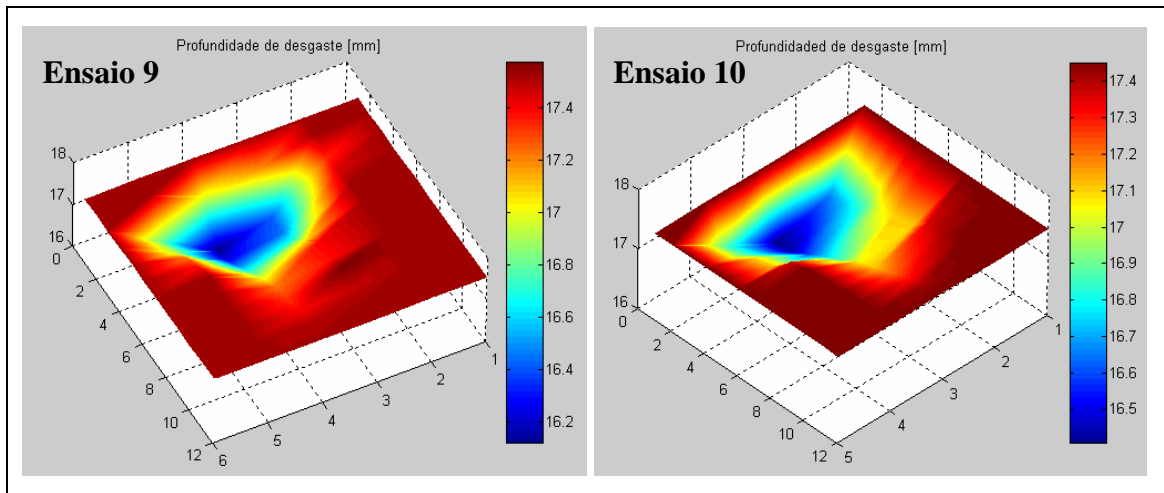


Figura 5.23- Modelo do desgaste ao final de oito horas de ensaio para cada amostra do grupo 3

Entre as principais características desse grupo, pode-se notar a ausência do hardfacing e apenas uma região central, devido à inclinação da amostra, que são observadas as maiores profundidades de desgaste. Sob análise dos ensaios e a configuração das curvas obtidas, confirma-se como satisfatórios os resultados deste grupo de ensaios.

5.2.4 Grupo 4

Este grupo de ensaios utilizou a mesma conexão sem hardfacing do grupo anterior e mesma carga de 1000 psi, porém agora com fluido catiônico para realização dos ensaios.

Os resultados obtidos foram bastante curiosos, uma vez que a conexão utilizada apresentava um desgaste superficial no ponto de contato com a amostra, assim os volumes encontrados para estes ensaios foram menores que para os ensaios que utilizaram o fluido BR MULL. Pode-se dizer também que os volumes de material perdidos nesses ensaios foram os menores registrados para todos ensaios realizados. O motivo deste resultado pode ser exatamente a existência de uma superfície da conexão quase polida para realização destes ensaios. A figura 5.24 faz esta comparação com a conexão nova e após 4 testes, e as figuras 5.25 e 5.26 apresentam os resultados do *Volume* em função da *Função Trabalho* e *Tempo*, respectivamente.

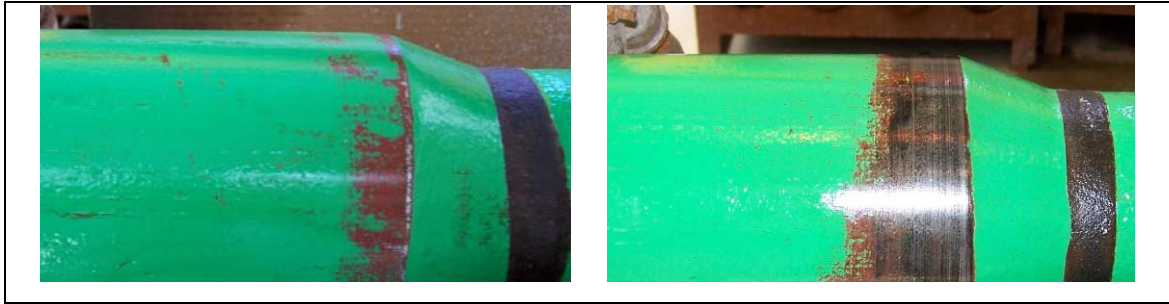


Figura 5.24 - Comparação entre a conexão nova e após quatro testes

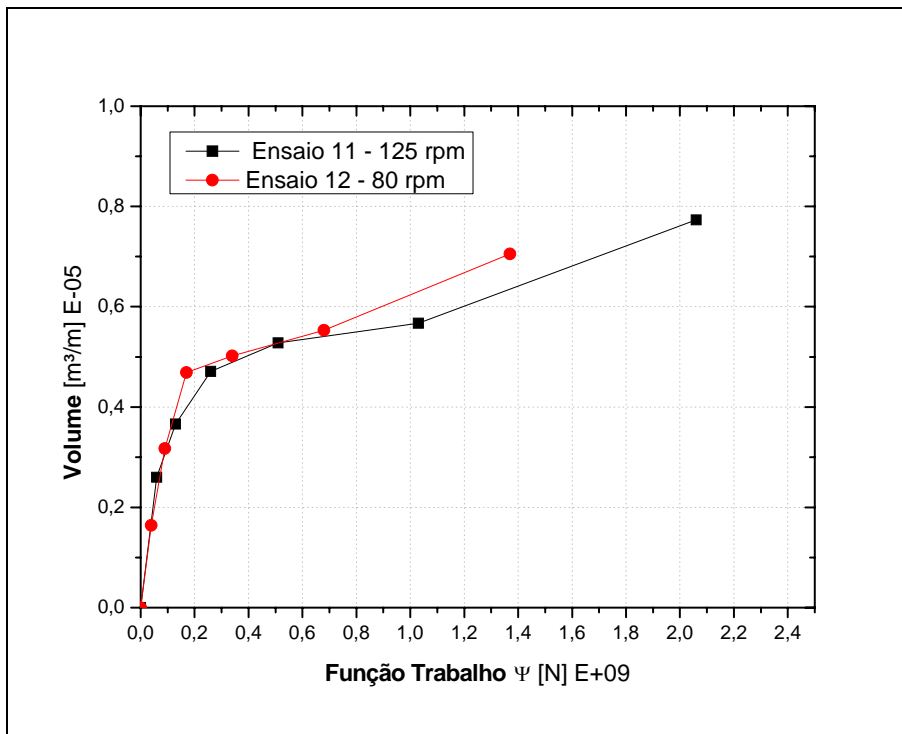


Figura 5.25 - Volume em função da Função Trabalho

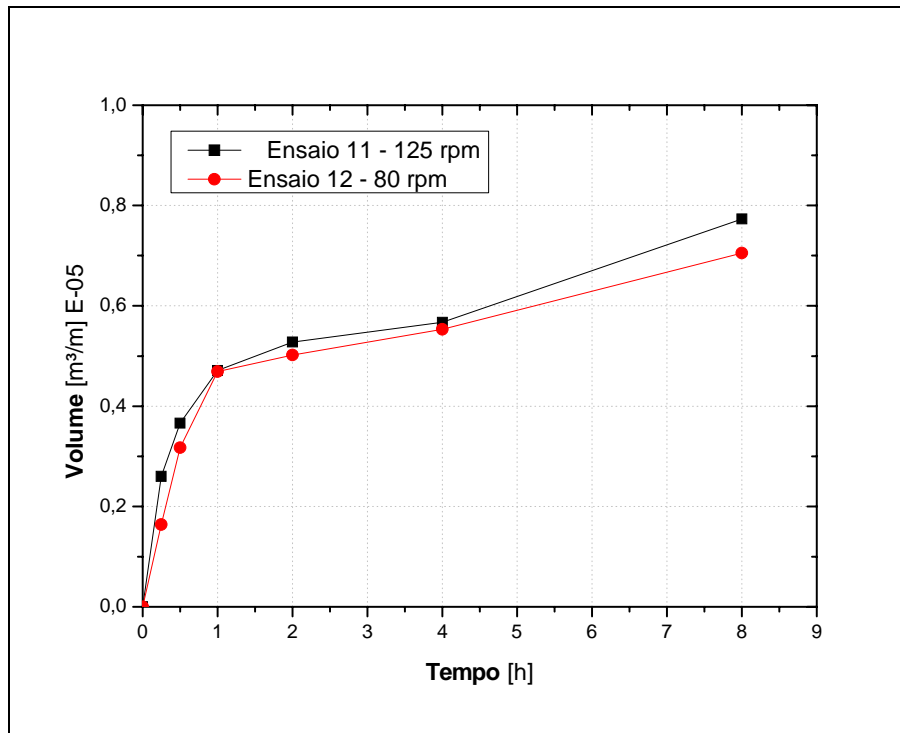


Figura 5.26 - Volume em função do Tempo

O desgaste foi aproximadamente o mesmo durante todo o teste para ambas as amostras 11 e 12, que se diferenciavam apenas na rotação de 125 e 80 rpm. Portanto, não foi constatada de forma clara a presença da lubrificação hidrodinâmica, apenas pelo fato do volume ter sido quase o mesmo em todos os períodos de leitura até o final das oito horas de ensaio. Os resultados ilustrados pelas figuras 5.27 e 5.28 mostram a Pressão de Contato em função da *Função Trabalho e Tempo*, respectivamente.

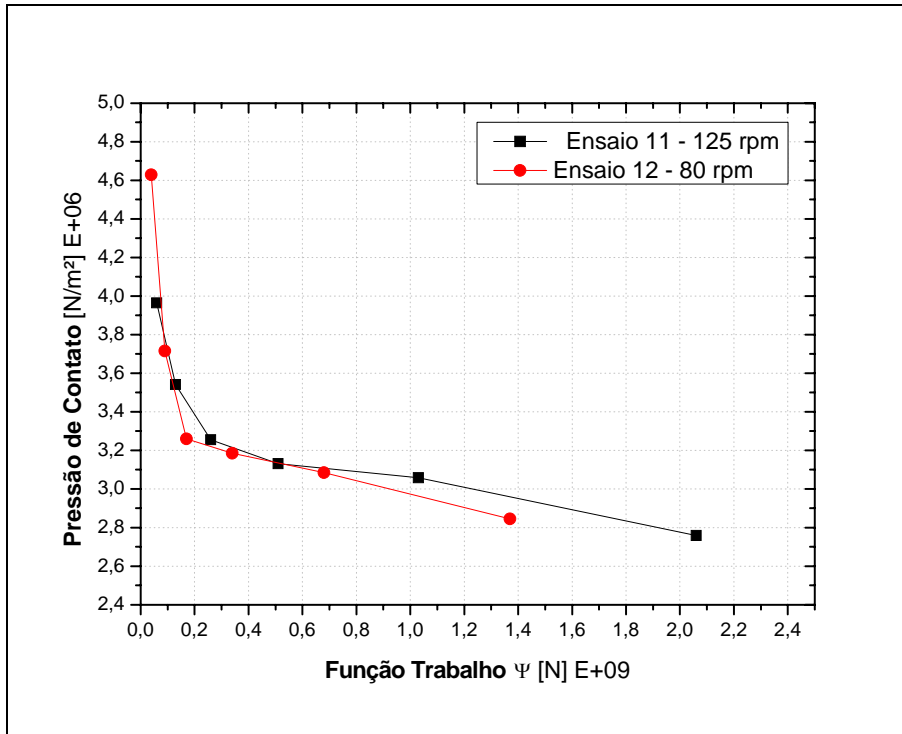


Figura 5.27 - Pressão de contato em função da Função Trabalho

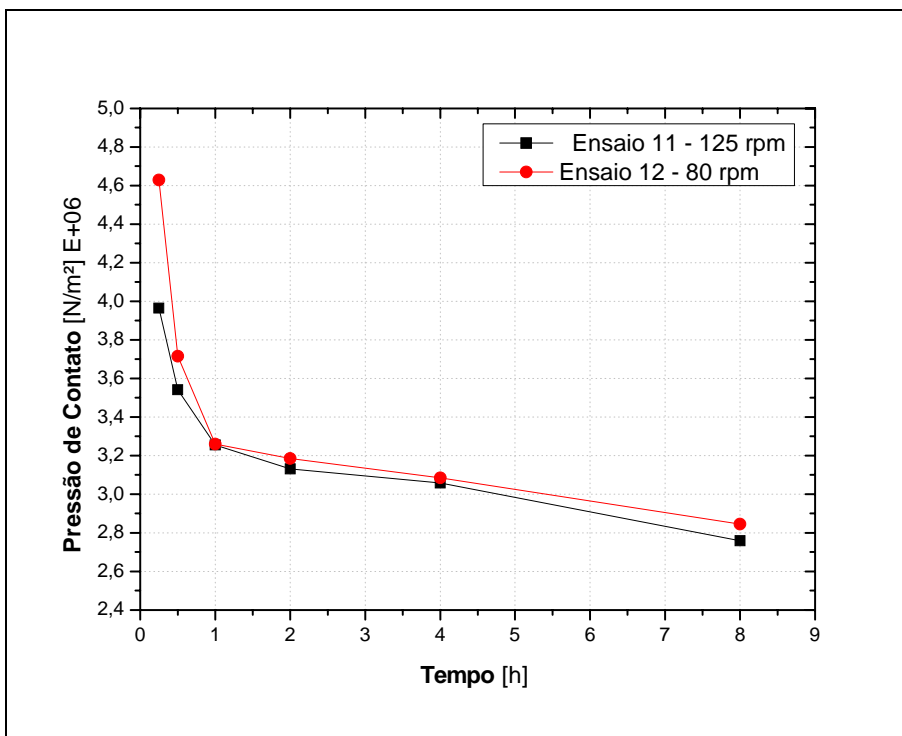


Figura 5.28 - Pressão de contato em função Tempo

A pressão de contato apresentou resultados coerentes, pois registrou os maiores valores ao final das oito horas, comparando com os ensaios que trabalharam com 1000 PSI de pressão lateral. A explicação é o fato de ter se perdido menos material, o que leva a uma área de contato menor, e, conseqüentemente, à maior pressão de contato.

As figuras 5.29 e 5.30, apresentam os resultados de *Fator de Desgaste* em função da *Função Trabalho* e *Tempo*, respectivamente.

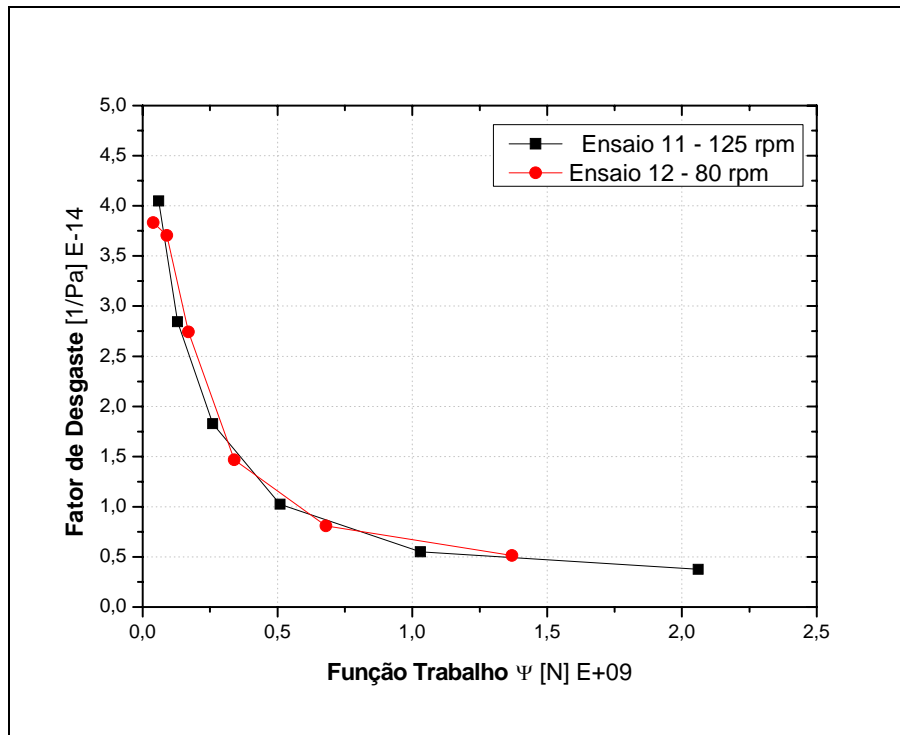


Figura 5.29 – Fator de Desgaste em função da Função Trabalho

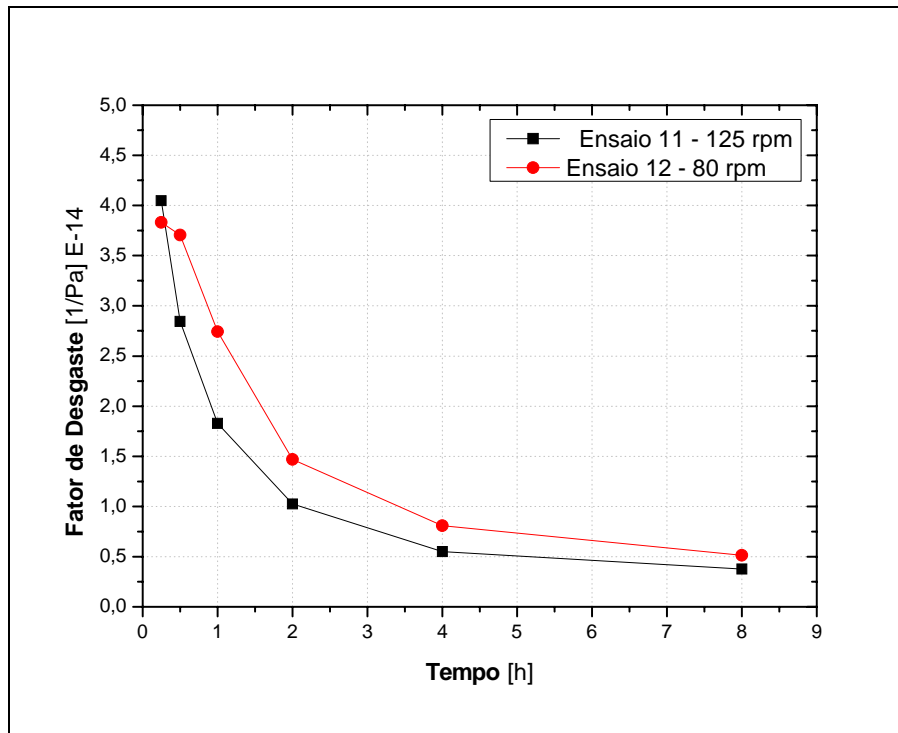


Figura 5.30 – Fator de desgaste em Função do Tempo

Os *Fatores de Desgaste* determinados para cada ensaio foram os menores encontrados para todos os ensaios realizados, explicado mais uma vez pela baixa perda de material, onde o valor ao final de oito horas era de aproximadamente 0,5 1/Pa E-14, para ambos os ensaios.

A figura 5.31 apresenta o espectro obtido no desgaste das amostras do grupo. Sendo relevante observar que nesse grupo foram encontradas as menores profundidades de desgaste.

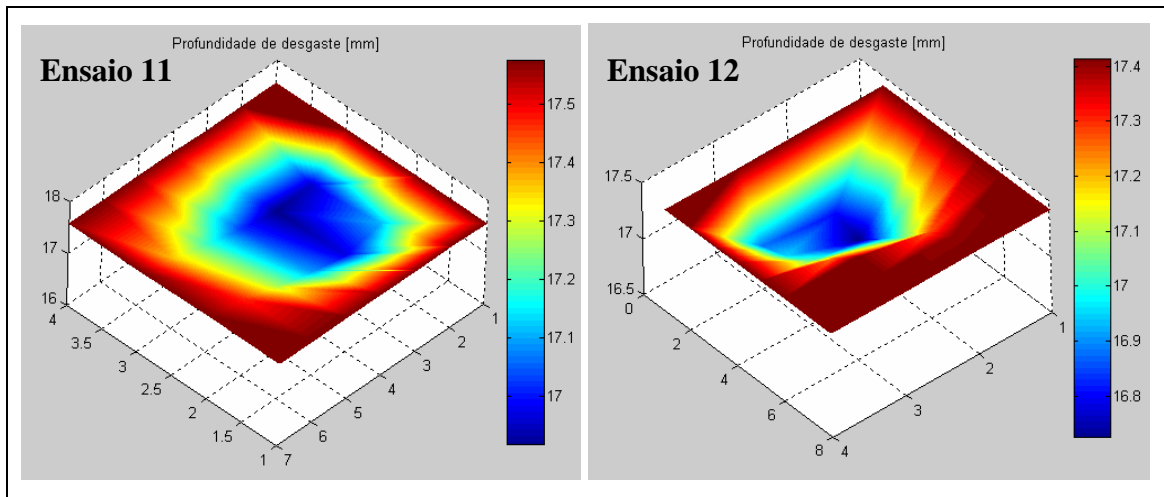


Figura 5.31 - Modelo do desgaste ao final de oito horas de ensaio para cada amostra do grupo 4

O espectro da amostra utilizada no ensaio 11 não apresentou uma forma triangular que é característico da ausência do hardfacing, o que pode ser explicado pela maneira com que o gabarito foi marcado na amostra. Embora seja possível reverter essa ilustração, os resultados apresentados para este grupo se apresentam de maneira satisfatória e com as ocorrências esperadas.

Uma conclusão mais detalhada de todos os ensaios será discutida no próximo capítulo fazendo as observações pertinentes às amostras e seus parâmetros utilizados. Em seguida, no próximo item, são apresentadas as curvas de cada ensaio sendo ajustadas por um programa gráfico e por métodos estatísticos de extrapolação.

5.2.5 Ajuste das funções

Após concluída as análises dos resultados, ajusta-se cada ensaio com uma curva normalizada contendo parâmetros variáveis que são ajustados por um software gráfico. Estas curvas de ajuste são aplicadas aos gráficos de *Volume* em função da *Função Trabalho*, tomando como base os pontos adquiridos nos ensaios. A função utilizada para ajustar estas curvas foi anteriormente proposta por HALL et al. [2], que explicam que o valor da *Função Trabalho* deve ser o mesmo para todos os ensaios que trabalham sobre mesmas características de lubrificação e superfícies de contato, sendo apenas dependente do tempo. A equação proposta por HALL et al. [2] define que o caminho do

volume desgastado é dependente de três parâmetros, conforme pode ser visto na equação (12):

$$V(\psi) = A \times \left[1 - e^{(-B \times \psi^C)} \right] \quad (12)$$

Estes parâmetros A, B e C, são dependentes das características do fluido utilizado, do riser ou casing e ainda da conexão ou hardfacing, se presente. Com a realização das análises dos resultados obtidos pelos ensaios, a *Função Trabalho* obteve valores sem correlação entre ensaios semelhante, podendo ser explicado por indícios da ocorrência da Lubrificação Hidrodinâmica e outros fenômenos.

Nos ajustes feitos para as curvas de cada ensaio, é mostrada uma assíntota sobre um valor do volume de material perdido. Esta assíntota é o valor do parâmetro A da equação de ajuste de Hall, pois segundo a equação, quando a *Função Trabalho* tender ao infinito, ou seja quando o tempo de ensaio for muito elevado, a segunda parcela da equação (12) tenderá a zero, fazendo com que a função assumo o valor de A. Nas figuras 5.32 a 5.43, observa-se essas assíntotas para os valores de volume, no entanto, para o primeiro ensaio não foi possível determinar a convergência da curva, isso porque a taxa de desgaste ainda era muito elevada ao final das oito horas de ensaio. Juntamente com os gráficos, são encontrados os valores dos parâmetros A, B e C da equação (12).

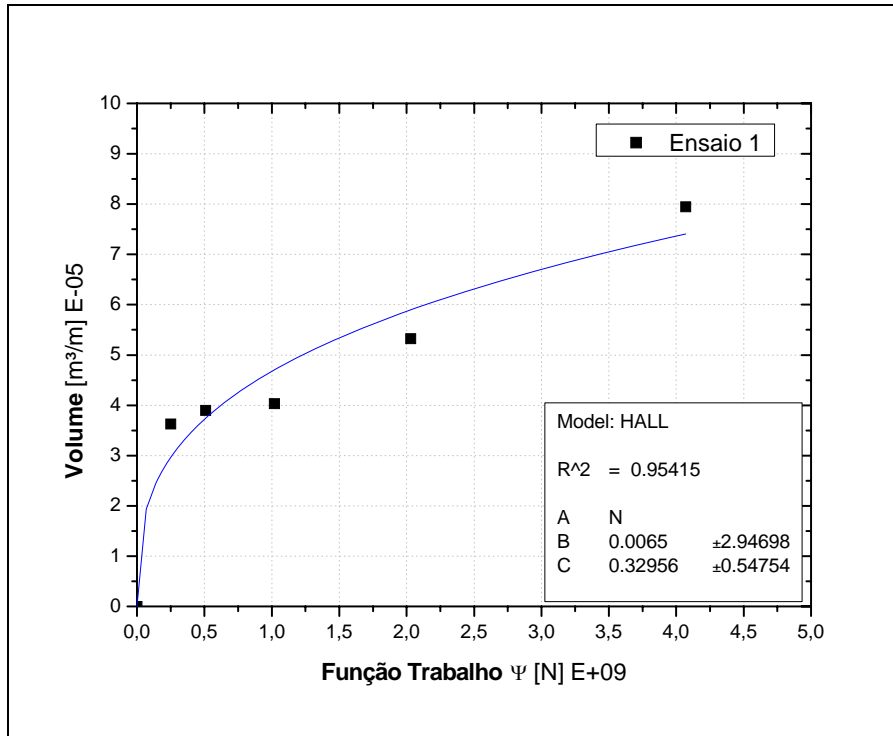


Figura 5.32 - Curva Ajustada para Volume

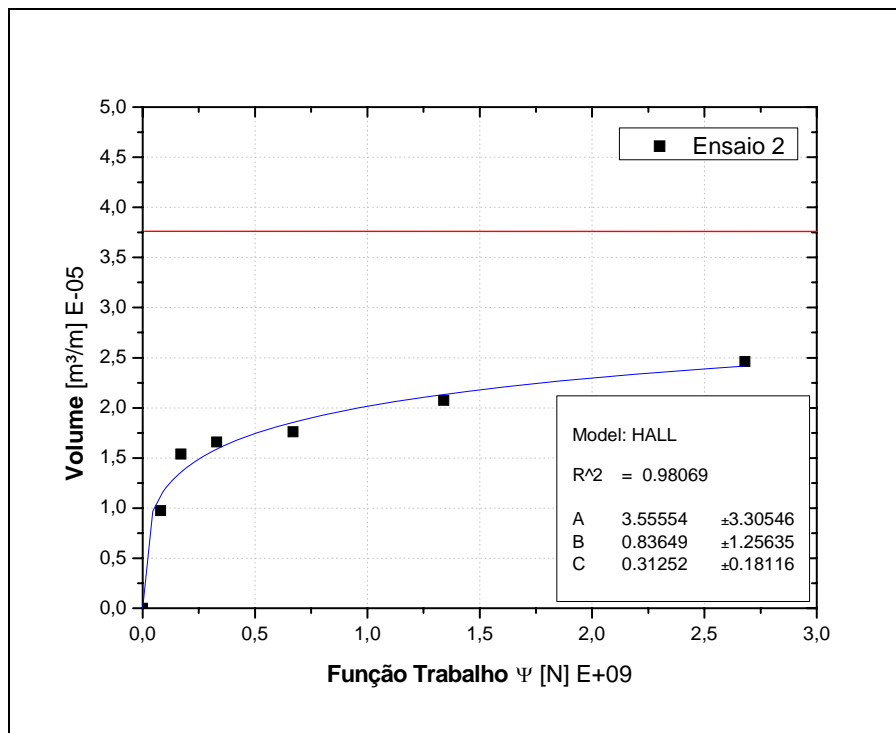


Figura 5.33 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho

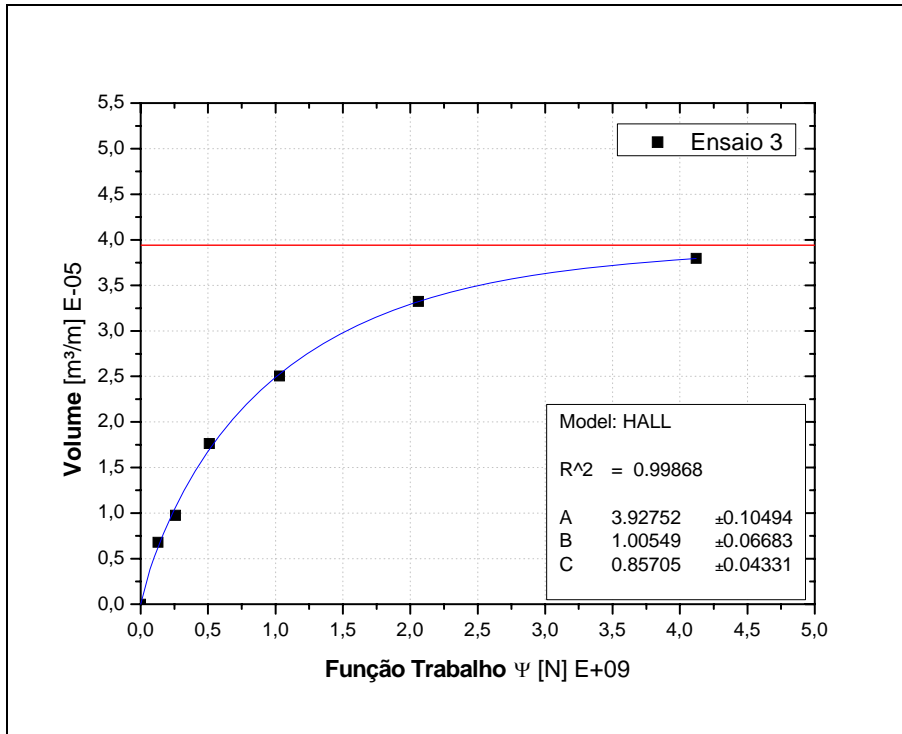


Figura 5.34 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho

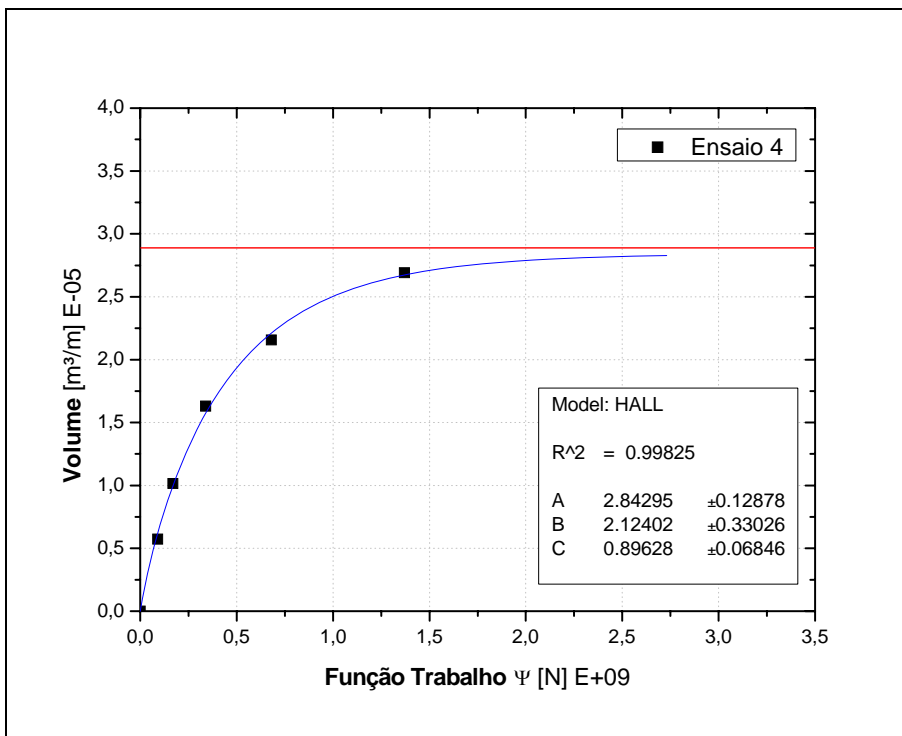


Figura 5.35 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho

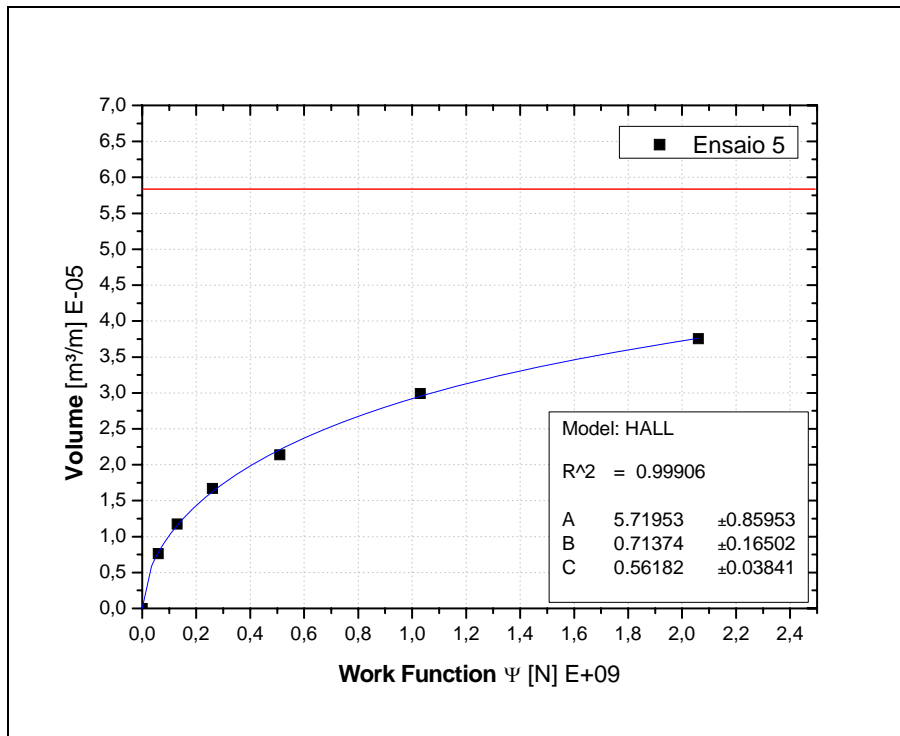


Figura 5.36 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho

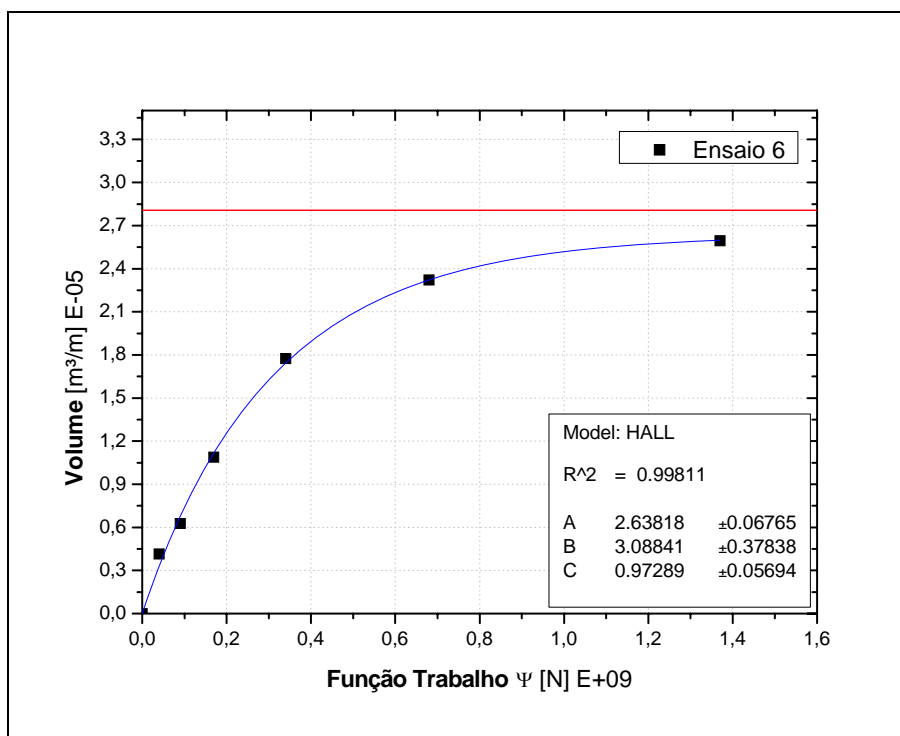


Figura 5.37 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho

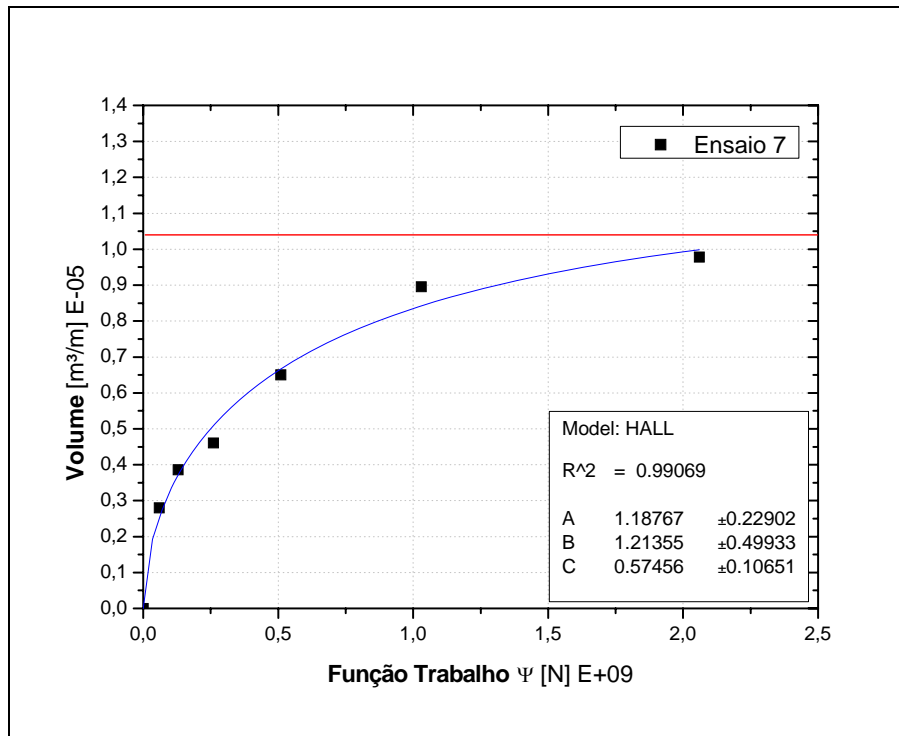


Figura 5.38 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho

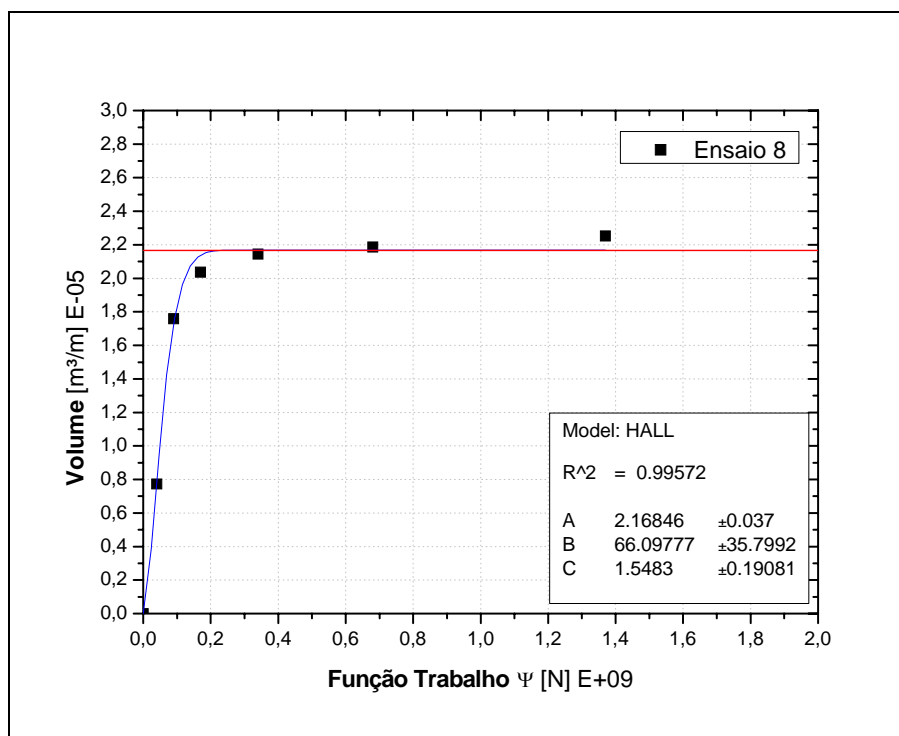


Figura 5.39 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho

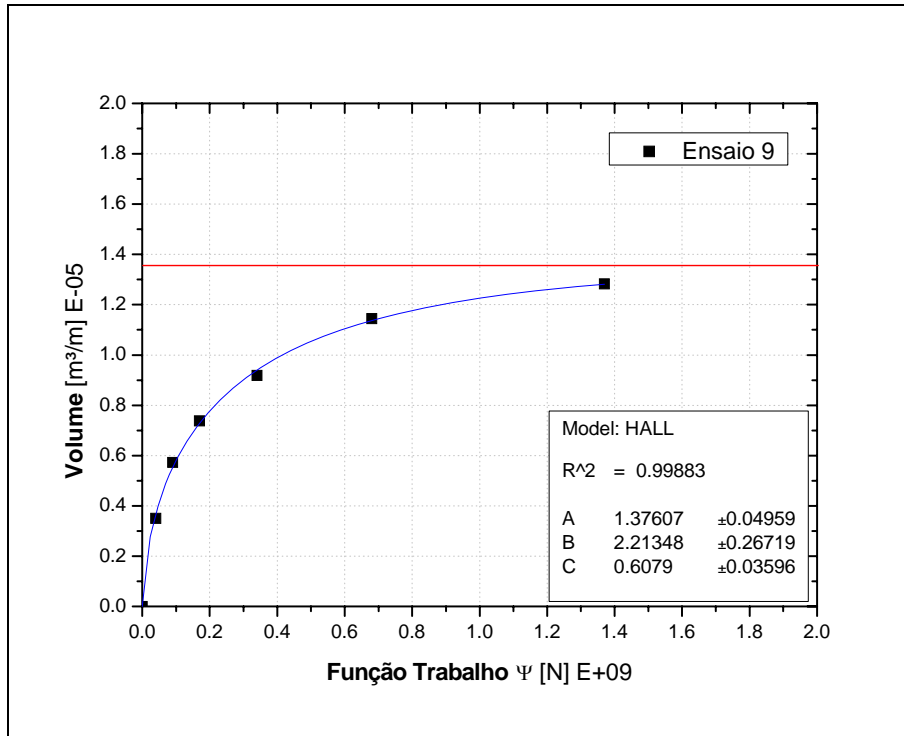


Figura 5.40 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho

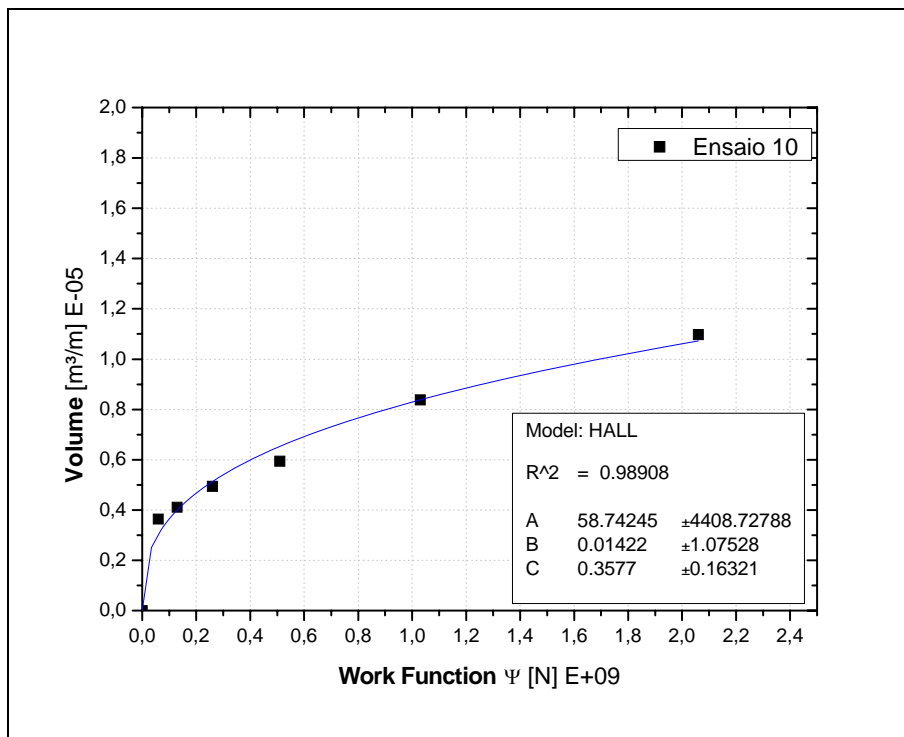


Figura 5.41 - Curva Ajustada para Volume em função da Função Trabalho

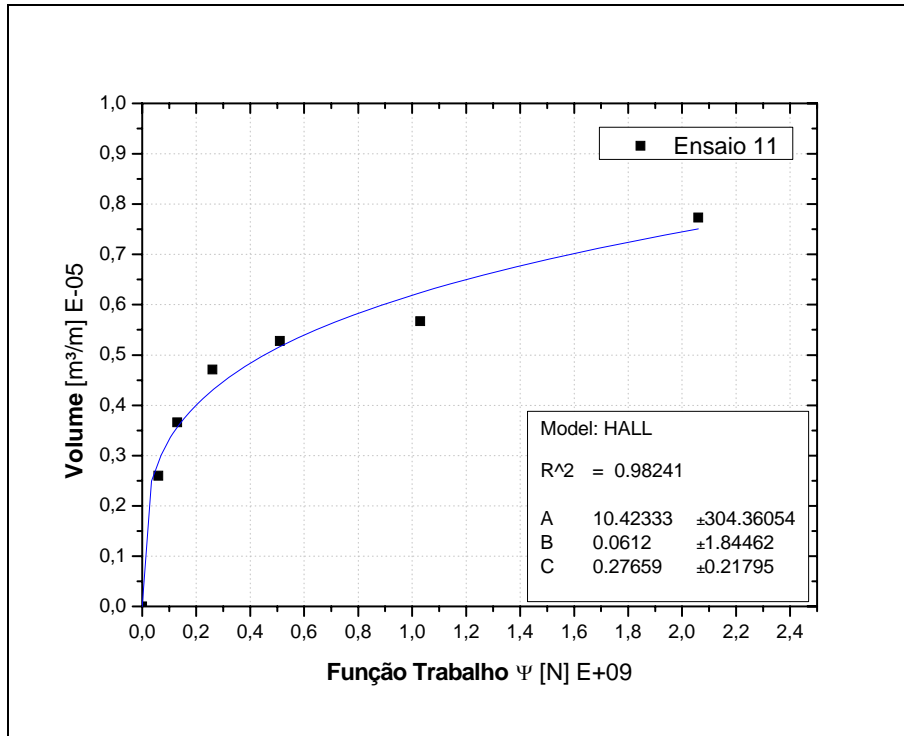


Figura 5.42 - Curva Ajustada para Volume em Função da Função Trabalho

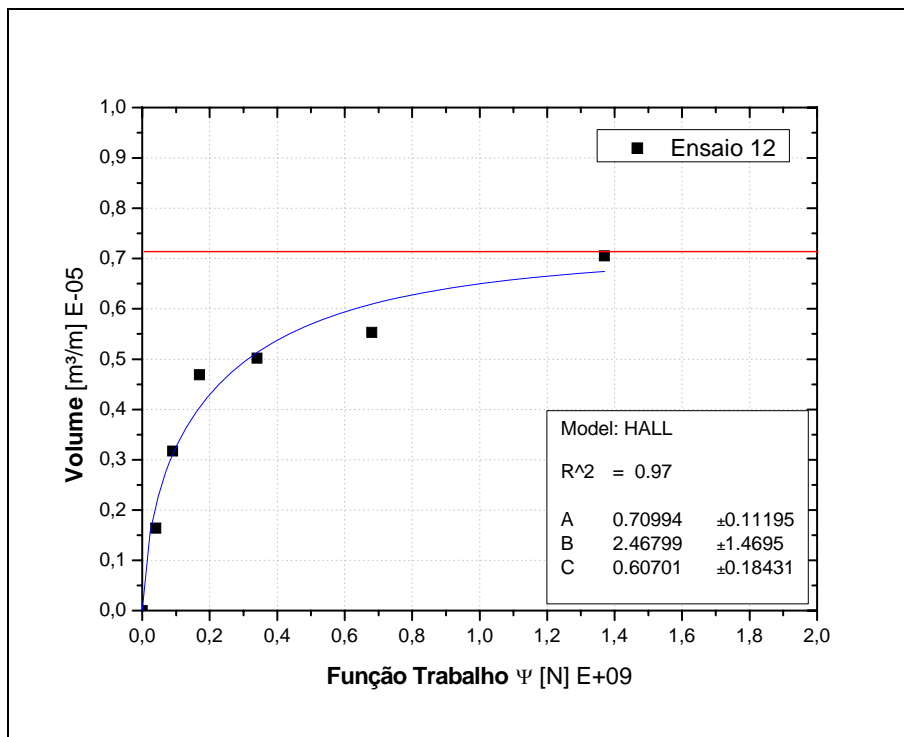


Figura 5.43 - Curva Ajustada para Volume em Função da Função Trabalho

Com os resultados ajustados pela curva proposta por HALL et al. [2], obtém-se um limite de desgaste atingido pelo contato entre os dois materiais. A presença de um volume desgastado constante em laboratório é provável de ser conseguido, conforme apresentado nos resultados, contudo este fato não pode ser confirmado na prática, onde se tem constante mudança da força lateral aplicada. É importante notar que muitas vezes para atingir um possível volume constante, a perda de espessura já poderá estar em um estágio bem avançado, impedindo a continuidade das operações por riscos estruturais.

A API Spec 5L [21] aceita como critério de tolerância para perda de espessura através de corrosão ou desgaste de risers em 12,5% da espessura nominal. Considerando que a espessura média do trecho de riser utilizado era de 17,5 mm, o limite para operações com o riser seria de 15,4 mm ou seja, com perda de espessura de 2,1 mm. Isso significa que qualquer desgaste superior a essa altura, estaria condenando o emprego do riser em operações de exploração. Dentro dos resultados obtidos, estariam sem condições de operação, apenas os risers utilizados para os ensaios 1, 3 e 4 por excesso de desgaste, segundo a norma que regulamenta o matéria. A API Spec 5L [21] ainda faz menção sobre três tipos de desgaste que podem ocorrer com o riser, que são: perda localizada onde a resistência à pressão deve ser reavaliada, mas não interferindo sobre a capacidade de resistência à tração e flexão do riser; a perda longitudinal que pode afetar a resistência à pressão, mas geralmente não interfere na resistência de tração e flexão do riser; e a perda circunferencial que pode afetar a resistência à pressão e também à resistência à tração e flexão, como também o limite de fadiga do riser, não sendo portanto recomendado o uso do riser com espessura menor que a permitida pela norma.

Para organizar o entendimento dos resultados das análises, são reunidos os principais resultados obtidos durante os testes na tabela 5.5. Foram inseridos dados como altura máxima, média, volume de material perdido pressão de contato e *Fator de Desgaste* e tipo de fluido entre outros.

Tabela 5.5 - Resumo dos resultados obtidos nas análises

Descrição	Função Trabalho (N) E+09	W (mm)	h méd (mm)	h máx (mm)	Vol. (m³/m) E -05	Área projetada (m²) E -03	Pressão de Contato (N/m²) E +06	Fator de desgaste convencional (1/Pa) E-14	Tipo de Fluido	Pressão Lateral (psi)
Ensaio 1	4,07	48,92	2,42	2,97	7,93	3,48	2,56	1,95	BR MULL	2000
Ensaio 2	2,68	33,34	1,11	1,73	2,45	2,35	3,79	0,92	BR MULL	2000
Ensaio 3	4,12	38,84	1,46	2,56	3,8	2,74	3,24	0,92	Catiônico	2000
Ensaio 4	2,73	41,04	1,63	2,6	4,49	2,90	3,06	1,64	Catiônico	2000
Ensaio 5	2,06	38,70	1,45	2,05	3,75	2,73	1,63	1,82	Catiônico	1000
Ensaio 6	1,37	34,27	1,13	1,73	2,60	2,42	1,84	1,89	Catiônico	1000
Ensaio 7	2,06	24,83	0,59	1,14	0,98	1,74	2,55	0,48	BR MULL	1000
Ensaio 8	1,37	32,71	1,03	1,54	2,25	2,31	1,93	1,65	BR MULL	1000
Ensaio 9	1,37	27,16	0,71	1,42	1,28	1,91	2,33	0,94	BR MULL	1000
Ensaio 10	2,06	25,79	0,64	1,06	1,09	1,81	2,45	0,53	BR MULL	1000
Ensaio 11	2,06	22,96	0,50	0,67	0,77	1,61	2,76	0,38	Catiônico	1000
Ensaio 12	1,37	22,27	0,47	0,7	0,71	1,56	2,85	0,52	Catiônico	1000

6. CONCLUSÃO

6.1 Conclusões

O estudo apresentado foi dividido em duas fases que envolviam análises numéricas e experimentais.

Nas análises numéricas, utilizou-se de um modelo gerado em elementos finitos que simula uma operação estática acoplada de um sistema de perfuração em águas ultra profundas. Com este modelo, sob efeito de corrente marinha, passeio da unidade e peso próprio, determinou-se a intensidade das forças de contato entre a coluna de perfuração e o riser marinho, e o deslocamento lateral de ambas as linhas. Embora se pudesse fazer inúmeras combinações com os mais diversos parâmetros do modelo, analisou-se apenas a redução da velocidade da corrente marinha. Os resultados das análises geraram muitos pontos de contato com intensidades diversificadas. Porém, a principal região a ser analisada situava-se próxima à junta flexível, onde foram encontradas as maiores magnitudes das forças de contato. Nessa região, a configuração deformada representada pelo modelo apresentava a maior curvatura da linha e por isso entende-se o motivo das principais forças de contato. Das análises realizadas, o maior valor encontrado para força de contato foi de 25 kN com a corrente normal. Reduzindo a velocidade da corrente em 50%, registrou-se, como esperado, uma queda brusca na intensidade da força máxima de contato, chegando a aproximadamente 11 kN. Essas forças são geradas pelo contato da conexão da coluna de perfuração com a superfície interna do riser, por serem os elementos com maior rigidez do sistema. Busca-se então delinear o desenvolvimento do desgaste sobre a superfície interna do riser, onde para isso era necessário a realização de ensaios experimentais.

Os ensaios paramétricos foram bem sucedidos pelos resultados obtidos. Embora tenham sido realizados poucos ensaios, as respostas das análises corroboram de forma qualitativa os valores obtidos por outros autores. O estudo tribológico entre a conexão e o riser mostrou-se bastante complicado, verificando-se que trata-se de um sistema com complexidades múltiplas, com origem nas superfícies em contato, na forma e estado da microestrutura da superfície até os fluidos com suas temperaturas, na viscosidade e nível de utilização.

Perante os resultados, fica claro que a presença de hardfacings, principalmente novos, tornam o processo mais abrasivo. Esta abrasividade inicial elevada deve-se às irregularidades ou maior rugosidade da superfície do hardfacing. Contudo, verificou-se, por exemplo, que após aproximadamente 16 horas de ensaio, a superfície do hardfacing tornou-se mais lisa, sendo observada, então, uma menor taxa de desgaste e, conseqüentemente, uma menor perda de material no riser. Na maioria dos casos, a conexão com hardfacing novo ou já desgastado apresentou maior abrasividade que a conexão lisa, ou seja, sem o hardfacing. Este fato só não foi confirmado em um ensaio onde o resultado final de volume desgastado foi praticamente o mesmo, entre conexões com e sem hardfacing, podendo-se então concluir que o hardfacing testado, em geral, mostrou-se como um elemento abrasivo.

Os fluidos utilizados para os testes foram o Catiônico (base água) e o BR MULL (base óleo). Durante os testes, a reposição dos fluidos foi feita devida a constatação de sua perda pelo baixo nível no reservatório. As características lubrificantes também eram alteradas após certo tempo de ensaio, pois a temperatura elevada modificava o nível de concentração dos componentes, e, portanto, a viscosidade do fluido. Os testes apresentaram resultados diversificados: na presença do hardfacing, o BR MULL se mostrou com melhores características lubrificantes, enquanto que para a conexão sem hardfacing, o Catiônico apresentou os melhores resultados de todos os ensaios.

Cada ensaio acumulou 8 horas de contato direto entre uma conexão e uma amostra de riser, e isso, na prática, significa uma operação de perfuração offshore, com uma taxa de penetração média de 31 ft/h, o que seria equivalente a 1045 horas ou 43 dias de trabalho na sonda. Porém, não é possível afirmar quanto ao nível de desgaste apresentado pelo riser nesse tempo, pois a força de contato lateral apresenta variações com a profundidade do poço e com o nível de uso das conexões. A não previsão de um tempo correto para inspeção do riser ainda pode ser explicado pela variação do Fator de Desgaste, que torna de maneira não linear o aumento do volume de material perdido e extremamente dependente das superfícies, da força lateral e das características do fluido utilizado.

Para uma campanha de perfuração que se inicia, acredita-se que os tubos de perfuração contenham conexões novas e com hardfacing, onde nesse período de uso a taxa de desgaste é bastante elevada. Ao se dar início à perfuração de um poço com 1500 metros de profundidade, conforme proposto neste trabalho, o desgaste sobre a superfície

interna do riser dar-se-ia, na maioria do tempo, com hardfacings novos, o que levaria a uma perda de espessura mais rápida do riser. Recomenda-se, então, o proposto pela API RP 16Q [3], que agenda uma inspeção de campo nesses casos. A inspeção é feita de maneira visual para detectar corrosões, trincas ou desgaste, prevenindo quanto ao desenvolvimento destas avarias.

Concluindo o estudo tribológico entre as superfícies do hardfacing/conexão e riser, e analisados os resultados, é possível confirmar a validação dos ensaios. Com a determinação do *Fator de Desgaste* nas análises, confirma-se a necessidade do melhoramento do hardfacing utilizado ou, o desenvolvimento de hardfacings com materiais com superfícies menos abrasivas ou investir em novas tecnologias evitando o desgaste do riser/casing de forma diferente.

Contudo, pode-se dizer que o desenvolvimento de uma ferramenta de proteção do riser/casing é viável no que consta nos estudos deste trabalho, porém sua forma de atuação e materiais devem ser bem estudados, para que não resultem em erros onerosos durante as operações. Praticamente, ferramentas como hardfacings bem projetados são de grande importância para o avanço da exploração em águas profundas e ultras profundas.

6.2 Sugestões para trabalhos futuros

A resposta dos testes podem ser melhor obtidas com o desenvolvimento de um aparato que mantenha o paralelismo entre a amostra de riser ou casing e a conexão ou hardfacing. Assim, não seria permitido o toque do corpo da coluna de perfuração na amostra, e dessa forma trabalhar-se-ia apenas com dois tipos de materiais em contato.

Aperfeiçoamento da superfície do hardfacing, evitando a presença da rugosidade inicial, ou controle rigoroso da rugosidade superficial do hardfacing em cada ensaio. Um estudo sobre os componentes do hardfacing também seria viável de modo a desenvolver combinações de materiais que apresentem menor abrasividade, ou baixa dureza, para que sejam desgastados mais facilmente que o próprio riser ou casing.

A composição dos fluidos e suas características na presença de temperaturas elevadas é algo a ser investigado. A influência da viscosidade sobre a lubrificação dos materiais e, conseqüentemente, sobre o Fator de Desgaste também deve ser estudada.

A lubrificação hidrodinâmica é um estudo à parte, pois envolve um fenômeno complexo para este sistema de trabalho. Sua existência, na prática, é bem vinda, porém não é confiável, pois nem sempre sua presença é confirmada.

A realização de ensaios em modelos numéricos e, posteriormente, em laboratórios para avaliar o limite de resistência do riser avariado, tornar-se-ia uma pesquisa de grande interesse para o prosseguimento deste trabalho.

7. REFERÊNCIAS

1. FIGUEIREDO, M.W., “Estudo de Cargas em Cabeça de Poço Submarino em Operações de Completação”, Dissertação de Mestrado, Programa de Engenharia Oceânica, Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Estudo em Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Abril de 2001.
2. HALL, R. W. Jr., Kenneth P. M., Mohr Engineering Division. “Contact Pressure Threshold – An Important New Aspect of Casing Wear” — Stress Engineering Services. SPE 94300. Oklahoma, 2005.
3. American Petroleum Institute (API), Recommended Practice for Design, Selection, Operation and Maintenance of Marine Drilling Riser Systems. API RP 16Q, 1 ed. Washington, API, 1993. API RP 16Q.
4. BARBOSA, R. L., VAZ, M. A., PLACIDO, J. C. R., “Análise de forças de contato e desgaste interno de risers devido ao contato com tubos de perfuração” Rio Oil & Gás Expo and Conference IBP 1268_6. Rio de Janeiro, 2006.
5. PACHECO, A. A. “Desenvolvimento de um Pós Processador para Visualização das Janelas de Operação de Risers de Perfuração”. Dissertação de Mestrado, Programa de Eng. Civil COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, 2004.
6. CUSTÓDIO, A. B. – “Análises Estáticas de Riser de Perfuração e Coluna de Perfuração”. Projeto CENPES: 3053. COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, Maio de 2003.
7. FALTINSEN O. M. – “Sea Loads on Ships and Offshore Structures” Cambridge University Press – Ocean Technology. New York, 1990.
8. BARBOSA, R. L., VAZ, M. A., PLACIDO, J. C. R., “Análise global estática acoplada de um sistema de riser de perfuração” Congresso Nacional de Construções Marítimas e Offshore – SOBENA. Rio de Janeiro, 2006.
9. LEWIS, R. W., WRIGHT Jr., T. R., “Casing Wear some Causes Effects and Control Measures” World Oil 39-103. October 1974.

10. BRADLEY, W. B., FONTENOT, J. E., “The Prediction and Control of Casing Wear” J. Pet. Tech 233-243. February 1975.
11. TRUE, M. E., WEINER, P. D., “Optimum Means of Protecting Casing and Drill-Pipe Tool Joints Against Wear”, J. Pet. Tech. 246-252. February 1975.
12. GOOCH, A., Wallace, D. W., “Wear protection for casing and tool joints”, Paper ASME 76-Pet-88 presented at Joint Petroleum Engineering and Pressure Vessels and Piping Conference, Mexico City, Sep. 19-24, 1976
13. NBVIG, T., “Wear tests with hard faced Tool Joints”, in German, internal Report, ITE, Techn. Univ. Clausthal, 1976.
14. WILLIAMSON, J. S., “Casing Wear: The Effect of Contact Pressure” J. Pet. Tech. 2382-88. 1981.
15. BEST, B., Casing and Wear Caused by Tool Joints”, Paper SPE 11992 Presented at the 58th Annual Technical Conference and Exhibition, San Francisco, October 5-9, 1983.
16. WHITE, J. P., DAWSON, R. “Casing Wear: Laboratory Measurements and Field Predictions”. SPE – 14325. Las Vegas, March 1987.
17. HOLM, R., “Electric Contacts”, Almqvist och Wiksell Förlag, Stockholm 1946 Sec. 40.
18. ARCHARD, J. F. “Contact and Rubbing of Flat Surfaces”. J. Appl. Phys. 1953 24, 981-88.
19. RABINOWICZ, E. “Wear Coefficients – Metals.” Wear Control Handbook, ASME. New York City, 1980, 476-77.
20. SHIGLEY, J. E., MISCHKE, C. R., BUDYNAS R. G. – “Projeto de Engenharia Mecânica”. Tradução João Batista de Aguiar, José Manoel de Aguiar. – 7. ed. – Porto Alegre: Bookman, 2005. 960 p.
21. American Petroleum Institute (API), Specification for Line Pipe, Information Handling Service. API Spec 5L, Forty Second Edition, January 2000. API Spec 5L.

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)